

Analyse und Beschreibung des Innengewindefertigungsverfahrens Gewindefurchen auf Basis eines Modellversuchs

Dipl.-Ing. Michael Schäfer

Analyse und Beschreibung des Innengewindefertigungsverfahrens Gewindefurchen auf Basis eines Modellversuchs.

Inaugural-Dissertation
zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktors der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.)
im Fachbereich Maschinenbau
der Universität Kassel

vorgelegt von Dipl.-Ing. Michael Schäfer
aus Kassel

Kassel, im April 2004

Als Dissertation am Fachbereich Maschinenbau
angenommen am: 17.02.2003

Erster Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Franz Tikal
Zweiter Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Jens Hesselbach
Prüfer: Prof. Dr. Ekkehart Frieling
Prof. Dr.-Ing. Bernd Klein

Tag der mündlichen Prüfung: 18. Mai 2004

Erklärung

Hiermit versichere ich, dass ich die vorliegende Dissertation selbständig und ohne unerlaubte Hilfe angefertigt und andere als die in der Dissertation angegebenen Hilfsmittel nicht benutzt habe. Alle Stellen, die wörtlich oder sinngemäß aus veröffentlichten oder unveröffentlichten Schriften entnommen sind, habe ich als solche kenntlich gemacht. Kein Teil dieser Arbeit ist in einem anderen Promotions- oder Habilitationsverfahren verwendet worden.

Kassel, im April 2004



(Michael Schäfer)

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Bediensteter am Fachgebiet Produktionstechnik und Werkzeugmaschinen des Institutes für Produktionstechnik und Logistik der Universität Kassel.

Dem Institutsleiter, Herrn Prof. Dr.-Ing. F. Tikal, danke ich herzlich für die Unterstützung und die hilfreichen Anregungen, die diese Arbeit ermöglichten.

Herrn Prof. Dr.-Ing. J. Hesselbach, Leiter des Fachgebietes Umweltgerechte Produkte und Prozesse, danke ich für die Übernahme des Korreferates sowie die eingehende Durchsicht des Manuskriptes.

Den Herren Prof. Dr. Ekkehart Frieling und Prof. Dr.-Ing. Bernd Klein danke ich für die Bereitschaft zur Teilnahme an der Prüfungskommission.

Mein Dank gilt weiter dem Kollegium des Institutes, das durch die fruchtbaren Diskussionen und Anregungen zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen hat. Danken möchte ich auch allen wissenschaftlichen und studentischen Hilfskräften sowie den Diplomanden für die wertvollen Anregungen und die tatkräftige Unterstützung bei der Durchführung der experimentellen Untersuchungen.

1 Einleitung	1
2 Grundlagen	2
2.1 Gewindefurchen	2
2.1.1 Prozessbeschreibung.....	2
2.1.2 Geometrie des Gewindefurchers	2
2.1.3 Vorteile des Gewindefurchens	4
2.1.4 Nachteile des Gewindefurchens	6
2.1.5 Kraft- und Furchmomentverlauf	7
2.1.6 Einflussparameter auf das Gewindefurchen	8
2.1.7 Konstruktionsvarianten von Gewindefurchern.....	10
2.2 Tribologie.....	13
2.2.1 Technische Oberflächen	14
2.2.2 Reibung.....	16
2.2.2.1 Reibungsmechanismen	17
2.2.2.2 Mathematische Beschreibung der Reibung.....	19
2.2.2.3 Reibung bei Umformvorgängen.....	20
2.2.2.4 Reibungsuntersuchungen.....	21
2.2.3 Verschleiß	22
2.2.3.1 Verschleißmechanismen	22
2.2.3.2 Verschleißarten	24
2.2.4 Beschichtungen	25
2.3 Umformtechnik	26
2.3.1 Elastische und plastische Formänderungen	26
2.3.2 Fließkurven und Fließspannung.....	26
2.3.3 Umformgrad	29
2.3.4 Fließbedingung und Stoffgesetz	30
2.3.5 Berechnung der Umformkraft.....	33
2.3.5.1 Ansatz mit Hilfe der elementaren Plastizitätstheorie.....	33
2.3.5.2 Ansatz mit Hilfe der Gleitlinientheorie.....	34
3 Versuchstechnik.....	36
3.1 Modellversuch Gewindefurchen	36
3.1.1 Verwendete Komponenten.....	36
3.1.2 Versuchsaufbau und Prozessbeschreibung.....	39
3.1.3 Versuchsdurchführung	42
3.2 Modellversuch Gewindefurchen Reibung	43
3.2.1 Verwendete Komponenten.....	43
3.2.2 Versuchsaufbau und Prozessbeschreibung.....	43
3.2.3 Versuchsdurchführung	45
3.3 Realversuch Gewindefurchen.....	45
3.3.1 Verwendete Komponenten.....	45
3.3.2 Versuchsaufbau und -durchführung.....	46
4 Empirische Untersuchungen	47
4.1 Einfluss der Zustellung	48
4.1.1 C45k, $h_f=0,02-0,05$ mm, $v_u=20$ m/min.....	48
4.1.2 AlMgSi 1, $h_f=0,03-0,06$ mm, $v_u=30$ m/min.....	50
4.2 Einfluss der Umfangsgeschwindigkeit	52
4.2.1 C45k, $h_f=0,04$ mm, $v_u=20-50$ m/min	52

4.2.2 AlMgSi 1, $h_f=0,04\text{ mm}$, $v_u=20-50\text{ m/min}$	54
4.3 Einfluss der Geometrie	56
4.3.1 C45k, $h_f=0,04\text{ mm}$, $v_u=20\text{ m/min}$	56
4.3.2 AlMgSi 1, $h_f=0,04\text{ mm}$, $v_u=30\text{ m/min}$	60
4.4 Volumenoptimierung.....	64
4.4.1 Härteverläufe	69
4.4.2 Gefügebetrachtung	70
4.4.3 Ausformung der Furche	71
4.4.4 Modellierung einer Gewindekralle.....	73
4.4.5 Reibungsuntersuchungen mit Temperatur	74
4.5 Zusammenfassung Empirische Untersuchungen	79
5 Theoretische Untersuchungen	82
5.1 Berechnung der Aufwurfhöhe der erzeugten Furche.....	83
5.1.1 Volumenberechnung Trapez.....	83
5.1.2 Volumenberechnung Trapez mit Dreiecksausschnitt.....	86
5.1.3 Vergleich der Berechnungsmodelle	90
5.2 Abbildung des Gewindefurchers und des Werkstücks.....	91
5.3 Berechnung der Kontaktfläche am Formkeil.....	93
5.4 Modellierung des Umformgrades.....	97
5.4.1 Ansatz radial	100
5.4.2 Ansatz radial gewichtet	101
5.4.3 Ansatz Gefügeanalyse	103
5.4.4 Auswahl des Modells	106
5.5 Berechnung der radialen Umformkraft F_x	107
5.5.1 Kraftberechnung mit Hilfe der elementaren Plastizitätstheorie.....	108
5.5.1.1 Ideelle Umformkraft F_{idi} pro Umformstufe	108
5.5.1.2 Reibungskraft F_{Ri} pro Umformstufe.....	109
5.5.1.3 Schiebungskraft F_{schi} pro Umformstufe.....	111
5.5.2 Kraftberechnung mit Hilfe von Gleitlinienlösungen.....	112
5.6 Berechnung des Furchmomentes.....	114
5.7 Zusammenfassung Theoretische Untersuchungen	115
6 Verifizierung der Berechnungsmodelle	117
6.1 Verifizierung der Kraftberechnungsmodelle durch den Modellversuch.....	117
6.1.1 C45k, Gewindefurcher Typ A	118
6.1.2 C45k, Gewindefurcher Typ C.....	120
6.1.3 AlMgSi 1, Gewindefurcher Typ A	121
6.1.4 AlMgSi 1, Gewindefurcher Typ C.....	122
6.2 Verifizierung der Furchmomentberechnungsmodelle durch den Realversuch.....	123
6.2.1 C45k.....	124
6.2.2 AlMgSi 1.....	126
6.3 Zusammenfassung Verifizierung	127
7 Zusammenfassung/Ausblick	128
8 Literaturverzeichnis	132

Formelzeichen und Symbole

Zeichen	Benennung	Einheit
A	Fläche	$[mm^2]$
A_1	Stirnfläche am Formkeil	$[mm^2]$
A_2	Flankenfläche am Formkeil	$[mm^2]$
A_a	aufgeworfene Querschnittsfläche	$[mm^2]$
A_D	Querschnittsfläche Dreieck	$[mm^2]$
A_F	Umfangsquerschnitt	$[mm^2]$
a_i	Spitzenbreite	$[mm]$
A_{Keil}	Fläche Keil	$[mm^2]$
$A_{Stempel}$	Fläche Stempel	$[mm^2]$
A_T	Querschnittsfläche Trapez	$[mm^2]$
A_{Ufsti}	Fläche pro Umformstufe	$[mm^2]$
A_{vu}	verdrängte Querschnittsfläche unten	$[mm^2]$
b	Bogenlänge	$[mm]$
C	Konstante	$[]$
D, D_N	Nennendurchmesser Gewinde	$[mm]$
D_1	Durchmesser 1 Hub	$[mm]$
D_2	Durchmesser 2 Hub	$[mm]$
d_a	Außendurchmesser Uralpow	$[mm]$
D_{f1}	Flankendurchmesser 1	$[mm]$
D_{f2}	Flankendurchmesser 2	$[mm]$
d_i	Innendurchmesser Uralpow	$[mm]$
$D_{k Furch}$	gefurchter Kerndurchmesser	$[mm]$
$D_{k theor.}$	theoretischer Kerndurchmesser	$[mm]$
D_{sa}	Schwerpunktdurchmesser aufgeworfenes Volumen	$[mm]$
D_{svu}	Schwerpunktdurchmesser verdrängtes Volumen unten	$[mm]$
D_v	Vorbohrdurchmesser	$[mm]$
F	Kraft	$[N]$
F_{id}	Ideelle Umformkraft	$[N]$
$F_{k_{ue}}$	Übergangsformkeil	$[]$
F_N	Normalkraft	$[N]$
F_R, F_{Reib}	Reibkraft	$[N]$
F_{sch}	Schiebungskraft	$[N]$
F_{Uges}	Umformkraft gesamt	$[N]$
F_{UGleit}	Umformkraft Gleitlinientheorie	$[N]$
F_{Ui}	ideelle Umformkraft	$[N]$
F_x	Kraft in x-Richtung	$[N]$

F_{xk}	Kraft in x-Richtung konstant	[N]
F_{xVi}	Kraft in x-Richtung Verbesserungsstufe 1	[N]
F_y	Kraft in y-Richtung	[N]
F_z	Kraft in z-Richtung	[N]
H	Höhe des Hubes	[mm]
h_{ai}	Aufwurfhöhe pro Umformstufe	[mm]
h_{fi}	Zustellung pro Umformstufe	[mm]
h_{fmax}	maximale Gewindetiefe	[mm]
h_{Ks}	Höhe Kreissegment	[mm]
Hv	Härte Vickers	[]
i	Umformstufe	[]
k	Schubfließspannung	[N/mm ²]
k_f	Fließspannung	[N/mm ²]
k_{fm}	Mittlere Fließspannung	[N/mm ²]
k_{ji}	Koeffizienten	[]
k_m	mittlere Schubfließspannung	[N/mm ²]
L	Länge	[mm]
L_R	Reibweg	[m]
m	Reibfaktor	[]
$M_{y ges}$	Gesamtfurchmoment	[Nm]
M_{yi}	inkrementales Furchmoment pro Umformstufe i	[Nm]
n	Verfestigungsexponent	[]
P	Gewindesteigung	[mm]
P	Normalspannung	[N/mm ²]
P_1	Furchensteigung 1	[°]
P_2	Furchensteigung 2	[°]
P_{Keil}	Flächenpressung Keil	[N/mm ²]
P_m	mittlere Flächenpressung	[N/mm ²]
$P_{Stempel}$	Flächenpressung Stempel	[N/mm ²]
Q_1	Quotient	[mm ³ /N]
r	Radius	[mm]
R_e	Streckgrenze	[N/mm ²]
R_m	Zugfestigkeit	[N/mm ²]
RT	Raumtemperatur	[°C]
S_1	Flächenstück	[mm ²]
S_2	Flächenstück	[mm ²]
S_3	Flächenstück	[mm ²]
t	Dicke	[mm]

T	Temperatur	$[^{\circ}\text{C}]$
TA	Traganteil des Gewindes	$[\%]$
U_1	Umfangslänge 1	$[\text{mm}]$
U_2	Umfangslänge 2	$[\text{mm}]$
U_{Fi}	Umformflächen	$[\]$
V	Volumen	$[\text{mm}^3]$
V_1	verdrängtes Volumen Verbesserungsstufe 1	$[\text{mm}^3]$
V_2	verdrängtes Volumen Verbesserungsstufe 2	$[\text{mm}^3]$
V_a	aufgeworfenes Volumen	$[\text{mm}^3]$
$V_{a\text{ ges}}$	aufgeworfenes Gesamtvolumen	$[\text{mm}^3]$
V_i	umzuformendes Volumen	$[\text{mm}^3]$
v_u	Umfangsgeschwindigkeit	$[\text{m}/\text{min}]$
V_v	verdrängtes Volumen	$[\text{mm}^3]$
$V_{v\text{ ges}}$	verdrängtes Gesamtvolumen	$[\text{mm}^3]$
V_{vo}	verdrängtes Volumen oben	$[\text{mm}^3]$
V_{vu}	verdrängtes Volumen unten	$[\text{mm}^3]$
W_{Sch}	Schiebungsarbeit	$[\text{J}]$
x_s	Flächenschwerpunkt	$[\text{mm}]$
α	Spitzenwinkel	$[\text{^\circ}]$
α	Steigungswinkel Gewinde	$[\text{^\circ}]$
β_i	Einstellwinkel Urlapow	$[\text{^\circ}]$
ε	Dehnung	$[\]$
ε_{Gl}	Gleichmaßdehnung	$[\]$
γ	Spitzenwinkel	$[\text{^\circ}]$
φ	Umformgrad	$[\]$
$\dot{\varphi}$	Umformgeschwindigkeit	$[\]$
κ	Einstellwinkel	$[\text{^\circ}]$
μ	Reibungszahl	$[\]$
θ	Gleitlinienwinkel	$[\text{^\circ}]$
σ	Spannung	$[\text{N}/\text{mm}^2]$
σ_N	Normalspannung	$[\text{N}/\text{mm}^2]$
τ_R	Reibschubspannung	$[\text{N}/\text{mm}^2]$

1 Einleitung

Das Gewindefurchen ist ein spanloses Fertigungsverfahren zur Herstellung von Innengewinden. Es bietet wesentliche Vorteile gegenüber der spanenden Innengewindeherstellung, wie z.B. keine Notwendigkeit zur Spanentsorgung, höhere Festigkeit der Gewindeflanken und eine erhöhte Prozessgeschwindigkeit. Um die Vorteile des Verfahrens unter wirtschaftlichen und technologischen Aspekten besser auszunutzen, bietet die Weiterentwicklung der Werkzeuggeometrie sowohl im makroskopischen als auch im mikroskopischen Bereich ein enormes Potential, welches nicht nur bezüglich der Standzeit bzw. -menge und Prozessgeschwindigkeit, sondern auch hinsichtlich der Qualität der erzeugten Gewinde erschlossen werden sollte.

Durch die empirische Untersuchung der technischen und physikalischen Eigenschaften am Gewindefurcher sollen der Anformbereich und die Formkeilgeometrie in Abhängigkeit verschiedener Prozessparameter und Werkstoffe verbessert werden, um optimale Bearbeitungsergebnisse hinsichtlich der hergestellten Gewindefurchen und des auftretenden Verschleißes am Gewindefurcher bzw. Formkeils zu erreichen. Die Basis dieser Untersuchungen bildet ein neuartiger Modellversuch, bei dem modifizierte Gewindefurcher verwendet werden, die derart umgestaltet sind, dass von einem üblichen Gewindefurcher durch Umschleifen nur noch ein einzelner Gewindegang am Werkzeug verbleibt. Dadurch ist es möglich, in einer vergrößerten Vorbohrung mit einem Formkeil die einzelnen Umformstufen beim Gewindefurchen separat zu fertigen, die auftretenden Prozesskräfte während des Eingriffs in das Werkstück zu messen und das Bearbeitungsergebnis im Werkstück und den Verschleiß am Formkeil zu bewerten.

Weiterhin wird eine rein theoretische Methode beschrieben, mit der die Berechnung der Umformkraft und darauf basierend der Furchmomente am Formkeil bzw. dem ganzen Gewindefurcher möglich ist. Durch die Kenntnis der berechneten Kräfte und Momente am einzelnen Formkeil bzw. dem Gewindefurcher kann bereits in der Konzeptionsphase eines Gewindefurchers eine Anpassung des Werkzeuges an die jeweiligen Bearbeitungsanforderungen durchgeführt werden, wodurch der Entwurf von Gewindefurchern wesentlich wirtschaftlicher realisierbar ist, als durch rein empirische Herangehensweisen.

2 Grundlagen

2.1 Gewindefurthen

2.1.1 Prozessbeschreibung



Abbildung 2.1: Gewindefurthen [16]

Gewindefurthen ist ein druckumformendes Verfahren, bei dem das Innengewinde durch Eindrücken eines Werkzeugs, des sogenannten Gewindefurchers bzw. -formers, mit schraubenförmiger Wirkfläche in das Werkstück entsteht [1].

Beim Gewindefurthen wird das Innengewinde, im Gegensatz zum Gewindeschneiden, spanlos durch Umformen hergestellt. Die Formkeile des Gewindefurchers drücken sich schraubenförmig in das Werkstoffmaterial ein und formen die Gewindeflanken auf Nennmaß aus. Dabei fließt das verdrängte Material fast ausschließlich radial an den Flanken in die Zwischenräume inmitten der Formkeile des Furchers. Mit zunehmender Umformung steigt der axiale Fließanteil entsprechend der Krümmung der Formkeilgeometrie des Gewindefurchers. Es entstehen die für gefurchte Gewinde typischen Krallen

im Bereich der Gewindespitzen [2], [4], [11]. Als wesentliches Verfahrensmerkmal wird in verschiedenen Veröffentlichungen der ununterbrochene „Faserverlauf“ beschrieben, der durch das Gewindefurthen nicht beschädigt und durch dessen Verformung eine statische und dynamische Festigkeitssteigerung des erzeugten Gewindes erreicht wird. Allerdings ist bei dieser Aussage zu beachten wie der „Faserverlauf“, das durch die Herstellung erzeugte Primärgefüge, im Werkstoff verläuft. Nur wenn die Werkzeugachse parallel zur Ausrichtung des Primärgefüges steht, kann bei einem Teil des Gewindes vom ununterbrochenen Faserverlauf gesprochen werden.

2.1.2 Geometrie des Gewindefurchers

Der Gewindefurcher ist axial in zwei Bereiche aufgeteilt. An der Spitze hat er einen konischen Anformbereich, der sich in der Regel über mehrere Gewindegänge erstreckt. Bei einem linearen Anformbereich liegt der Einstellwinkel K zwischen 8° und 10° . Dort wird der größte Teil der Umformarbeit verrichtet. Der anschließende

Formkeil mit dem größten Außendurchmesser Fk_{UE} hat die Funktion, die Gewindeflanken vollständig auszuformen. Zur Glättung der gefurchten Gewindeflanken und Führung des Werkzeugs dient der nachfolgende Kalibrierteil, der zum Schaft hin im Verhältnis von etwa 1:1000 verjüngt ist [2], [3], [4], [5]. Der Querschnitt eines Gewindefurchers unterscheidet sich von dem eines Gewindebohrers durch den polygonförmigen Grundquerschnitt, der aus mindestens drei oder mehr Formkeilen besteht [2], [6]. In Abbildung 2.2 ist ein Werkzeug mit 5fach-Polygonquerschnitt abgebildet, an dem ein linearer und ein nicht linearer Verlauf des Anformteils eingezeichnet sind. Die Freiräume zwischen den Formkeilen dienen zur Aufnahme von Schmiermittel.

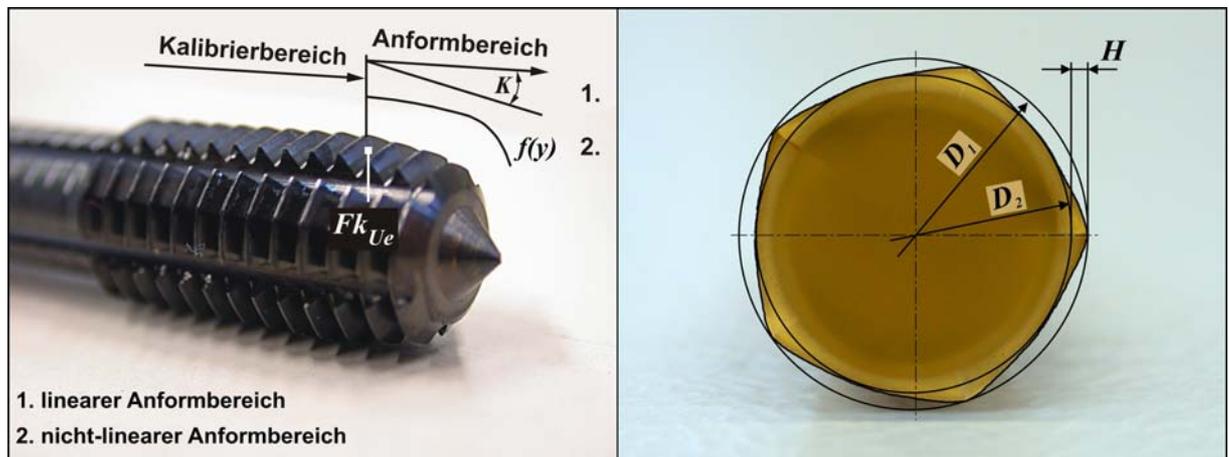


Abbildung 2.2: Bereiche am Gewindefurcher und Querschnitt

Die rechte Hälfte der Abbildung 2.2 zeigt den Querschnitt eines Gewindefurchers mit 5-fach Polygon. Die Formkeile des Gewindefurchers sind radial hinterschleift, wodurch die berührende Kontaktfläche gegenüber einem nicht hinterschleiften Werkzeug reduziert wird [2], [9]. Mit der Hubhöhe H ist die Höhe des Formkeils eingezeichnet, die zwischen dem Durchmesser D_2 , mit dem der Durchmesser charakterisiert ist, auf dem die Formkeile aufsetzen, und dem Nenndurchmesser D_1 entsteht. Die Formkeile am Gewindefurcher können mit verschiedenen Hinterschleiffen gefertigt werden. Die Höhe des Hubes H und die Art der Polygonform sind Einfluss gebend auf alle im Prozess auftretenden Kräfte und Momente. Die Qualität der Gewinde und die Standmenge der Gewindefurcher hängt entscheidend von der Geometrie bzw. vom Hinterschleiff der Formkeile ab. Zwei unterschiedliche Hinterschleiffkurven sind in der Abbildung 2.3 abgebildet. Beide Funktionen sind in Abhängigkeit des Drehwinkels dargestellt. Sie werden entsprechend des Querschnittes bzw. der Anzahl der Formkeile des Gewindefurchers auf den Drehwinkel angepasst.

Gewindefestigkeit

Da die Oberflächen der Gewindeflanken geglättet und geformte Gewinde durch die Umformung kaltverfestigt sind, weisen geformte Gewinde eine erhöhte statische und dynamische Festigkeit auf [3], [4], [6]. Die Härte der verfestigten Gewindeflanken erreicht bei Stahlwerkstoffen in den Randbezirken der Gewindeflanken und des Gewindegrundes ca. 130% der Härte des unverformten Werkstoffs [7].

Produktivität

Bei günstigen Fertigungsparametern, z.B. leicht umformbaren Werkstoffen, Wahl der richtigen Beschichtung der Werkzeuge, Schmiermittel, Umfangsgeschwindigkeit und Vorbohrdurchmesser, kann eine Standzeiterhöhung erreicht werden. Die Umfangsgeschwindigkeit kann werkstoffabhängig höher als die Schnittgeschwindigkeit beim Gewindeschneiden gewählt werden. Durch die langen Standwege, kurzen Taktzeiten und die hohe Prozesssicherheit ist dieses Verfahren für den automatisierten Einsatz geeignet [2], [3], [10].

Qualität

Zu große Gewinde und eine Vorweite der ersten Gewindegänge können beim Gewindefurchen ausgeschlossen werden, da das Gewinde das genaue geometrisch negative Abbild des Gewindefurchers darstellt. Somit hängt die Maßgenauigkeit der Gewinde in großem Maße von der Maßhaltigkeit der Werkzeuge ab. Die entstehenden elastischen Verformungen richten sich nach der Art des Werkstoffes, dem Grad der Umformung und der Gestalt der Werkstücke, sind aber so gering, dass sie vernachlässigbar sind [3], [4], [5], [6]. Durch die geglätteten Gewindeflanken werden durch die aufgebrachte Flächenpressung Spannungsspitzen in der Schraubenverbindung verringert. Das Setzverhalten der Schraubenverbindung wird positiv beeinflusst. Die Oberflächenqualität ist in der Regel zwischen N3 bis N5 einzuordnen. Geschnittene Gewinde erreichen unter optimalen Bedingungen N9 bis N10 [2], [8].

Eigenführung

Aufgrund der ausgezeichneten Eigenführung von Gewindefurchern kann der Gewindeformvorgang auch ohne Zwangsvorschub durchgeführt werden [3], [5].

Hohe Stabilität von Gewindefurchern

Da bei Gewindefurchern Spannuten fehlen oder vorhandene Ölnuten wesentlich kleiner ausfallen als die Spannuten bei Gewindebohrern, haben sie eine größere Querschnittsfläche und sind deshalb wesentlich stabiler [2], [4].

2.1.4 Nachteile des Gewindefurchens

Drehmoment

Durch die spanlose Umformung entsteht beim Gewindefurchen ein höheres Drehmoment als beim Gewindeschneiden. Dabei hängt das Drehmoment von mehreren Faktoren, wie z.B. Umfangsgeschwindigkeit, Schmiermittel, Beschichtung, Werkstoff und Vorbohrdurchmesser, ab. Es kann zwischen dem 2- bis 10-fachen liegen [6] und steigt mit zunehmendem Traganteil an.

Werkstoff

Gute Ergebnisse erreicht man durch Gewindefurchen nur in Werkstoffen, die Bedingungen hinsichtlich ihrer maximal zulässigen Zugfestigkeit und minimalen Bruchdehnung erfüllen (siehe Kapitel 2.1.6).

Dünnwandige Werkstücke

Gwindefurchen in dünnwandige Werkstücke ist nur bis zu einer minimalen Wandstärke von $2,5xP$ möglich, da durch die großen Umformkräfte die Werkstücke in Abhängigkeit ihres Werkstoffs und der Wandstärke aufgeweitet werden.

Aufwurf

Bedingt durch die Kaltumformung ist der Aufwurf am Gewindefang und -ende größer als beim Gewindebohren [7].

Vorbohrdurchmesser

Der Vorbohrdurchmesser muss etwa ein bis zwei ISO-Qualitäten genauer hergestellt werden als der Kernlochdurchmesser für das Gewindebohren. Zu diesem Zweck ist es notwendig, Bohrer mit Sondermaßen einzusetzen oder die Bohrungen vorzubohren und anschließend zu Reiben [7].

Anwendungsbereich

Der Anwendungsbereich bei metrischen Regelgewinden ist eingegrenzt von M 2 bis M 20. Ausführungen von Feingewinden bis M 72×2 sind bekannt [7].

2.1.5 Kraft- und Furchmomentverlauf

Grundsätzlich kann der Gewindefertigungsvorgang beim Gewindefurchen mit einem Gewindefurnschneidapparat in fünf Bereiche unterteilt werden.

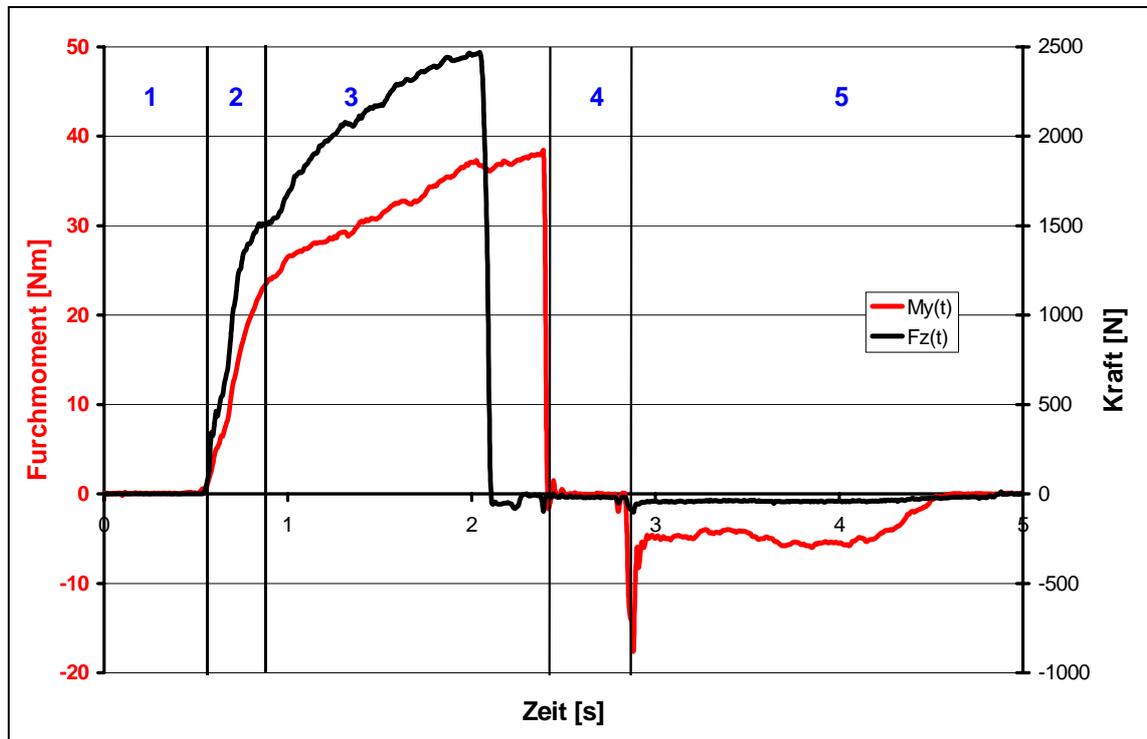


Abbildung 2.5: Drehmoment- und Kraftverlauf beim Gewindefurchen [2], [7]

1. Zustellbereich

Das Werkzeug ist noch nicht im Eingriff. Es legt mit eingestellter Drehzahl und Vorschubgeschwindigkeit den Weg bis zum Werkstück zurück. Die Kräfte $F_z(t)$ und Momente $M_y(t)$ sind in diesem Abschnitt Null.

2. Anformbereich

Das Werkzeug beginnt, mit dem Anformbereich in das Werkstück einzudringen. Die Kraft $F_z(t)$ und das Moment $M_y(t)$ steigen an. In diesem Bereich wird der größte Anteil der Umformarbeit verrichtet.

3. Ausformbereich

In dieser Phase greift das Werkzeug anfänglich mit dem Formkeil Fk_{UE} bzw. dem größten Außendurchmesser ein. Die Gewindeflanken werden voll ausgeformt und durch die nachfolgenden Formkeile des Kalibrierteils geglättet. Durch diese zusätzlichen im Eingriff befindlichen Formkeile, vergrößert sich die Kontaktfläche zwischen Werkzeug und Werkstück, wodurch unter Voraussetzung eines nahezu konstanten Reibkoeffizienten die Kraft $F_z(t)$ und das Furchmoment $M_y(t)$ nahezu linear ansteigen bis ihre Maximalwerte $F_{z\ max}$ und $M_{y\ max}$ erreicht sind.

4. Umschaltbereich

Das Gewinde ist vollständig ausgeformt. Nach dem Erreichen der maximalen Gewindetiefe wird im Gewindebohrapparat die Drehrichtungsumkehr eingeleitet, wodurch es beim Umschaltzeitpunkt zwischen Vor- und Rückwärtslauf infolge der Haftreibung am Gewindefurcher zu einem Drehmomentmaximum kommt. Durch Erreichen der Gleitreibung sinkt das Drehmoment weiterhin ab. Die zeitliche Verzögerung von $F_{z\ max}$ und $M_{y\ max}$ erklärt sich dabei durch die Relativbewegung des verwendeten Gewindebohrapparates, dessen Pinole bei der Entkopplung von der Arbeitsspindel bis zum Kuppelungspunkt herausgezogen wird, um dann durch das interne Wendegetriebe seine Drehrichtung zu ändern.

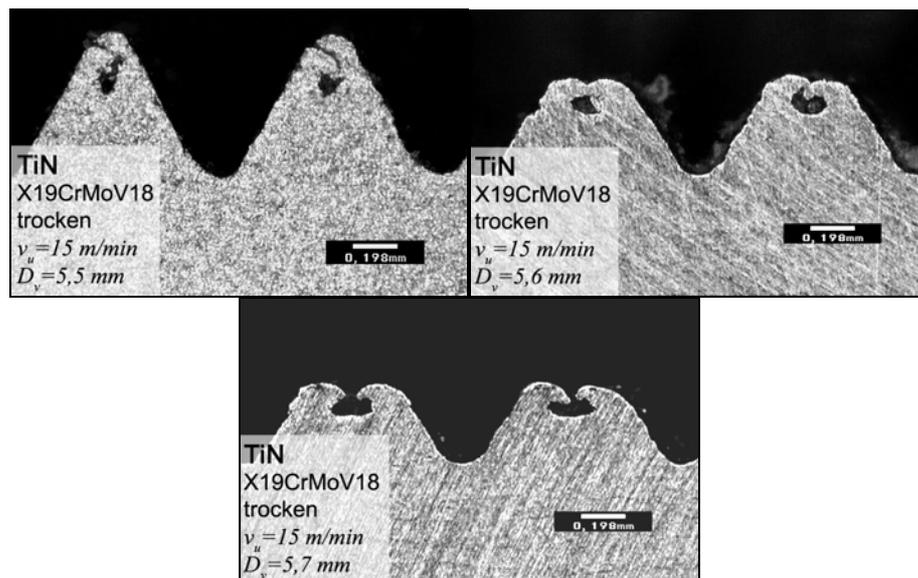
5. Rücklaufbereich

In diesem Bereich wird das Werkzeug aus dem Gewinde geschraubt. Durch den elastischen Verformungsanteil und die Temperaturdifferenz zwischen Werkzeug und Gewinde steigt das Rückdrehmoment minimal an, bis das Werkzeug aus dem Werkstück austritt.

2.1.6 Einflussparameter auf das Gewindefurchen

Vorbohrdurchmesser

Die Größe des Vorbohrdurchmessers übt einen großen Einfluss auf die Ausformung des Gewindes und auf die Größe der Umformkräfte und -momente aus.



Bilderserie 2.1: Ausformung der Gewindekralle

Da bei kleineren Vorbohrdurchmessern ein größeres Werkstoffvolumen verdrängt werden muss, steigen die Umformkräfte und -momente und damit die Belastung und

der Verschleiß des Werkzeugs an. In Bilderserie 2.1 sind erzeugte Gewindekrallen für die angegebenen Vorbohrdurchmesser zu sehen. Es ist deutlich zu erkennen, wie bei einem größeren Vorbohrdurchmesser die Ausformung der Gewindekralle abnimmt. Die Qualität der Toleranz des Vorbohrdurchmessers sollte IT 9/10 betragen. Als Berechnungsformel für den optimalen Vorbohrdurchmesser werden die folgenden Formeln verwendet [2], [3], [4], [5], [6]:

$$D_v = D - \frac{1}{2} P \quad \text{Gl. 2.1}$$

$$D_v = D - 0,6 \sqrt{P} \quad \text{Gl. 2.2}$$

Traganteil

Der Ausformgrad des Gewindes wird häufig als Traganteil bezeichnet. Allerdings muss beachtet werden, dass der Traganteil das Verhältnis der erzeugten zur theoretischen Gewindetiefe ist, d.h. ein Gewinde kann sehr stark ausgeformt sein und trotzdem einen geringeren Traganteil aufweisen als ein anderes, das eine schlechtere Ausformung besitzt. Der Traganteil ergibt sich durch [7]:

$$TA = \frac{D_N - D_{K \text{ Furch}}}{D_N - D_{K \text{ theor.}}} \times 100\% \quad \text{Gl. 2.3}$$

Mit einem minimal zulässigen gefurchten Kerndurchmesser bei einem Gewinde $M 10$ von $D_{K \text{ Furch}} = 8,376 \text{ mm}$ beträgt der Traganteil $TA = 100\%$, mit dem maximal zulässigen gefurchten Kerndurchmesser von $D_{K \text{ Furch}} = 8,751 \text{ mm}$ ist $TA = 76,9\%$. In Abbildung 2.6 sind die zur Berechnung verwendeten Abmaße eingetragen.

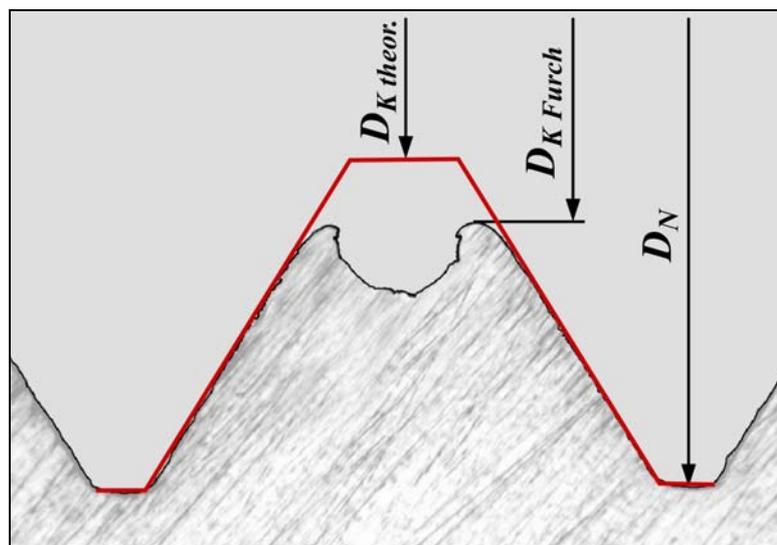


Abbildung 2.6: Berechnung des Traganteils

Umfangsgeschwindigkeit

Die beim Gewindefurchen erreichbaren Geschwindigkeiten sind von der Formbarkeit der Werkstoffe abhängig. Bei weichen Werkstoffen, wie Aluminium und Stählen geringerer Festigkeit, können angelehnt an das Gewindebohren die Drehzahlen auf den doppelten Wert gesteigert werden. Bei Stählen mittlerer bis hoher Festigkeit werden die für das Gewindebohren üblichen Richtwerte verwendet [3], [4], [6].

Schmierung

Kühlschmierstoffe haben die Aufgabe, im Bereich der Kontaktflächen zwischen Werkstück und Gewindefurcher günstige Reibungs- und Temperaturverhältnisse zu gewährleisten. Dabei soll das tribologische System in das Gebiet der Flüssigkeitsreibung verschoben werden. Voraussetzung dafür ist, dass ein ununterbrochener Schmierfilm zwischen Werkzeug und Werkstück aufgebaut wird [2].

Werkstoffe [7]

Die zum Gewindeformen geeigneten Werkstoffe lassen sich in gut, schwer und bedingt furchbare Werkstoffe unterteilen. Sonderfälle stellen komprimierbare und relaxierende Werkstoffe dar. Für das Gewindefurchen geeignete Werkstoffe dürfen eine maximal zulässige Zugfestigkeit von 700 N/mm^2 [2], [3] bis 1400 N/mm^2 [12] und eine minimale Bruchdehnung von 5% bis 10% [6], [8] besitzen. Mittlerweile ist es sogar möglich, kurzspanende Aluminium-Legierungen mit nur 1% bis 3% Bruchdehnung zu furchen [13].

2.1.7 Konstruktionsvarianten von Gewindefurchern

Um die unterschiedlichen Anforderungen, die an Gewindefurcher gestellt werden, zu erfüllen, gibt es verschiedene Ansätze, die Werkzeuge zu gestalten. Dabei ist der Hauptgedanke, durch die geometrische Konzeption des Werkzeuges bzw. der Formkeile die Standmenge oder die Arbeitsgeschwindigkeit zu gewährleisten bzw. zu erhöhen. In [14] bis [20] werden verschiedene Konzepte der Gewindefurcher-Konstruktion beschrieben.

In [14] wurde das pro Umformstufe verdrängte Volumen berechnet und mit realen Versuchen verglichen. Hauptsächlich wird der Verschleiß eines Gewindefurchers

darauf bezogen, welches Volumen ein Formkeil verdrängt. Durch die Berechnung soll bei der Konstruktion eine gleichmäßige Volumenaufteilung pro Formkeil und Umformstufe erreicht werden, wodurch der Verschleiß gemindert werden soll.

In [11] ist durch die Neukonzeption des Anformteils des Gewindefurchers die Standmenge um das Vierfache gesteigert worden. Der Anformteil des Gewindefurchers wurde nichtlinear ansteigend konzipiert. Die nacheinander eindringenden Formkeile haben alle eine unterschiedliche Eindringtiefe, wodurch die Belastungen anders als bei einem linear ansteigenden Anformteil verteilt sind.

In [16] erfolgte die Optimierung des Gewindefurchers durch die Veränderung der Formkeilspitzen. Die Formkeilspitzen bei einem M10 Gewindefurcher haben normgerecht eine Breite von $P/8=0,125 \text{ mm}$. Bei dem veränderten Gewindefurcher wird die Breite der Formkeilspitze ausgehend vom Anformteil bis zum größten Formkeil Fk_{UE} im Bereich von $0,08-0,15 P$ verändert. Der dadurch erzielte Effekt ist eine Verringerung der Dreh- und Biegemomente und damit eine Verbesserung der Belastungsbedingungen des Gewindefurchers bis zum größten Formkeil Fk_{UE} .

In [17] wurde die Standzeiterhöhung des Gewindefurchers durch die Modifikation der Formkeile im Anformbereich hinsichtlich des Profilwinkels erreicht. Vom ersten bis zum letzten Formkeil des Anformbereichs ist der Profilwinkel des jeweilig vorhergehenden Formkeils stumpfer als der folgende. Erst beim ersten Formkeil des Kalibrierteils entsteht der definierte Spitzenwinkel von $\alpha=60^\circ$. Der Fertigungsverfahren mit diesem Gewindefurcher unterscheidet sich im Vergleich zum herkömmlichen Gewindefurchervorgang. Die Gesamtgewindetiefe wird durch die verschiedenen Formkeile mit unterschiedlichen Spitzenwinkeln und damit verbundenen unterschiedlichen Höhen erreicht. Dadurch werden die beiden Flanken des Werkzeuges gleichmäßig belastet und die sonst notwendige Steigungskorrektur zwischen Kalibrierteil und Anformteil entfällt, wodurch das Werkzeug weniger stark belastet wird.

In [18] ist der Gewindefilwinkel der Formkeile an den Flanken verändert, so dass eine ausgeprägtere Keilform des Rundungsradius entsteht. Daraus resultiert eine Verringerung des spezifischen Drucks in der Zone der plastischen Verformung, wodurch die Standzeit erhöht wird. Außerdem sind Gewindefurcher dieser Konstruktionsmethode besser für Werkstoffe mit hohen mechanischen Eigenschaften geeignet.

In [19] sind die Formkeile im Anformbereich des Gewindefurchers mit abgerundeten Spitzen gefertigt, wodurch die plastische Umformung erheblich erleichtert wird und eine größere Standzeit des Werkzeuges eintritt.

Der Einstellwinkel eines herkömmlichen M10 Gewindefurchers beträgt im Normalfall 8° . Die geometrische Form der trapezförmigen Formkeile im Anschnitt wird dahingehend verändert, dass nur am jeweiligen tiefsten Punkt des Trapezes dieser Einstellwinkel zu finden ist. Die Änderung der sich ergebenden oberen Konturlinie des Trapezes erfolgt dabei auf zwei Arten. Einerseits wird der Einstellwinkel des Anformteils für die Außenkontur steiler eingestellt. Andererseits wird die äußere Kontur der Formkeile, also die kleinere Länge des Trapezes, dahingehend verändert, dass sie am Anfang des Anformteils breiter gewählt ist und in ihrer Breite bis zum Übergangsformkeil F_{kUE} abnimmt. Diese konstruktiven Änderungen bewirken, dass die am stärksten belasteten Bereiche an den Formkeilen, die Ecken der Trapezform und der Übergangsformkeil, weniger belastet werden, da diese Bereiche nicht mit den sehr stark verfestigten Werkstoffbereichen der Gewindeprofilecken in Kontakt kommen [20]. In Abbildung 2.7 ist der Anformbereich des beschriebenen Werkzeuges skizziert.

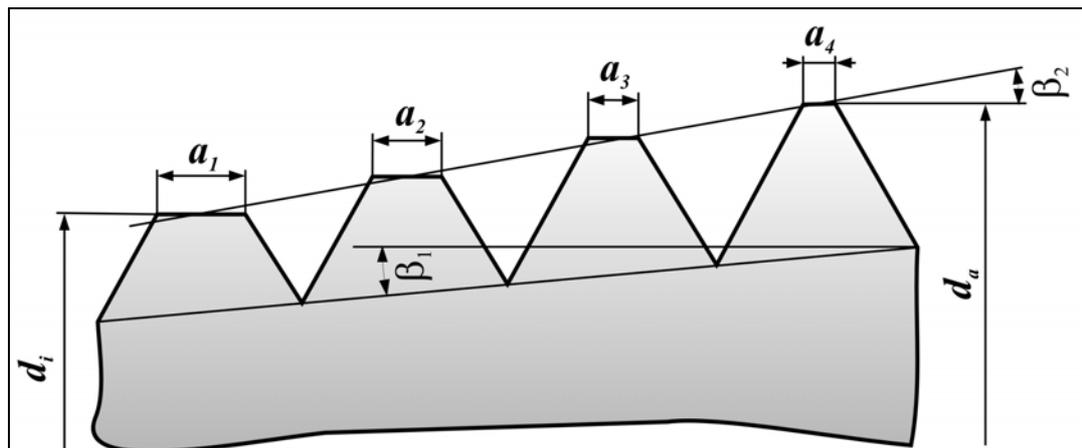


Abbildung 2.7: Skizze Anformbereich [20]

2.2 Tribologie

Als Tribologie wird die Wissenschaft und Technik von aufeinander einwirkenden Oberflächen in Relativbewegung bezeichnet. Sie umfasst das Gesamtgebiet von Reibung und Verschleiß, einschließlich Schmierung und Grenzflächenwechselwirkungen sowohl zwischen Festkörpern, Flüssigkeiten oder Gasen. Die Hauptaufgabe der Tribologie ist es, die Mechanismen, Wirkungen und Ursachen der auftretenden Belastungen durch Reibung und Verschleiß einzuordnen und zu erforschen [22].

Tribotechnische Systeme sind technische Gebilde, deren Funktionen durch die Kontaktvorgänge der aufeinander einwirkenden Kontaktflächen in Relativbewegung definiert sind. Im Wesentlichen wandeln tribologische Systeme Eingangsgrößen in technisch nutzbare Ausgangsgrößen um. Dabei wird die Umsetzung über die tribologische Systemstruktur durch tribologische Belastungen und Prozesse vollzogen. Zusätzlich können reibungs- und verschleißbedingte Verlustgrößen auftreten. In Abbildung 2.8 sind die Kenngrößen tribologischer Systeme eingetragen.

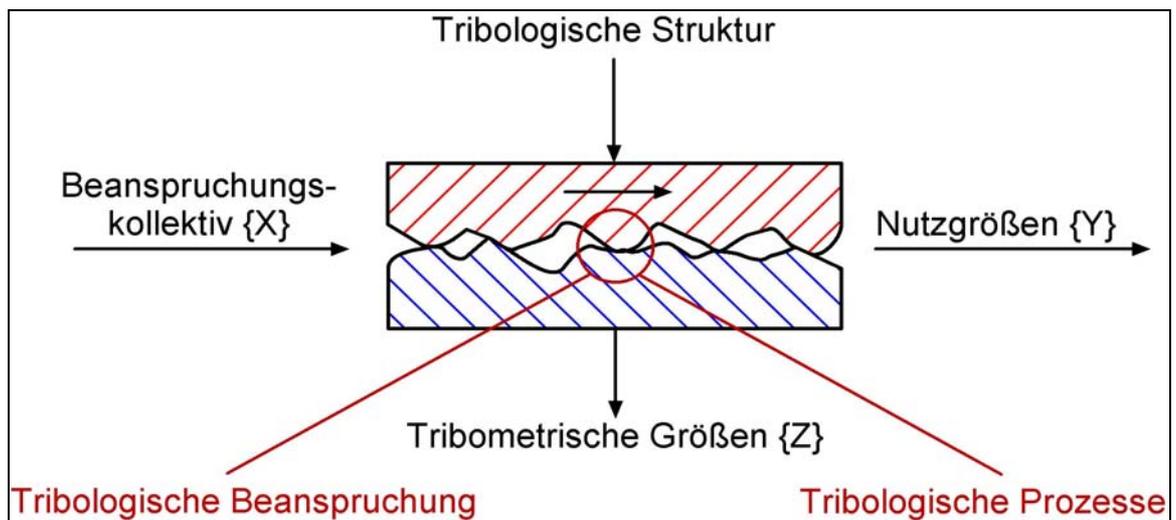


Abbildung 2.8: Kenngrößen tribotechnischer Systeme [25]

Die **Struktur tribotechnischer Systeme** wird durch die zur Funktion nötigen Bauteile und Stoffe gebildet. Alle tribotechnischen Systeme bestehen in ihrer Grundstruktur aus den vier Bestandteilen: Grundkörper, Gegenkörper, Zwischenstoff und Umgebungsmedium. Die Struktur der tribologischen Systeme erlaubt eine Unterteilung in offene und geschlossenen Systeme. Zu den offenen Tribosystemen werden z.B. Umformvorgänge wie Walzen gezählt, bei denen ein ständiger Stofffluss aus dem und in

das System stattfindet. Zu den geschlossenen Tribosystemen gehören z.B. Lagerungen. Dort sind alle Systembestandteile permanent an den tribologischen Prozessen beteiligt [25], [30].

Das Beanspruchungskollektiv setzt sich aus physikalisch-technischen Parametern zusammen, die in ihrer Gesamtheit auf Bauteile und somit Oberflächenbereiche negativ einwirken, so dass es zu Reibung und Verschleiß kommen kann. Die wichtigsten Größen sind die Beanspruchungsdauer, die Geschwindigkeit, die Temperatur, die Normalkraft sowie die Art und der Ablauf der Bewegung. Andere Störeinflüsse können z.B. Vibrationen oder Strahlung sein [25], [30].

Durch das Einwirken des Beanspruchungskollektivs auf die Systemstruktur entstehen **tribologische Beanspruchungen**, welche hauptsächlich Kontakt-, kinematische und thermische Vorgänge umfassen. Die Kontaktpartner im System werden durch tribologische Beanspruchungen nur dynamisch belastet und sind dadurch ausschließlich bei Betrieb des Tribosystems vorhanden. Die durch die dynamischen Belastungen entstehenden Wechselwirkungsparameter sind u.a. die Kontaktgeometrie, die Flächenpressung und die Schmierfilmdicke [25], [30].

Wirken tribologische Beanspruchungen auf das Tribosystem, entstehen dynamische, physikalische und chemische Reibungs- und Verschleißmechanismen. Ihre Wirkung und die dissipativen Vorgänge in den Oberflächenbereichen kennzeichnen die Energie- und Materialdissipationsvorgänge in tribologischen Systemen und werden als **tribologische Prozesse** bezeichnet [25], [30].

Die im Tribosystem entstehenden Störgrößen können durch geeignete Verfahren gemessen und als **tribometrische Größen** bezeichnet werden, die die Veränderungen der Systemstruktur beschreiben und grob in Reibungs- und Verschleißmessgrößen eingeteilt werden können [25], [30].

2.2.1 Technische Oberflächen

Die technischen Oberflächen von metallischen Reibpartnern sind normalerweise mit Grenzschichten bedeckt, die durch chemische und physikalische Reaktionen des Grundstoffes mit Luft, Feuchtigkeit oder Schmierstoffen entstehen. Die Metalloberfläche wird in die innere und äußere Grenzschicht unterteilt, welche andere physikalische und chemische Eigenschaften als der Grundwerkstoff besitzen.

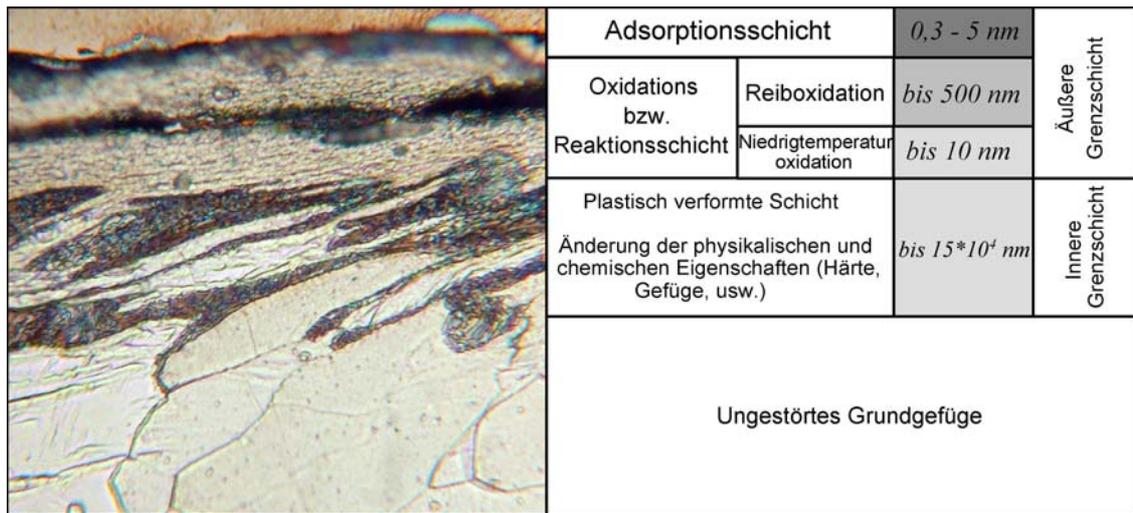


Abbildung 2.9: Technische Oberfläche [25]

In Abbildung 2.9 ist auf der rechten Seite des Bildes der Schichtaufbau einer metallischen Oberfläche skizziert. Linksseitig ist eine technische Oberfläche eines C15 Stahls zu sehen, der trocken mit einer Schnittgeschwindigkeit von $v_u=70$ m/min gebohrt wurde. Dort sind die verschiedenen Schichten des Werkstoffes vom Grundgefüge bis zu Oberfläche zu erkennen.

Das Entstehen der äußeren Grenzschicht erfolgt durch die chemische Reaktion der inneren Grenzschicht mit der Atmosphäre bzw. dem eingesetzten Schmierstoff. Die innere Grenzschicht hat die gleiche chemische Zusammensetzung wie der Grundwerkstoff, allerdings unterschiedliche mechanische und metallurgische Eigenschaften, die von der vorherigen Bearbeitung abhängen. Zusammenfassend kann gesagt werden, dass sich die chemische Zusammensetzung, das Gefüge und die Härte in den Grenzschichten deutlich vom Grundwerkstoff unterscheiden, was eine Änderung des Verschleißverhaltens zur Folge hat. Weiterhin ist die geometrische Mikrogestalt und Rauigkeit technischer Oberflächen ebenfalls durch das vorherige Fertigungsverfahren geprägt [25].

Durch die Rauigkeit der Oberflächen tritt eine Berührung der Kontaktkörper nur in diskreten Mikrokontakten auf. Deshalb muss zwischen der geometrischen und realen Kontaktfläche, d.h. der Flächensumme aller Mikrokontaktflächen, unterschieden werden, da primär in der realen Kontaktfläche die Reibungs- und Verschleißvorgänge ablaufen. Ist einer der Kontaktpartner härter, so können die Rauheitshügel des härteren Kontaktkörpers in die Oberflächenbereiche des weicheren Gegenkörpers eindringen und dadurch abrasiven Verschleiß hervorrufen. In Abhängigkeit der Werkstofffestigkeit kommt es während des tribologischen Kontakts zu immer größerer Ab-

plattung der Rauheitshügel, wodurch die wirkliche Kontaktfläche größer wird. Während dieses Ablaufs, der als Einlaufvorgang bezeichnet wird, ergeben sich häufig abnehmende Verschleißbeträge [29]. Je nach Werkstoffpaarung der Kontaktkörper entstehen verschiedene Kontaktarten wie elastischer, viskoelastischer und plastischer Kontakt. Durch diese Festkörper/Festkörper-Kontaktvorgänge werden hohe lokale Pressungen an den einzelnen Oberflächenrauigkeitshügeln erzeugt, wodurch die schützenden Oberflächendeckschichten durchbrochen werden und lokale Grenzflächenbindungen entstehen. Durch Trennung dieser Verbindungen, die auch als Kaltverschweißungen bzw. Adhäsion bezeichnet werden, kann Verschleiß auftreten. Die Ursache der Adhäsion zwischen Kontaktkörpern sind chemische Bindungen, die auch den inneren Zusammenhalt des Werkstoffs (Kohäsion) bewirken. Diese chemischen Bindungen sind Hauptvalenzbindungen wie Ionenbindungen und Atombindungen oder Nebervalenzbindungen [25], [26], [27], [28], [31].

2.2.2 Reibung

Reibung ist eine Wechselwirkung zwischen sich berührenden Stoffbereichen von Körpern. Sie wirkt einer Relativbewegung entgegen. Bei äußerer Reibung sind die sich berührenden Stoffbereiche verschiedenen Körpern, bei innerer Reibung ein und demselben Körper zugehörig [24].

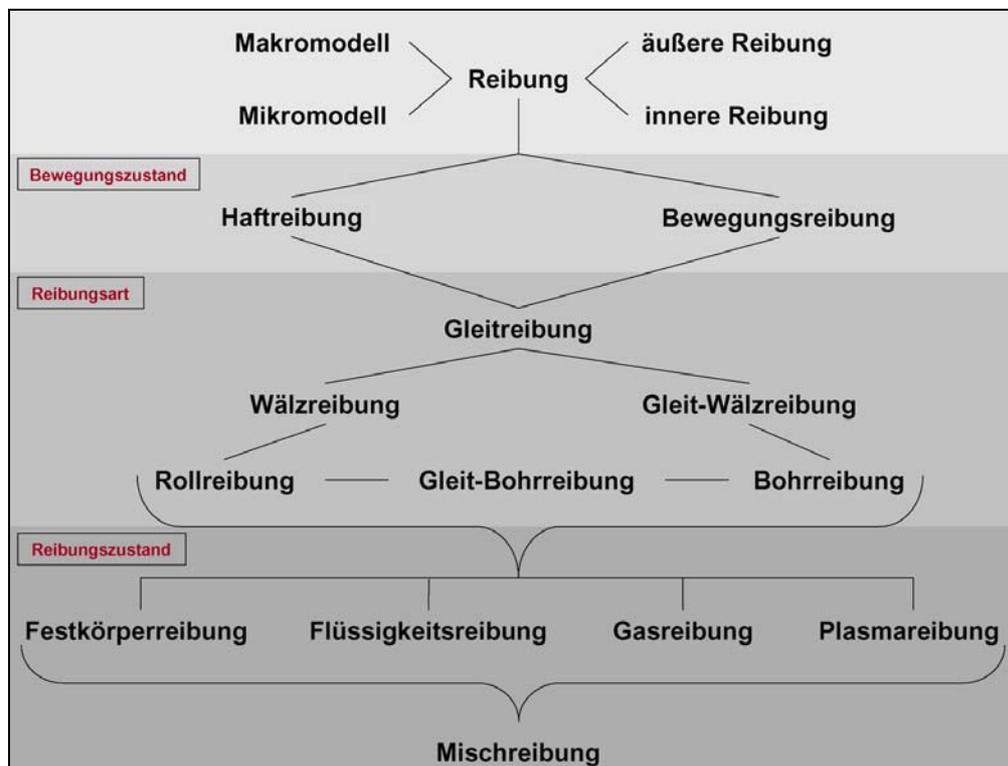


Abbildung 2.10: Zuordnung der Reibung

In Abbildung 2.10 sind die verschiedenen Bezeichnungen der Reibung dargestellt. Danach kann die Reibung durch unterschiedliche Abhängigkeiten charakterisiert werden. In Abhängigkeit des **Bewegungszustandes** wird in Haftreibung und Bewegungsreibung unterschieden. Die Haftreibung (statische Reibung) ist dabei die Reibung, bei der die angreifenden Kräfte nicht ausreichen, eine Relativbewegung zu erzeugen. Die Bewegungsreibung (dynamische Reibung) kann in Anlauf- und Auslaufreibung unterschieden werden, wobei bei der Anlaufreibung die Haftreibung zu Beginn der Relativbewegung überwunden wird. Die Auslaufreibung ergibt sich bei Ende einer Relativbewegung.

In Abhängigkeit vom Aggregatzustand wird die Reibung als **Reibungszustand** definiert. Dazu gehört z.B. die Festkörperreibung, die die Reibung beim unmittelbaren Kontakt fester Körper charakterisiert.

In Abhängigkeit der Relativbewegung wird die Reibung als **Reibungsart** definiert. Ihre Klassifikation erfolgt in die drei Haupt-Reibungsarten: Gleitreibung, Rollreibung und Bohrreibung. Durch das Überlagern dieser drei Haupt-Reibungsarten können weitere Mischformen auftreten. Prinzipiell kann der Reibungsvorgang in die drei Phasen Energieeinleitung, Energieumsetzung und Energiedissipation eingeteilt werden [24].

2.2.2.1 Reibungsmechanismen

Als Reibungsmechanismen werden die bewegungshemmenden, energiedissipierenden Elementarprozesse bezeichnet, die im Kontaktbereich eines tribologischen Systems auftreten. Die Reibungsmechanismen werden eingeteilt in Adhäsion, Scheren, Plastische Deformation, Furchung, Elastische Hysterese und Dämpfung [25], [29].

Adhäsion

Die Adhäsionskomponente der Reibung kann als Stufenprozess mit zwei wesentlichen Schritten und den dazu gehörigen Einflussfaktoren beschrieben werden. Als erster Hauptschritt erfolgt die Bildung von Mikrokontaktflächen, die maßgeblich vom Formänderungsvermögen der Kontaktpartner beeinflusst werden. Dabei ist die Gitterstruktur von entscheidender Bedeutung, da durch sie die Gleitebenen und die Gleitrichtungen bestimmt werden. Für kubisch flächenzentrierte Metalle gibt es vier Gleitebenen und drei Gleitrichtungen, also zwölf Gleitsysteme. Die hexagonal dichtest gepackten Metalle haben nur drei Gleitsysteme, somit ist die Ausbildung einer kleinen wahren Kontaktfläche bei den hexagonalen Metallen günstiger als bei den

kubisch-flächenzentrierten. Daraus resultiert eine geringere Adhäsionskomponente für Metalle mit hexagonaler Gitterstruktur [25], [29].

Als zweiter Hauptschritt erfolgt die Bildung von Adhäsionsbindungen, die im Wesentlichen durch die Elektronenstrukturen, die Oberflächenschichten, die Zwischenstoffe und die Umgebungsmedien beeinflusst werden. Der Einfluss der Elektronenstruktur äußert sich dahingehend, dass z.B. Metalle mit einer hohen Dichte beweglicher Elektronen (Edelmetalle) eher zur metallischen Adhäsion als Metalle mit einer geringeren Dichte freier Elektronen (wie z.B. Übergangsmetalle) neigen. Durch Bildung von z.B. Metalloxiden an der Oberfläche der Kontaktpartner wird die metallische Adhäsionsbildung im Kontaktbereich geringer und damit die Reibungszahl erheblich abgesenkt. Weiterhin kann durch den Einsatz von Zwischenschichten im Kontaktbereich die Adhäsionskomponente beeinflusst werden [25], [29].

Deformation

Bei Kontakt und tangentialer Relativbewegung von sich berührenden Körpern tritt immer eine Kontaktdeformation auf. Dadurch entstehende dissipative Prozesse ergeben Energieverluste bei der plastischen Deformation. Versuche, die resultierenden Bedingungen und Parameter zu beschreiben, lieferten verschiedene theoretische Modelle, wie z.B. die Schlupflinientheorie nach Green oder ein Fließliniendeformationsmodell auf Basis der zweidimensionalen Spannungstheorie nach Drescher [25].

Furchung

Bei Kontakt von unterschiedlich harten Körpern können die härteren Oberflächenrauheitshügel in den weicheren Gegenkörper eindringen. Durch eine Verschiebung in tangentialer Richtung ergibt sich Reibung. Grundsätzlich gibt es die zwei Möglichkeiten der Gegenkörperfurchung und der Teilchenfurchung, bei der eingebettete Verschleißpartikel Reibung durch Furchen erzeugen [25].

Energiedissipation, -absorption, -emission

Die mechanische Bewegungsenergie wird hauptsächlich in Wärmeenergie umgewandelt. Neben dieser Umwandlung erfolgen eine Energieabsorption und Energieemission. Die durch elastische und plastische Kontaktdeformationen erzeugten Gitterfehler erfordern eine bestimmte Energie, die frei wird, wenn die Versetzungen ihre abschließende Position einnehmen [25].

2.2.2.2 Mathematische Beschreibung der Reibung

Um die Formänderungen und die damit verbundenen Spannungen im Werkstoff bei Umformvorgängen ermitteln zu können ist es notwendig, eine geeignete mathematische Beschreibung der in der Kontaktzone zwischen Werkstück und Werkzeug auftretenden Reibungsvorgänge zu finden. In der Plastizitätstheorie haben sich zur Beschreibung der Reibschubspannung τ_R zwei physikalische Modelle durchgesetzt. Im ersten Modell erfolgt die Beschreibung der Reibungskraft nach dem Coulombschen Reibungsgesetz

$$F_R = \mu \cdot F_N \quad , \quad \text{Gl. 2.4}$$

wobei der Proportionalkoeffizient bzw. die Reibungszahl als konstant angenommen wird. Wird dieses Modell auf die Kontaktfläche übertragen, ergibt sich die Reibschubspannung durch

$$\tau_R = \mu \cdot \sigma_N \quad . \quad \text{Gl. 2.5}$$

Im elastischen Bereich - wenn die Reibschubspannung kleiner als die Schubfließgrenze ist - kann der Proportionalkoeffizient jeden konstanten Wert annehmen. Ist die Reibschubspannung so groß wie die Schubfließgrenze, setzt plastisches Fließen ein:

$$\mu_{\max} = \frac{k}{\sigma_N} \quad . \quad \text{Gl. 2.6}$$

Als Folge dessen kann die Reibungszahl μ nur eine maximale Größe μ_{\max} annehmen. Es ergibt sich für die Reibungszahl μ nach Tresca $\mu_{\max}=0,5$ und nach v. Mises $\mu_{\max}=0,57$.

Der zweite Ansatz zur Beschreibung der Reibung geht davon aus, dass die Reibschubspannung τ_R mit der Schubfließspannung k des weicheren Werkstoffs über den Reibfaktor m verknüpft ist:

$$\tau_R = m \cdot k \quad . \quad \text{Gl. 2.7}$$

Dabei kann der Reibfaktor zwischen $m=0$ (reibungsfreier Fall) und maximal $m=1$ (Haftreibung) betragen.

Die Grenze des Reibzahlmodells μ ist bei einem ansteigenden Normaldruck σ_N zu sehen. Bei konstanter Schubfließgrenze k sollten die beiden Modellwerte $\mu_{\max}=0,5$ oder $\mu_{\max}=0,57$ mit steigendem Normaldruck konstant bleiben, da sich der Reibungszustand physikalisch gesehen nicht ändert. Allerdings sinkt nach Gl. 2.6 die Reibungszahl μ bei steigendem Normaldruck.

Deshalb ist für den Grenzfall des Haftens das Reibfaktormodell besser geeignet, da der Reibfaktor maximal $m=1,0$ erreichen und dadurch die Reibschubspannung maximal die Größe der Schubfließgrenze k annehmen kann. Allerdings hat der Reibfaktor m den Nachteil, dass er absinkt, wenn der Werkstoff durch Kaltverfestigung eine höhere Schubfließgrenze k besitzt und die Reibspannung eventuell gleich bleibt, obwohl keine physikalische Abhängigkeit zwischen der Reibspannung τ_R und der Schubfließgrenze k besteht.

Zur Beschreibung der Reibung bei Umformvorgängen ist die Reibungszahl μ besser als der Reibfaktor geeignet, da sie die Abhängigkeit der Reibung von der Normalspannung erfasst. Weiterhin ist es nur durch μ möglich, das rheologische Verhalten des Zwischenstoffs im Tribosystem zu beschreiben. In der elementaren Plastizitätstheorie wird fast ausschließlich mit dem Reibungskoeffizient μ gearbeitet, da für die entsprechenden Umformverfahren ausreichend viele empirische Erfahrungswerte und damit Reibzahlen vorhanden sind. Die Verwendung des Reibfaktors erfolgt hauptsächlich bei numerischen Berechnungsverfahren. Der Vergleich der beiden Reibungsmodelle ist aufgrund der unterschiedlichen Eigenschaften bis auf die Grenzfälle des Haftens und der Reibungsfreiheit nicht möglich [25], [31].

2.2.2.3 Reibung bei Umformvorgängen

Beim Umformen wird die gegebene Form eines Werkstücks unter Beibehaltung von Masse und Stoffzusammenhang in eine andere Form überführt. Die Umformprozesse laufen in offenen Tribosystemen ab, bei denen das Umformwerkzeug den Grundkörper, der umgeformte Werkstoff den Gegenkörper bildet und in vielen Fällen ein Schmierstoff als Zwischenstoff dient. Die Formänderung wird bei den meisten Verfahren durch Druck hervorgerufen, der vom Werkzeug auf das Werkstück übertragen wird. Dabei können sehr große mittlere Flächenpressungen von bis $P_m=3000 \text{ N/mm}^2$ entstehen, die etwa zwei Größenordnungen höher liegen als in der Lagertechnik, bei der die maximalen Werte für die mittlere Flächenpressung um $P_m=20 \text{ N/mm}^2$ betragen [34].

Während des Umformvorgangs befindet sich einer der Reibpartner immer im plastischen Verformungsbereich, wodurch sich die Kontaktfläche während des Umformvorgangs deutlich verändern kann. Weiterhin berühren sich während des Umformens die erst neu gebildeten Oberflächen in der Kontaktzone, wodurch Gleitverhältnisse entstehen, die im Bereich des Einlaufverschleißes liegen.

Je nach tribologischem System ist Reibung notwendig oder störend, z.B. muss bei dem Umformverfahren Walzen die Reibungszahl μ einen Mindestwert überschreiten,

damit die Bewegung des Werkzeuges auf das Werkstück übertragen werden kann. Bei anderen Verfahren, wie z.B. dem Drahtziehen, ist die Reibung störend, weil ein Großteil der für den Umformvorgang benötigten Energie verbraucht wird. In diesen Fällen strebt man an, die Reibung möglichst in das Gebiet der Mischreibung oder Flüssigkeitsreibung zu verlegen [34].

Es bleibt anzumerken, dass die Reibungszahl bei den verschiedenen Umformverfahren nur experimentell ermittelt werden kann, da die verschiedenen Reibungsmechanismen abhängig von den Bearbeitungsbedingungen, z.B. Umformgeschwindigkeit, Beschichtung, in unterschiedlicher Größe auf den gesamten tribologischen Prozess einwirken [25], [34].

2.2.2.4 Reibungsuntersuchungen

Reibungsuntersuchungen durch Tribometer

Um tribologische Untersuchungen durchführen zu können, werden Tribometer entwickelt. Die Grundstruktur von Tribometern greift dabei auf einfache Kontaktgeometrien, wie z. B. Kugel/Kugel-, Stift/Scheibe- oder Fläche/Fläche-Kontakt, zurück. Die Hauptaufgabe dieser Tribometer ist die Erfassung und Regelung der während des Reibvorgangs auftretenden Größen, wie z.B der Normalkraft, der Reibkräfte und daraus resultierend des Reibungskoeffizienten [25].

Reibungsuntersuchungen in Modellversuchen der Umformtechnik

Prinzipiell kann bei Modellversuchen zur Ermittlung der Reibung bei Umformverfahren zwischen denen unterschieden werden, die sich an der Blechumformung orientieren und denen, die die Bedingungen der Massivumformung nahezu wiedergeben. Zur ersten Gattung von Modellversuchen gehört der Keilzugversuch von Reihle, bei dem ein Blechstreifen zwischen zwei in einem Winkel zueinander stehenden Ziehflächen durchgezogen wird. Die Belastung mit einer Normalkraft erfolgt dabei durch zwei Bremsklötze. Dem zweiten Bereich ist das von Male und Cockroft entwickelte Verfahren zuzuordnen, bei dem eine kreisringförmige Probe zwischen ebenen parallelen Bahnen gestaucht wird. Über die Abmessungen der erzeugten Probe können Rückschlüsse auf die herrschenden Reibungsverhältnisse während der Umformung gezogen werden [34].

Reibungsuntersuchungen bei Umformverfahren

Es wurden Untersuchungen zum Reibungsverhalten bei verschiedenen Verfahren wie z.B. beim Tiefziehen, Voll-Vorwärtspressen und Napf-Rückwärts-Fließpressen

durchgeführt. Im Allgemeinen sank die Reibungszahl mit zunehmender Normalspannung. Die ermittelten Werte für die Reibungszahl hatten die Hauptaufgabe, die empirisch ermittelten Gleichungen zur Kraftberechnung zu korrigieren. Es handelte sich somit eher um Korrekturfaktoren denn um Reibwerte [34].

2.2.3 Verschleiß

Unter Verschleiß im technischen Sinn versteht man den Vorgang eines fortschreitenden Materialverlustes aus der Oberfläche eines festen Körpers, hervorgerufen durch mechanische Ursachen, d.h. Kontakt- und Relativbewegung eines festen, flüssigen oder gasförmigen Gegenkörpers. Unterteilt wird das Gebiet des Verschleißes nach dem Kontaktzustand der Verschleißpartner, z.B. wird Festkörper/Festkörper-Kontakt als Festkörperverschleiß klassifiziert, Festkörper/Schmierstoff/Festkörper als Misch- oder Grenzreibung. Weiterhin kann Verschleiß nach Verschleißmechanismen und -arten unterschieden werden. Mit der Einteilung in verschiedene Verschleißarten ist es möglich, Verschleiß nach Art der tribologischen Beanspruchung und den beteiligten Stoffen einzuteilen [21].

2.2.3.1 Verschleißmechanismen

Als Verschleißmechanismen werden die im Kontaktbereich eines tribologischen Systems auftretenden physikalischen und chemischen Elementarprozesse bezeichnet. Grundsätzlich werden die vier grundlegenden Verschleißmechanismen Oberflächenzerrüttung, Abrasion, Adhäsion und Tribochemische Reaktionen unterschieden [21], [25].

Oberflächenzerrüttung

Die in einem tribologischen System vorkommenden Kräfte, verursacht durch die Relativbewegung der Kontaktpartner, müssen von den Oberflächenbereichen aufgenommen werden. Die Kraftübertragung erfolgt bei Flüssigkeitsreibung über einen trennenden Schmierfilm, bei Misch-, Grenz- und Festkörperreibung werden die wirkenden Normal- und Tangentialkräfte von den Mikrokontakten teilweise oder ganz aufgenommen. In den beanspruchten Gebieten kann es zu Schaden im Sinne einer Werkstoffermüdung kommen. Besonders ausgeprägt ist der Mechanismus einer Oberflächenzerrüttung in Hertzschen Kontakten wie Wälzlagern, Zahnradpaarungen und ähnlichen Elementen. Durch die tribologische Wechselbeanspruchung entstehen Normal- und Tangentialbeanspruchungen, die sich überlagern und in einem tribologischen Kontakt Spannungsmaxima in und unterhalb der Kontaktgrenzflächenbereiche

erzeugen. Bei einer zyklischen Beanspruchung können somit ständige Wechsel von mehrachsigen Zug- und Druckspannungen in und unterhalb der kontaktierenden Grenzflächenbereiche auftreten. In Folge dessen kommt es zur Rissbildung, die den Werkstoff zerstört [21], [25].

Abrasion

Sind die Kontaktpartner in tribologischen Systemen unterschiedlich hart und rau oder werden harte Partikel in einen tribologisch beanspruchten Werkstoff eingedrückt, tritt Abrasion auf. Bei einer Relativbewegung der Kontaktpartner kann durch verschiedene Materialabtrennprozesse abrasiver Verschleiß an dem weicheren Kontaktpartner entstehen. Die in der Oberfläche der Körper ablaufenden Vorgänge können durch die vier Mikromechanismen Mikropflügen, -ermüden, -spanen und -brechen beschrieben werden. Beim Mikropflügen wird der Kontaktkörper stark plastisch verformt und zu den Furchenrändern verdrängt. Bei wiederholtem Furchen wird das Formänderungsvermögen des Werkstoffes erschöpft, wodurch Materialabtrag durch Rissbildung erfolgt. Dieser Vorgang wird als Mikroermüden bezeichnet. Beim Mikrospanen bildet sich vor der Furche ein Span. Bei spröden Werkstoffen tritt Mikrobrechen an stark belasteten Stellen auf, was zu Rissbildung führt [21], [25].

Adhäsion

Der Verschleißmechanismus der Adhäsion wird im Gegensatz zu den Verschleißmechanismen Oberflächenzerrüttung und Abrasion durch stoffliche Wechselwirkungen auf atomarer und molekularer Ebene ausgelöst. Schützende Oberflächendeckschichten werden durch hohe lokale Pressungen an einzelnen Oberflächenrauheitshügeln durchbrochen und lokale Grenzflächenbindungen entstehen. Diese Grenzflächenbindungen werden auch als „Kaltverschweißungen“ bezeichnet und können eine höhere Festigkeit besitzen als die eigentlichen Kontaktpartner. Durch eine Relativbewegung der Kontaktpartner kann eine Trennung oder Verschiebung der kontaktierenden Materialbereiche in das angrenzende Volumen eines der Kontaktpartner erfolgen. Der Verschleißmechanismus Adhäsion hat vergleichbare Einflussgrößen, Parameter und Prozesse wie die Adhäsionskomponente der Reibung [21], [25].

Tribochemische Reaktion

Durch tribologische Beanspruchungen können bei einer Relativbewegung aufgrund chemischer Reaktionen der Kontaktkörper mit dem Umgebungsmedium oder dem Zwischenstoff Reaktionsschichten der Kontaktkörper entstehen. Diese können Tem-

peraturerhöhungen, Gitterfehler und Veränderungen der Festigkeitseigenschaften zur Folge haben. Durch tribochemische Reaktionen ändern sich vor allem die Eigenschaften der äußeren Grenzschichten [21], [25].

Materialdissipation

Die Kontaktpartner eines tribologischen Systems werden durch die beschriebenen Hauptmechanismen des Verschleißes belastet. Auf Grund dessen kommt es zu Stoff- und Formänderungen und zu einer Materialdissipation in Form von Verschleißpartikeln, die das System verlassen und damit einen Materialverlust darstellen. Diese Hauptmechanismen des Verschleißes können in Abhängigkeit der auftretenden Parameter einzeln auftreten oder sich auch überlagern [25].

2.2.3.2 Verschleißarten

Die Unterteilung der Verschleißes erfolgt in ähnlicher Weise wie die Einteilung der Reibung. Dabei bestehen alle Verschleißarten aus den erläuterten Verschleißmechanismen, die in unterschiedlicher Ausprägung vorhanden sein können. Es ergibt sich folgende Einteilung [21], [25].

Verschleißarten, die primär in geschlossenen Tribosystemen auftreten:

Gleitverschleiß entsteht, wenn sich berührende Werkstoffe und Bauteile durch eine Gleitbewegung und die daraus folgenden Verschleißmechanismen belasten. Der *Wälzverschleiß* bezeichnet zusammenfassend die Verschleißart, die beim Rollen oder Wälzen in tribologischen Systemen auftritt. Der Hauptverschleißmechanismus bei dieser Verschleißart ist die Oberflächenzerrüttung. Durch *Stoßverschleiß* wird die Verschleißart bezeichnet, die durch das Aufprallen oder Zusammenstoßen fester Körper entsteht. Beim *Furchungverschleiß* werden Abrasionsprozesse, Kratzer und Furchen durch Rauheitshügel kontaktierender Körper oder durch harte Partikel, die in die Oberflächenbereiche des beanspruchten Werkstoffs eindringen, ausgelöst. *Schwingungverschleiß* entsteht durch oszillierende Relativbewegungen mit Schwingungsamplituden der Kontaktpartner eines tribologischen Systems [23], [25].

Verschleißarten, die primär in offenen Tribosystemen auftreten:

Treffen körnige Teilchen auf einen Werkstoff oder eine Bauteiloberfläche, entsteht *Strahlverschleiß*. Unter dem Begriff *Erosion* werden Verschleißarten zusammengefasst, die durch Gas- oder Flüssigkeitsströmung mit oder ohne darin enthaltenen Teilchen auf Werkstoff oder Bauteiloberflächen treffen und dadurch Materialschädigungen hervorrufen [23], [25].

Verschleiß an Umformwerkzeugen bzw. am Gewindefurcher

Der Verschleiß von Umformwerkzeugen wird hauptsächlich durch die Verschleißmechanismen Adhäsion und Abrasion hervorgerufen. Werden die Temperaturen bei der Bearbeitung größer, ist der Einfluss der tribochemischen Reaktionen stärker. Prinzipiell hängt das tribologische Verhalten der verschiedenen Werkstoffe von dem verwendeten Umformverfahren und dem daraus resultierenden Beanspruchungskollektiv bzw. der tribologischen Systemstruktur ab. Die Formkeile des Furchers werden hauptsächlich durch adhäsiven und abrasiven Verschleiß belastet. Adhäsiver Verschleiß entsteht durch das Abscheren von Kaltaufschweißungen, abrasiver Verschleiß entsteht durch den Werkstoffabrieb an den Formkeilen. Dieser Abrieb führt zu einer Verringerung des Werkzeugdurchmessers und damit einer Verkleinerung des Flankendurchmessers am Gewindefurcher. Besonders stark belastet ist der Übergangsformkeil $F_{k_{UE}}$ zwischen Form- und Führungsteil des Furchers. Je stärker dieser Bereich durch Verschleiß abgetragen wird, desto mehr steigt der Reibkontakt des Führungsteils und damit die Größe der Kontaktfläche zwischen Werkstück und Werkzeug. Das Ansteigen aller im Prozess wirkenden Kräfte und Momente hat eine schlechtere Qualität der Gewinde oder ein Erliegen des Werkzeugs zur Folge [9], [25].

2.2.4 Beschichtungen

Die mechanischen Eigenschaften der Oberflächen können durch verschiedenartige Oberflächenschichten gezielt an die jeweiligen Erfordernisse angepasst werden. Die auf ein Werkzeug aufgebrachte Schicht dient dabei der Verbesserung der Eigenschaften des Werkzeugs bzw. seiner Oberfläche. Für beschichtete Werkzeuge, die in der Umformtechnik speziell beim Gewindefurchen verwendet werden, sind die folgenden Eigenschaften von Bedeutung. Die Haftung zwischen dem Werkzeug und der Beschichtung muss gewährleistet sein, da beim Gewindefurchen sehr hohe Normalspannungen und daraus resultierend Schub- und Reibungsspannungen auf das Werkzeug einwirken. Die Beschichtung sollte eine hohe Härte besitzen, um abrasiven Belastungen entgegenzuwirken. Trotz der hohen Härte der Beschichtung sollte das auf das Werkzeug aufgebrachte Schichtsystem elastische Eigenschaften besitzen, die kleinere Formänderungen des Werkzeugsubstrats, und damit der Beschichtung, aushalten können. Weiterhin ist die Verminderung der Adhäsion und Verbesserung der Gleiteigenschaften durch einen geeigneten Schichtwerkstoff anzustreben. Beschichtungen werden als Monolayer, Multilayer, Gradientenschicht und Mehrphasenschicht auf das Werkzeug aufgebracht [32].

2.3 Umformtechnik

2.3.1 Elastische und plastische Formänderungen

Im Gefügeschliff einer Metalloberfläche ist zu erkennen, dass Metalle aus einer Vielzahl einzelner Körner bestehen, die an den Korngrenzen zusammenstoßen. Diese Körner besitzen einen kristallinen Aufbau und werden deshalb auch Kristallite genannt. Ein Kristallgitter entsteht durch dreidimensionale Aneinanderreihung von Atomen. Die Kennzeichnung der Atomanordnung erfolgt dabei durch die Elementarzelle. Bei den in der Technik am häufigsten verwandten Metallen dominieren die drei Kristallgitterstrukturen kubisch raumzentriert, kubisch flächenzentriert und die hexagonale Gitterstruktur [34], [35], [37].

Elastische Formänderungen in Metallen ergeben sich aus der Verschiebung von Atomen aus ihrer stabilen Gleichgewichtslage. Dabei sind die Verschiebungen so klein, dass die Atome nach der Entlastung ihre ursprünglichen Gitterplätze wieder ausfüllen. In der Umformtechnik haben elastische Formänderungen nur als unerwünschte Randerscheinungen Bedeutung [35].

Plastische Formänderungen werden im Wesentlichen durch die zwei Mechanismen Gleitung und Zwillingsbildung ausgelöst. Basierend auf Einkristallen kann der Mechanismus der Gleitung durch das Abgleiten von Teilen des Kristalls erklärt werden. Die Gleitebene und die Gleitrichtung bilden dabei ein Gleitsystem. Die Bindungskräfte zwischen den Atomen sind in den am dichtesten besetzten Gitterebenen am geringsten. Deshalb beginnt die Gleitung dort, wo die resultierende Schubspannung am größten und gleichzeitig die am günstigsten orientierten dichtest besetzten Gleitebenen vorhanden sind [34], [35], [37].

Die mechanische Zwillingsbildung entsteht durch die Verschiebung von Atomen, die auf Ebenen parallel zur Zwillingssebene liegen. Der Gitterbereich, der durch die Zwillingssebene deformiert ist, erscheint als Spiegelung des nicht deformierten Bereichs an der Zwillingssebene. Im Vergleich zur Gleitung erfordert das Auslösen der Zwillingsbildung verhältnismäßig hohe äußere Spannungen [34], [35], [37].

2.3.2 Fließkurven und Fließspannung

Um bei einem Umformvorgang plastisches Fließen in der Umformzone einzuleiten, muss die im Werkstoff tatsächlich entstehende Spannung eine werkstoffabhängige Größe erreichen. Diese Fließspannung k_f ist die tatsächlich auftretende Spannung, die im einachsigen homogenen Spannungszustand notwendig ist, plastisches Fließen zu bewirken und aufrecht zu erhalten. Der Mindestgröße der Fließspannung muss größer sein als die Streckgrenze R_p bzw. R_e des jeweiligen Werkstoffs. Beim einachsigen Zug-Druck-Versuch tritt somit Fließen ein, wenn die Spannung

$$k_f = \sigma = \frac{F}{A} \tag{GI. 2.8}$$

den Wert k_f erreicht, wobei die Kraft auf die tatsächliche Fläche bezogen wird. Die Fließspannung k_f wird fast immer in Abhängigkeit des Umformgrades

$$\varphi = \int_{L_0}^{L_1} \frac{dL}{L} = \ln \frac{L_1}{L_0} \tag{GI. 2.9}$$

angegeben. Der Umformgrad ist definiert als Integral der Beziehung der Längenänderung dL auf die augenblickliche Länge L über den Umformweg. In der Festigkeitslehre wird analog dazu die Dehnung benutzt, die die Längenänderung dL auf die Ausgangslänge L_0 bezieht:

$$\varepsilon = \int_{L_0}^{L_1} \frac{dL}{L_0} = \ln \frac{L_1 - L_0}{L_0} \tag{GI. 2.10}$$

Die Übertragung der Fließspannung aus dem einachsigen auf mehrachsige Spannungszustände erfolgt über die Fließbedingungen von Tresca und v. Mises [35], [37], [38].

Einflüsse auf die Fließspannung

Die Fließspannungen von plastisch formbaren Metallen sind im Allgemeinen abhängig von der Formänderung, welche durch den Umformgrad ausgedrückt wird, sowie der Umformgeschwindigkeit, der Umformtemperatur und dem Werkstoff. In Abbildung 2.11 ist der Einfluss der Einflussgrößen auf die Fließspannung k_f schematisch dargestellt .

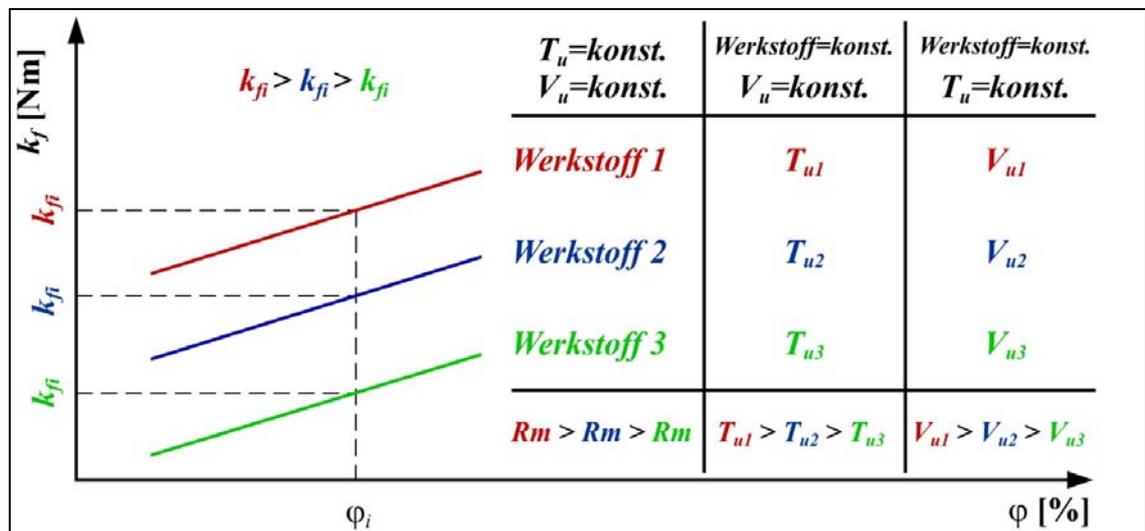


Abbildung 2.11: Einflussgrößen auf die Fließspannung k_f [37]

Die Fließspannung k_f nimmt mit steigender Festigkeit des Werkstoffes zu. Dabei wird der Einfluss des Werkstoffes auf die Fließkurve durch das Wandern der Versetzungen, durch Fremdatome in Form von Legierungszusätzen und durch die Vorbehandlung, wie z.B. Korngröße und Gefüge, bestimmt [35], [37].

Die Umformgeschwindigkeit beeinflusst dabei die Prozesse des Abgleitens der Erholung und Rekristallisation des Werkstoffes dahingehend, dass sich auf einem höheren Niveau der Umformgeschwindigkeit $\dot{\varphi}$ ein Gleichgewicht der Versetzungsdichte einstellt, wodurch die Fließspannung ansteigt [35], [37].

Durch eine höhere Umformtemperatur nimmt die Fließspannung k_f bzw. die Verfestigung des Werkstoffes ab. Der Einfluss der Umformtemperatur auf die Fließspannung ergibt sich durch Vorgänge der thermischen Aktivierung der Versetzungen, sowie der Erholung und Rekristallisation des Gefüges. [35], [37].

Aufnahme von Fließkurven

Zur Bestimmung der Fließkurve dienen vor allem der Zug-, Stauch- und Torsionsversuch. Im Bereich kleiner Umformgrade kann zur Ermittlung der Fließkurve der Zugversuch eingesetzt werden. Die Fließspannung k_f lässt sich dabei bis zu einem Umformgrad von $\varphi \approx 1$ durch

$$k_f = C \cdot \varphi^n \quad \text{Gl. 2.11}$$

beschreiben [35], [38]. Der Faktor n ist der Verfestigungskoeffizient des Werkstoffes, der über die Gleichmaßdehnung ε_{Gl} , welche die Dehnung bei maximaler Zugfestigkeit darstellt, durch

$$n = \ln(1 + \varepsilon_{Gl}) \quad \text{Gl. 2.12}$$

berechnet wird. Die Konstante C ergibt sich mit der maximalen Zugfestigkeit R_m und e als Basis der natürlichen Logarithmen zu [35], [38]

$$C = R_m \cdot \left(\frac{e}{n}\right)^n \quad \text{Gl. 2.13}$$

Der Stauchversuch wird eingesetzt, wenn möglichst hohe Umformgrade erreicht werden sollen. Da bei hydrostatischer Druckspannung das Formänderungsvermögen am größten ist, kann die Fließkurve in einem größeren Bereich als durch Zug- und Torsionsversuch ermittelt werden. Der Stauchversuch kann kontinuierlich oder dis-

kontinuierlich erfolgen. Wird kein Temperatureinfluss auf die Fließspannung gewünscht, wird der Stauchversuch diskontinuierlich durchgeführt [35].

Die Fließkurve wird beim Torsionsversuch aus dem wirkenden Drehmoment einer zylindrischen Probe und der Umformgrad φ aus dem Schiebungswinkel γ errechnet. Während des Torsionsversuchs bleibt die Probengeometrie nahezu unverändert, weshalb die Umformgeschwindigkeit sehr einfach eingestellt und konstant gehalten werden kann. Dies ist von großer Bedeutung, wenn die Fließspannung in großem Maße von der Umfangsgeschwindigkeit abhängt [35].

2.3.3 Umformgrad

In der v. Misesschen Plastizitätstheorie wird angenommen, dass sich der zu verformende Werkstoff inkompressibel verhält. Daraus folgt, dass das Volumen, welches umgeformt wird, konstant bleibt. Das bedeutet für einen Quader :

$$V_{\text{Quader}} = h_0 \cdot l_0 \cdot b_0 = h_1 \cdot l_1 \cdot b_1 = \text{konst.} \quad \text{Gl. 2.14}$$

bzw. für dessen Abmessungen

$$\frac{h_1 \cdot l_1 \cdot b_1}{h_0 \cdot l_0 \cdot b_0} = 1 \quad \text{Gl. 2.15}$$

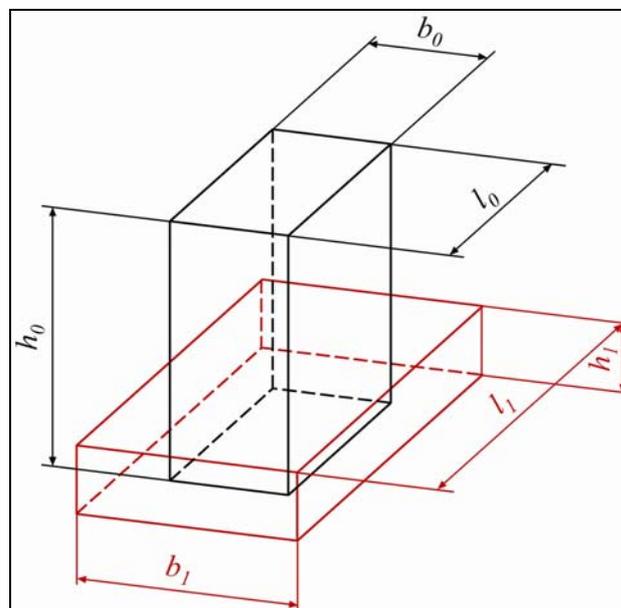


Abbildung 2.12: Geometrische Bezeichnungen bei der Umformung [35]

Um die absoluten Formänderungen zu berechnen, muss die Differenz des jeweiligen Abmaßes vor und nach der Umformung gebildet werden. Demnach folgt für die entstehende Höhen-, Breiten-, Längen- und Querschnittsänderung:

$$\Delta h = h_1 - h_0; \Delta b = b_1 - b_0; \Delta l = l_1 - l_0; \Delta A = A_1 - A_0 \quad . \quad \text{Gl. 2.16}$$

Die jeweiligen Dehnungen für die Formänderungen ergeben sich zu

$$\varepsilon_h = \frac{h_1 - h_0}{h_0}; \varepsilon_b = \frac{b_1 - b_0}{b_0}; \varepsilon_l = \frac{l_1 - l_0}{l_0}; \varepsilon_A = \frac{A_1 - A_0}{A_0} \quad . \quad \text{Gl. 2.17}$$

Dabei zeigt ein positives Vorzeichen eine Verlängerung und ein negatives Vorzeichen eine Verkürzung des Körpers an. In der Umformtechnik wird die Formänderung durch den Umformgrad beschrieben. Der Unterschied, die Formänderung durch den Umformgrad zu beschreiben, besteht zur herkömmlichen Dehnung darin, dass die jeweilige Längenänderung auf den augenblicklichen Wert der Werkstückabmessung bezogen und über den Umformweg integriert wird. Für den in Abbildung 2.12 dargestellten Quader ergeben sich der Stauchungsgrad (Höhenänderung dh), der Breiungsgrad (Breitenänderung db) und der Längungsgrad (Längenänderung dl) zu

$$\varphi_h = \int_{h_0}^{h_1} \frac{dh}{h} = \ln \frac{h_1}{h_0}; \varphi_b = \int_{b_0}^{b_1} \frac{db}{b} = \ln \frac{b_1}{b_0}; \varphi_l = \int_{l_0}^{l_1} \frac{dl}{l} = \ln \frac{l_1}{l_0} \quad . \quad \text{Gl. 2.18}$$

Die Verbindung mit Gl. 2.14 liefert für den Umformgrad

$$\ln \frac{h_1}{h_0} + \ln \frac{b_1}{b_0} + \ln \frac{l_1}{l_0} = \ln \frac{h_1}{h_0} + \ln \frac{b_1}{b_0} + \ln \frac{l_1}{l_0} = \varphi_h + \varphi_b + \varphi_l = \ln I = 0 \quad . \quad \text{Gl. 2.19}$$

Daraus folgt, dass eine der drei Formänderungen gleich der negativen Summe der beiden anderen ist:

$$\varphi_l = -(\varphi_h + \varphi_b) \quad . \quad \text{Gl. 2.20}$$

Für Gl. 2.20 ist der Umformgrad φ_l die größte Formänderung, welche als Hauptformänderung φ_H bezeichnet wird. Diese Hauptformänderung ist für die meisten Umformverfahren gleich dem Vergleichsumformgrad φ_V , der zur Berechnung der auftretenden Kräfte und Arbeiten benutzt wird [35], [37], [38], [38], [39].

2.3.4 Fließbedingung und Stoffgesetz

Beim einachsigen Zug-Druck-Versuch tritt Fließen ein, wenn die Spannung σ den Wert k_f erreicht. Dieser Sachverhalt wird als Fließbedingung bezeichnet:

$$\left| \frac{F}{A} \right| = k_f \quad . \quad \text{Gl. 2.21}$$

Werden Werkstücke mehrachsiger beansprucht, so treten im Werkstoff mehrachsige Spannungszustände auf. Hierbei hängt der Eintritt des Fließens von einer Kombination aller Spannungen ab. Diese mehrachsigen Spannungszustände werden mit Hilfe von Fließkriterien auf eine Vergleichsspannung σ_v zurückgeführt [35]. Die Fließbedingung für einen mehrachsigen Spannungszustand lautet

$$\sigma_v = k_f \quad . \quad \text{Gl. 2.22}$$

Zur Ermittlung der Vergleichsspannung σ_v liefern die folgenden zwei Fließbedingungen eine gute Übereinstimmung mit Versuchen [35]:

- die Schubspannungshypothese (nach Tresca),
- die Gestaltänderungshypothese (nach v. Mises).

Die Schubspannungshypothese besagt, dass eine bleibende Formänderung bzw. plastische Verformung des Werkstoffs eintritt, wenn die größte an dieser Stelle wirkende Schubspannung τ_{max} einen kritischen Wert erreicht. Somit ergibt sich die Fließbedingung

$$|\tau_{max}| = k \quad . \quad \text{Gl. 2.23}$$

Die Fließgrenze k ist als Schubfließgrenze definiert. Wird die Schubfließgrenze k erreicht, so tritt im Werkstoff eine plastische Verformung auf.

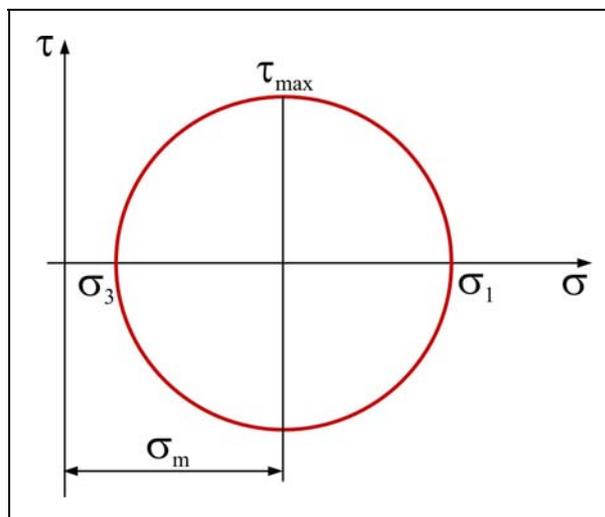


Abbildung 2.13: Mohrscher Spannungskreis für den ebenen Spannungszustand [35]

In Abbildung 2.13 ist der Mohrsche Spannungskreis für den ebenen Spannungszustand dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die größte in der Ebene wirkende Schubspannung τ_{max} durch den Halbmesser des Mohrschen Kreises beschrieben wird. Es gilt

$$\tau_{max} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \quad . \quad \text{Gl. 2.24}$$

Tritt im einachsigen Zugversuch $\sigma_3=0$ Fließen ein, gilt

$$\sigma_1 = k_f = 2k = \frac{F}{A} \quad . \quad \text{Gl. 2.25}$$

Daraus folgt für die Schubfließgrenze für einen ebenen Spannungszustand (Fließbedingung nach Tresca) [35], [37]:

$$k = \tau_{max} = \frac{k_f}{2} \quad . \quad \text{Gl. 2.26}$$

Im Vergleich zu der Schubspannungshypothese nach Tresca, in der nur die maximale Schubspannung τ_{max} für das Einsetzen der plastischen Verformung von Bedeutung ist, berücksichtigt v. Mises den gesamten Spannungszustand. Dieser Ansatz zur Ermittlung der Vergleichsspannung σ_v wird als Gestaltänderungsenergiehypothese bezeichnet und ergibt die Fließbedingung [35]

$$k_f = \sigma_v = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2]} \quad . \quad \text{Gl. 2.27}$$

Für den einachsigen Spannungszustand gilt

$$\sigma_1 = \frac{F}{A} \quad \text{und} \quad \sigma_2 = \sigma_3 = 0 \quad . \quad \text{Gl. 2.28}$$

Es ergibt sich

$$\sqrt{\frac{1}{2} \cdot 2 \cdot \sigma_1^2} = k_f \quad . \quad \text{Gl. 2.29}$$

Wird die größte auftretende Schubspannung im einachsigen Spannungszustand herangezogen, bei der Fließbeginn des Werkstoffs eintritt, ergeben die Trescasche und die v. Misessche Fließbedingung den gleichen Wert [35]

$$\tau_{max} = k = \frac{k_f}{2} \quad . \quad \text{Gl. 2.30}$$

Bei anderen Spannungszuständen erhält man über die Gestaltänderungshypothese eine größere maximale Schubspannung τ_{max} als über die Schubspannungshypothese. Der größte Unterschied tritt für den so genannten reinen Schubspannungszustand auf, der im Mohrschen Spannungskreis in Abb. 2.14 dargestellt ist [35].

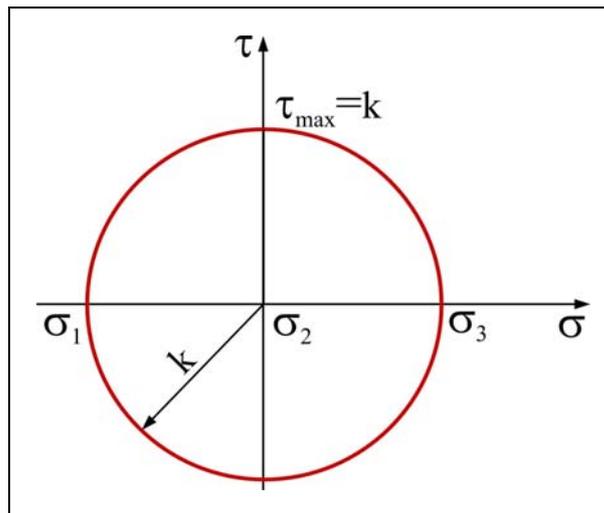


Abbildung 2.14: Mohrscher Spannungskreis für reinen Schub

Die Spannungen für den reinen Schub sind gegeben durch

$$\sigma_3 = -\sigma_1 \quad \text{und} \quad \sigma_2 = 0 \quad .$$

Daraus folgt für die v. Misessche Fließbedingung

$$k_f = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_1^2 + 4 \cdot \sigma_1^2} \quad \text{bzw.} \quad k_f = \sqrt{3} \cdot \sigma_1 \quad .$$

Es ergibt sich für die maximale Schubspannung τ_{max} :

$$\tau_{max} = \sigma_1 = k_{sf} = \frac{k_f}{\sqrt{3}} \quad . \qquad \text{Gl. 2.31}$$

Die Größe der auftretenden größten Schubspannung differiert bei den zwei genannten Hypothesen um 15%. Im Vergleich mit Versuchen gibt die durch v. Mises aufgestellte Fließbedingung die real ermittelten Versuchswerte etwas genauer wieder [35].

2.3.5 Berechnung der Umformkraft

2.3.5.1 Ansatz mit Hilfe der elementaren Plastizitätstheorie

Bei der Berechnung der Umformkraft für das Gewindefurchen wird von Gleichungen ausgegangen, die nach Siebel auf der elementaren Plastizitätstheorie beruhen. Die Basis der Umformkraftberechnung bildet die idealisierte verlustfreie Umformung beim Stauchen unter Voraussetzung von Volumenkonstanz [35], [35]. Die ideelle Umformkraft F_{id} wird berechnet durch

$$F_{id} = A \cdot k_{fm} \quad . \qquad \text{Gl. 2.32}$$

Dabei ist A die Querschnittsfläche des Umformwerkzeuges, über das die Umformkraft in das Werkstück übertragen wird und k_{fm} die mittlere Fließspannung des Werk-

stoffs. Zusätzlich zu der ideellen Umformkraft F_{id} addieren sich Kraftanteile, die äußere und innere Verluste, wie Reibung am Werkzeug und Schiebungen im Werkstoff, berücksichtigen. Die gesamte benötigte Umformkraft F_{Uges} ergibt sich zu [35]

$$F_{Uges} = F_{id} + F_R + F_{Sch} \quad . \quad \text{Gl. 2.33}$$

Die Reibungskraft F_R entsteht während der Umformung zwischen Werkzeug und Werkstück. Dabei hängt der Reibwert μ von verschiedenen Einflüssen, wie z.B. der Werkstoffpaarung, ab. Die Berechnung der Reibungskraft F_R erfolgt als Produkt der Normalkraft, die sich aus der Kontaktfläche und der auftretenden Fließspannung berechnet, und dem Reibkoeffizienten μ . [35]

$$F_R = A \cdot \underbrace{k_f(\varphi)}_{F_N} \cdot \mu \quad \text{Gl. 2.34}$$

Die Schiebungskraft F_{Sch} ist die Kraft, die beim Umformen aufgebracht werden muss, um den Werkstoff um einen bestimmten Winkel γ umzulenken. Sie ergibt sich aus der Verschiebungsarbeit W_{sch} eines Volumenelementes dV

$$W_{Sch} = \int_V k_{sf} \cdot \gamma \cdot dV \quad , \quad \text{Gl. 2.35}$$

bei quasistationär verlaufender Umformung zu [35]

$$F_{Sch} = \frac{W_{Sch} \cdot A}{V} \quad . \quad \text{Gl. 2.36}$$

2.3.5.2 Ansatz mit Hilfe der Gleitlinientheorie

Unter Gleit- bzw. Schubspannungslinien versteht man analog zu den Hauptspannungslinien die Linien, die in jedem ihrer Punkte der maximalen Schubspannung folgen. Diese Linien bilden eine Kurvenschar und schneiden die Hauptspannungslinien unter 45° . Der Gleitlinientheorie liegt eine Reihe von Vereinfachungen zugrunde. Hierzu gehören im Wesentlichen folgende Annahmen [42]:

- Der Umformvorgang ist eben.
- Die Fließspannung k_f und die Schubfließspannung k haben in der Umformzone an jeder Stelle die gleiche Größe.
- Bei einfachen Gleitlinienlösungen werden die auf der Kontaktfläche auftretenden Schubspannungen und damit die Reibung vernachlässigt.
- Die auftretenden Normalspannungen auf den Kontaktflächen zwischen Werkzeug und Werkstück sind konstant.

Gleitlinien besitzen verschiedene Eigenschaften, durch die die Berechnung von Kon-

taktspannungen zwischen Werkzeug und Werkstück und daraus resultierenden Umformkräften durchgeführt werden können. Sie bestehen aus zwei senkrecht aufeinander stehenden stetigen Kurvenscharen, die die Hauptspannungslinien unter einem Winkel von $\theta=45^\circ$ schneiden. Der Winkel im Schnittpunkt zwischen den an zwei Gleitlinien einer Schar angelegten Tangenten mit Gleitlinien einer anderen Schar ist konstant. Die Neigungswinkel der Gleitlinien am Ausgang der Kontur sind abhängig von der Größe der Tangentialspannungen auf der Kontur. Weiterhin ist die Änderung der mittleren Normalspannung entlang einer Gleitlinie proportional zum Krümmungswinkel dieser Gleitlinie. Gleitlinien können z.B. senkrecht aufeinander stehende Geraden, Zykloiden, logarithmische Spiralen oder andere komplizierte Kurven sein. In Abbildung 2.15 sind die in dieser Arbeit benutzten Gleitlinienfelder für das reibungsfreie Eindringen eines flachen und eines keilförmigen Stempels mit dem Keilwinkel γ und dem jeweiligen Gleitlinienwinkel Θ dargestellt [39], [42].

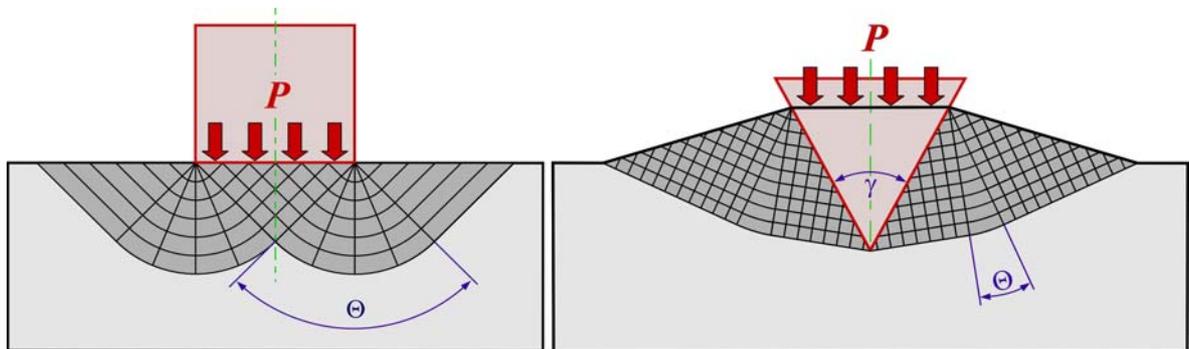


Abbildung 2.15: Gleitlinienfelder flacher- und keilförmiger Stempel [42], [43]

Beim Einpressen eines flachen Stempels in den Werkstoff beträgt der Gleitlinienwinkel $\Theta=90^\circ$. Es ergibt sich die Normalspannung P durch [41], [42]

$$P = \frac{2 \cdot k_f}{\sqrt{3}} \cdot \left(1 + \frac{\pi}{2} \right) \quad \text{Gl. 2.37}$$

Für den keilförmigen Stempel ergibt sich für den angenommenen ideal glatten Stempel bezüglich der Normalspannung P die allgemeine Lösung [41], [43]

$$P = 2 \cdot k \cdot (1 + \hat{\Theta}) \quad \text{Gl. 2.38}$$

Einsetzen der Schubfließgrenze k nach v. Mises liefert

$$P = \frac{2 \cdot k_f}{\sqrt{3}} \cdot (1 + \hat{\Theta}) \quad \text{Gl. 2.39}$$

für die Berechnung der Normalspannung P .

3 Versuchstechnik

Im Folgenden werden die für die drei Versuchsaufbauten verwendeten Werkzeuge, Hilfsmittel und Methoden beschrieben. Dabei dient der Modellversuch Gewindefur- chen als Grundlage. In den darauf folgenden Versuchen Modellversuch Gewindefur- chen Reibung und Realversuch Gewindefur- chen werden nur Abweichungen und Er- gänzungen zum Modellversuch Gewindefur- chen beschrieben.

3.1 Modellversuch Gewindefur- chen

3.1.1 Verwendete Komponenten

Gewindefur- cher

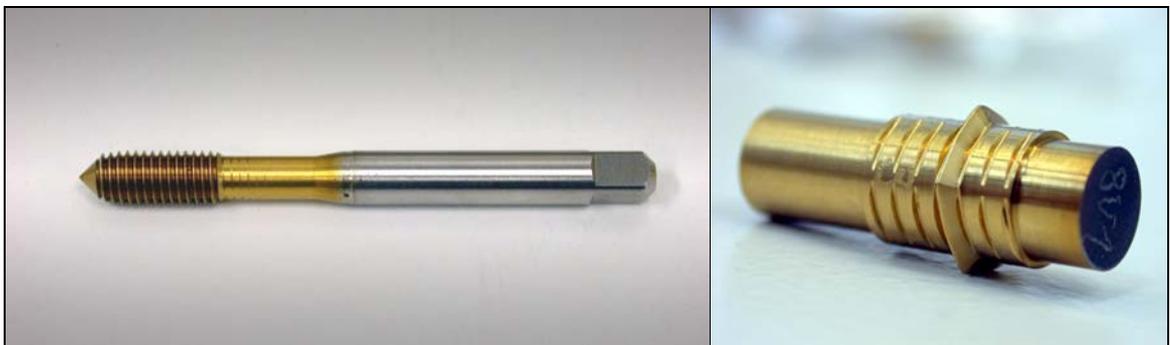


Abbildung 3.1: Herkömmlicher und modifizierter Gewindefur- cher

Zur Verwendung im Modellversuch Gewindefur- chen werden die Gewindefur- cher derart umgeschliffen, dass es möglich ist, mit nur einem Formkeil in das Werkstück zu furchen. In Abbildung 3.1 ist auf der linken Seite ein üblicher Gewindefur- cher und auf der rechten Seite das modifizierte Werkzeug zu sehen.

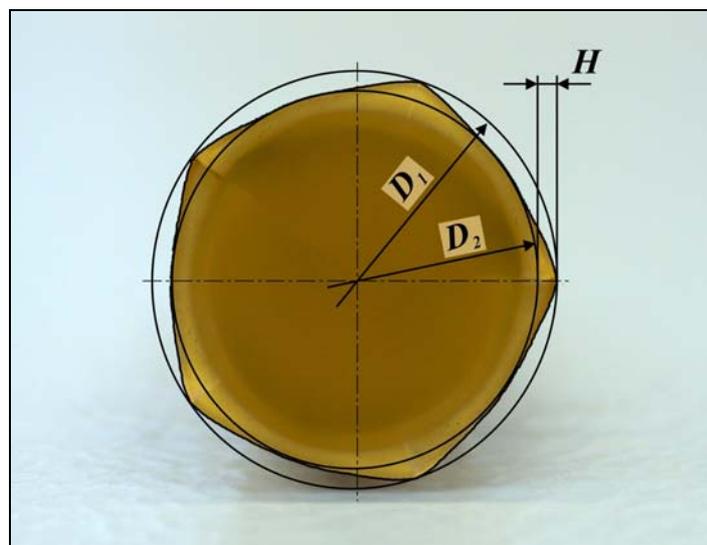
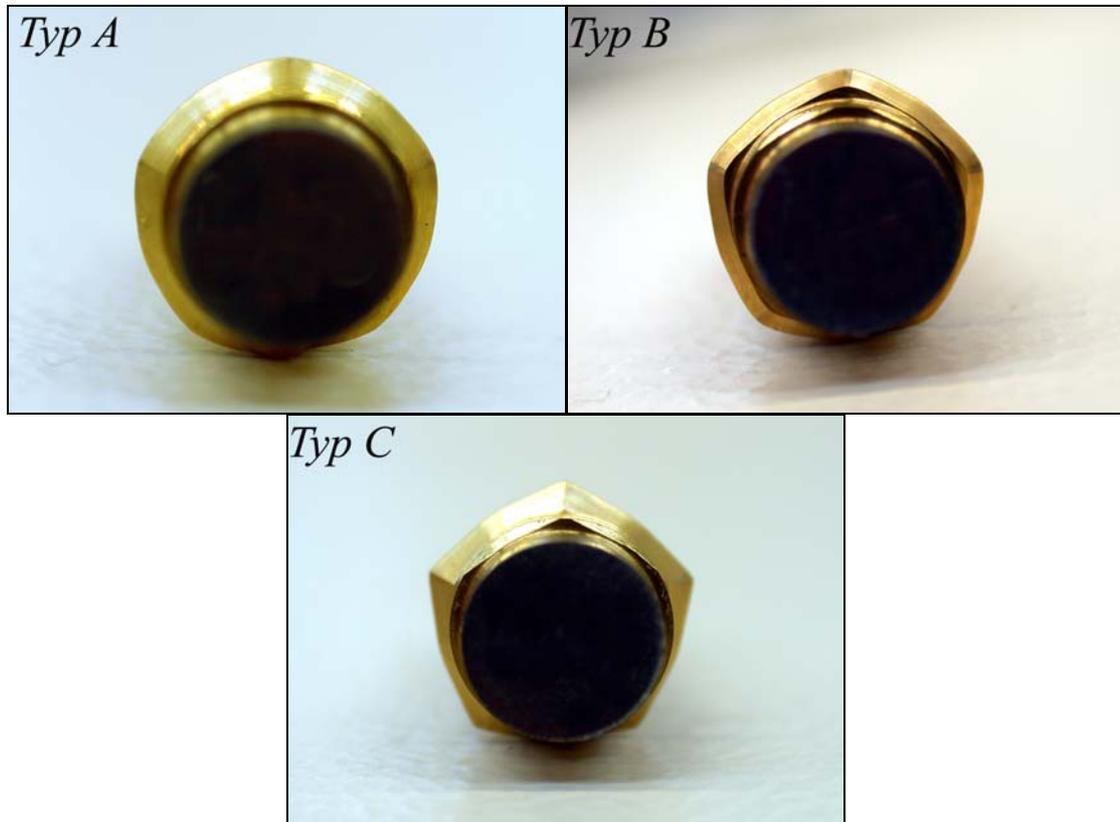


Abbildung 3.2: Definition Hub

Die im Versuch verwendeten Gewindefurcher unterscheiden sich in der Hubhöhe H des Hinterschliffes. In Abbildung 3.2 ist die Hubhöhe eines Formkeils eingezeichnet. In der Bilderserie 3.1 sind die verwendeten Gewindefurcher Typ A-C abgebildet. Der Gewindefurcher Typ A besitzt die kleinste Hubhöhe. Die Gewindefurcher B und C besitzen in genannter Reihenfolge eine größere Hubhöhe.



Bilderserie 3.1: Verwendete Gewindefurcher

In der Dokumentation der Ergebnisse in Kapitel 4 wird die Größe der Kontaktfläche zur Bewertung und Erklärung von physikalischen Zusammenhängen benutzt. In Abbildung 3.3 ist im linken Bildteil die entstehende Kontaktfläche am Formkeil eingezeichnet. Die Gesamtkontaktfläche A_{ges} lässt sich durch Summation der Stirnkontaktfläche A_1 und beider Flankenkontaktflächen A_2 berechnen:

$$A_{ges} = A_1 + 2 \cdot A_2 \quad .$$

Abbildung 3.3 zeigt die am Umformprozess beteiligten Kontaktflächen am Formkeil. Die eingezeichneten Flächenstücke ergeben die projizierte Kontaktfläche, an der in radialer Richtung bzw. in x-Richtung der Werkstoff umgeformt wird. Die Berechnung der Kontaktfläche am Gewindefurcher ist ausführlich in Kapitel 5.3 beschrieben.

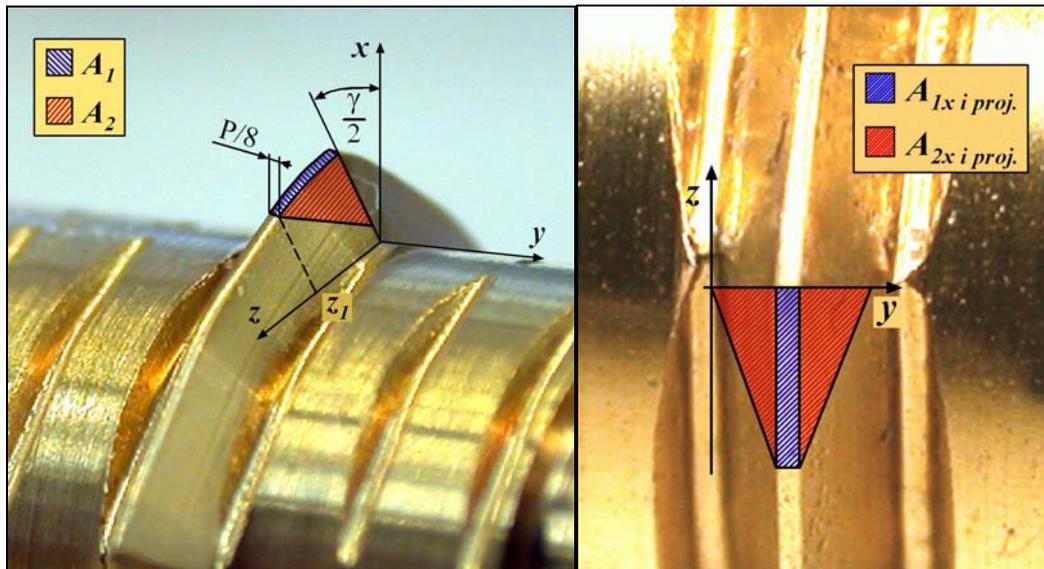


Abbildung 3.3: Kontaktflächen am Formkeil

In Diagramm 3.1 ist die projizierte Kontaktfläche in Abhängigkeit der Umformstufe für eine Zustellung von $h_f=0,04\text{ mm}$ für die verwendeten Gewindefurcher dargestellt. Die größte projizierte Kontaktfläche besitzt der Gewindefurcher Typ A. Die Gewindefurchertypen B und C besitzen in genannter Reihenfolge eine kleinere Kontaktfläche.

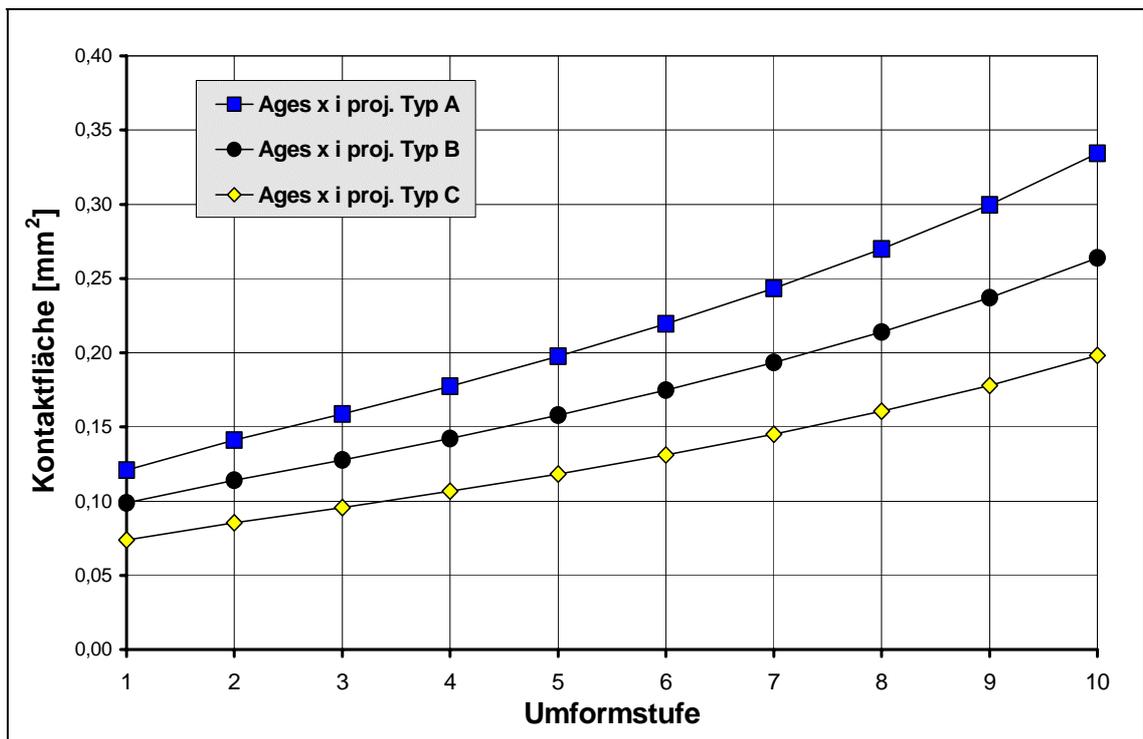


Diagramm 3.1: Kontaktflächen projiziert, div. Geo., $h_f=0,04\text{ mm}$

Beschichtungen

Alle verwendeten Werkzeuge im Modellversuch Gewindefurchen waren ausschließlich TiN-beschichtet.

Schmierung

Es kam bei allen Versuchen mit Schmierung eine handelsübliche 10%ige Emulsion zum Einsatz.

Werkstück

Die verwendeten Werkstücke wurden als Scheiben mit einer Dicke von $t=5\text{ mm}$ aus Rohrmaterial mit den Abmaßen $\phi 100\text{ mm} \cdot \phi 30\text{ mm}$ des jeweiligen Werkstoffes hergestellt. Alle Versuche wurden zur Vergleichbarkeit nur für einen Innendurchmesser von $D_v=31-33\text{ mm}$ durchgeführt.

Werkstoffe

Die Überprüfung der verwendeten Werkstoffe C45k und AlMgSi 1 erfolgte bezüglich der Zugfestigkeit, der chemischen Zusammensetzung, der Härte und des Fließverhaltens entsprechend der jeweiligen Werkstoffnorm nach DIN. Die Werkstoffe zeigten keinerlei Abweichungen zu den in der jeweiligen Norm geforderten Werten.

3.1.2 Versuchsaufbau und Prozessbeschreibung

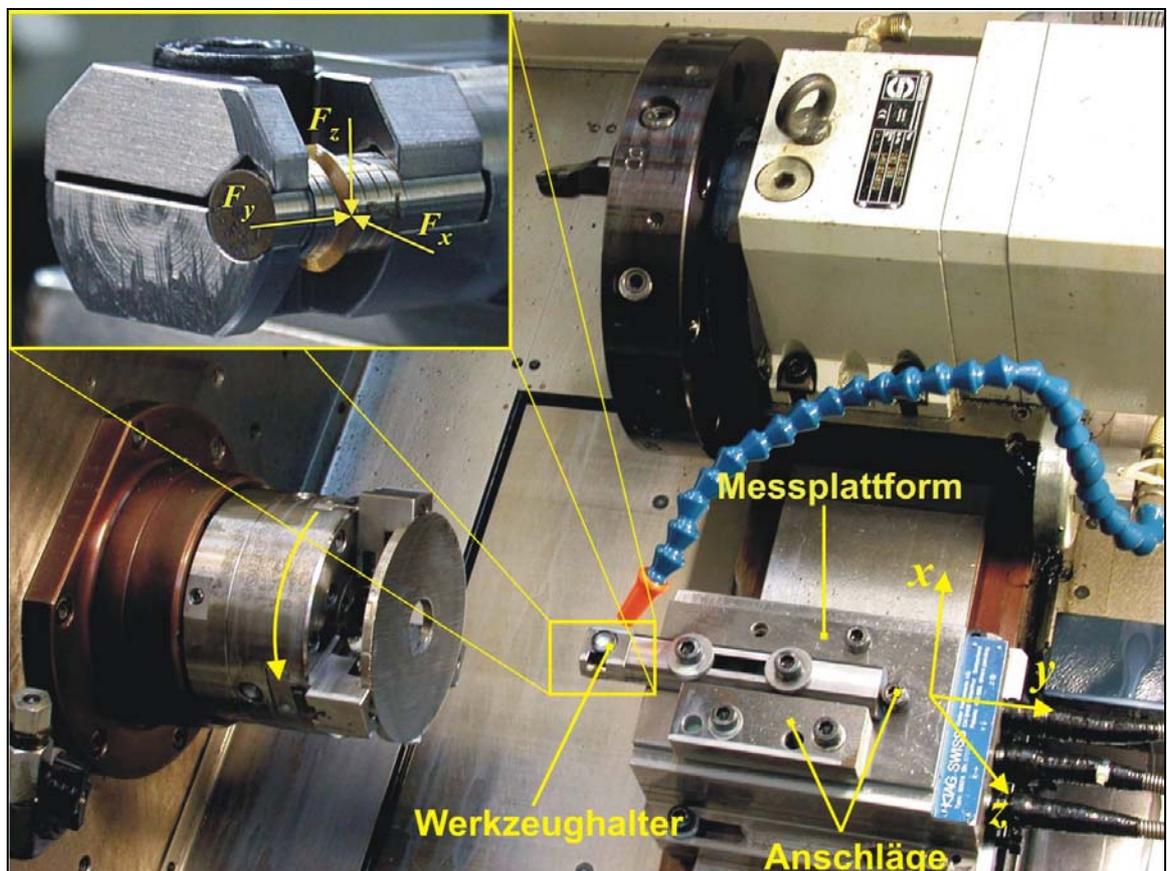


Abbildung 3.4: Modellversuch Gewindefurchen

Je nach Querschnittsform des Gewindefurchers befinden sich beim herkömmlichen Gewindefurcher während einer Umdrehung des polygonförmigen Werkzeugs mehrere Formkeile mit zunehmenden Eindringtiefen im Eingriff, weshalb die gemessenen Prozessparameter immer nur auf die Summe der im Eingriff befindlichen Formkeile bezogen werden können. Die messbaren Größen sind hierbei die Kraft in axialer Richtung des Werkzeugs und das Drehmoment um die Werkzeugachse. Diese Größen sind nur als integrale Werte messbar. Um die Prozessparameter zu separieren, werden herkömmliche Gewindefurcher derart umgestaltet, dass von einem üblichen Gewindefurcher durch Umschleifen nur noch ein einzelner Gewindegang am Werkzeug verbleibt. Damit ist es möglich, die auftretenden Prozesskräfte in einem Rohr an einem einzelnen Formkeil während des Eingriffs in das Werkstück zu messen. In den Modellversuchen wird jede einzelne Umformstufe separat nacheinander erzeugt und die jeweils auftretenden Kräfte pro Umformstufe gemessen. Die Gesamtgewindetiefe wird nach mehreren Durchgängen, die der Anzahl der Umformelemente (Formkeile) des realen Furchprozesses entsprechen, erreicht. Beispielsweise ergeben sich bei einem M10 Regelgewinde mit einem Vorbohrdurchmesser $D_v=9,3\text{ mm}$ zehn Umformstufen bei einer linearen Zustellung von $h_f=0,04\text{ mm}$, um die maximale Gewindetiefe von $h_{fmax}=0,4\text{ mm}$ zu erreichen. Zur Versuchsdurchführung wird der modifizierte Furcher im Werkzeughalter ausgerichtet, auf einer Messplattform positioniert und festgeschraubt. Das Werkstück wird innen ausgedreht, um den gewünschten Vorbohrdurchmesser und eine maximale Rundlaufgenauigkeit zu erreichen. Danach wird die Gewinderille in der gewünschten Tiefe h_f eingebracht. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 3.4 zu sehen. Im oberen linken Teil der Abbildung sind die am Formkeil angreifenden Kräfte eingezeichnet.

Anpassung der Gewindesteigung

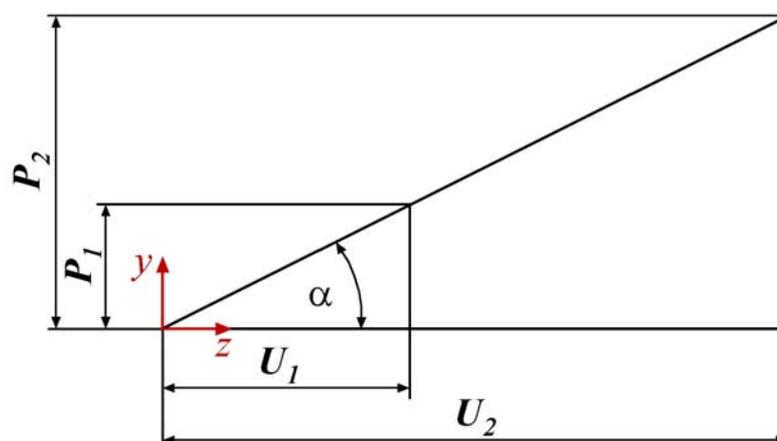


Abbildung 3.5: Steigungsdreieck

Durch den vergrößerten Vorbohr- bzw. Vordrehdurchmesser, der im Modellversuch Gewindefurchen benutzt wird, ist bei einem konstanten Steigungswinkel von $\alpha=3,14^\circ$ eine Korrektur der Gewindesteigung P_2 für diesen größeren Vorbohrdurchmesser notwendig. Mit der Steigung P_1 und dem Umfang am Flankendurchmesser U_1 eines herkömmlichen M10 Regelgewindes ergibt sich das in Abbildung 3.5 dargestellte Steigungsdreieck. Durch Umstellen der Beziehung

$$\tan \alpha = \frac{P_1}{U_1} = \frac{P_2}{U_2} \quad \text{Gl. 3.1}$$

erhält man

$$P_2 = \frac{P_1 \cdot U_2}{U_1} \quad \text{bzw.} \quad P_2 = \frac{P_1 \cdot D_{F2}}{D_{F1}} \quad \text{Gl. 3.2}$$

Mit den beiden Flankendurchmessern D_{F1} , D_{F2} und der Gewindesteigung P_1 lässt sich die Steigung P_2 berechnen:

$$P_2 = \frac{1,5 \cdot (D_v - x)}{9,026} \quad \text{Gl. 3.3}$$

Dabei ist D_v der Durchmesser des ausgedrehten Werkstücks und x das Differenzmaß zwischen Nenn- und Flankendurchmesser D_{F1} :

$$x = D_N - D_{F1} \quad \text{Gl. 3.4}$$

In Tabelle 3.1 ist die Steigung P_2 für verschiedene Vordrehdurchmesser angegeben.

Vordrehdurchmesser D_v [mm]	Steigung [mm]
31,00	4,99
32,00	5,16
33,00	5,32

Tabelle 3.1: Steigungskorrektur

Messtechnik Modellversuch Gewindefurchen

Die bei der Bearbeitung entstehenden Kräfte werden von einem Kistler 3-Komponenten-Dynamometer aufgezeichnet, zu einem Messverstärker Reinmetall Typ VD8 geleitet, in elektrische Spannung umgewandelt und verstärkt. Das verstärkte Ausgangssignal wird in einer 12-Bit-A/D-Wandlerkarte im PC digitalisiert. Mit Hilfe der Messsoftware Diadem werden die Messwerte aufgezeichnet.

Auswertung der erzeugten Dateien

Prinzipiell erfolgt die Auswertung der erzeugten Dateien in zwei Schritten. Zuerst erfolgt eine Abschätzung des Mittelwertes und der Standardabweichung in einem der Messwertmenge angepassten Intervall. Danach wird unter der Voraussetzung einer Normalverteilung der Messwerte die jeweilige Kraft als Mittelwert aller Werte errechnet, die sich im Intervall $-2s < \mu < +2s$ befinden. Dadurch wird erreicht, dass der wahre Mittelwert μ mit einer Wahrscheinlichkeit von 95% im Vertrauensbereich liegt.

Versuchswiederholung und statistische Sicherheit

Die Versuchswiederholung wurde unter der Voraussetzung bestimmt, dass ein Vertrauensniveau von $\gamma=95\%$ vorliegt. Anhand einer Stichprobe von 20 Messungen wurden der Mittelwert und die Standardabweichung für die auftretende Kraft F_x bei der sechsten Umformstufe gebildet. Mit Hilfe dieser beiden Werte konnten die Versuchswiederholungen über das vorausgesetzte Vertrauensniveau mit den entsprechenden Abweichungen vom geschätzten Mittelwert vorgegeben werden. Für den beschriebenen Versuchsaufbau ergab sich bei einer dreifachen Versuchswiederholung eine prozentuale Standardabweichung von 5%.

3.1.3 Versuchsdurchführung

Einfluss der Zustellung

Für C45k wurden die Zustellungen $h_f=0,02-0,05 \text{ mm}$ und für AlMgSi 1 die Zustellungen $h_f=0,03-0,06 \text{ mm}$ ausgewählt. Die maximale Gesamtzustelltiefe beträgt $h_{fmax}=0,4 \text{ mm}$. Da dies bei einer linearen Zustellung für z.B. eine Zustellung von $h_f=0,03 \text{ mm}$ nicht erreichbar ist, wird die sich ergebende Abweichung von $0,02 \text{ mm}$ der Gesamtgewindetiefe in der Auswertung berücksichtigt.

In der Tabelle 3.2 ist der Versuchsplan für C45k zur Ermittlung des Einflusses der Zustellung und der Umfangsgeschwindigkeit zu sehen. Alle Untersuchungen bezüglich des Einflusses der Zustellung und der Umfangsgeschwindigkeit erfolgten mit dem Gewindefurcher Typ A.

Werkzeug	Beschichtung	Werkstoffe	v_u [m/min]	Schmierung	h_f	Versuchswiederholungen
Typ A	TiN	C45k	20	Emulsion	0,02	3
			30		0,03	
			40		0,04	
			50		0,05	
Parameteranzahl						
1	1	1	4	1	4	3
Summe Versuche						
48						

Tabelle 3.2: Versuchsplan C45k, Einfluss der Zustellung und Umfangsgeschwindigkeit

Einfluss der Umfangsgeschwindigkeit

Die Variation der Umfangsgeschwindigkeit erfolgt bei beiden Werkstoffen C45k und AlMgSi 1 zwischen $v_u=20-50 \text{ m/min}$.

Einfluss der Werkzeuggeometrie

Für die verschiedenen Werkstoffe wird jeweils eine Umfangsgeschwindigkeit ausgewählt, mit der die Versuchsdurchführung erfolgt. Für C45k wurde die Umfangsgeschwindigkeit $v_u=20 \text{ m/min}$ und für AlMgSi 1 die Umfangsgeschwindigkeit $v_u=30 \text{ m/min}$ ausgewählt. Als Geometrievarianten wurden die drei Gewindefurchertypen aus der Bilderserie 3.1 verwendet.

3.2 Modellversuch Gewindefurchen Reibung

3.2.1 Verwendete Komponenten

Gewindefurcher

Die Versuche Gewindefurchen Reibung wurden mit dem Gewindefurcher Typ A aus der Bilderserie 2.1 durchgeführt.

Beschichtungen

Für den Modellversuch Gewindefurchen Reibung kamen die in Tabelle 3.3 aufgeführten Beschichtungen zum Einsatz.

Hartstoff	Farbe	Schichtdicke [μm]	Schichtaufbau	Härte [HV]	μ trocken Stahl	$T_{\text{max.}}$ [$^{\circ}\text{C}$]
TiN	gold	1 bis 4	Monolayer	2300	0,4	600
TiAlN+WC/C	dunkelgrau	k.A	Multilamellar	3000	0,2	800

Tabelle 3.3: Beschichtungen im Modellversuch Gewindefurchen Reibung

Induktionsanlage

Die verwendete Induktionsanlage für die Reibungsversuche bei hohen Temperaturen war ein Gerät der Firma Hüttinger vom Typ TIG 5/300 mit einer Ausgangsleistung von 5 kW und einer Betriebsfrequenz von 300 KHz.

3.2.2 Versuchsaufbau und Prozessbeschreibung

In Abbildung 3.6 ist der Versuchsaufbau Gewindefurchen Reibung zu sehen. Prinzipiell ist der Ablauf des Modellversuchs Reibung dem Modellversuch Gewindefurchen ähnlich. Zuerst erfolgt das Innenausdrehen des Werkstückes, um die Maß- und Rundlaufgenauigkeit zu gewährleisten. Anschließend wird die Gewindefurche in der entsprechenden Tiefe stufenweise eingebracht und ohne weitere Zustellung so oft durchfahren, bis der Reibweg erreicht ist. Bei einem Werkstückinnendurchmesser von $D_v=31,8 \text{ mm}$ ergibt sich für eine Werkstückscheibe mit einer Dicke von $t=5 \text{ mm}$

eine Reibweglänge $L_R \approx 100 \text{ mm}$ pro Durchlauf. Durch den Induktionsgenerator besteht zusätzlich die Möglichkeit, mittels einer Temperaturregelung das Werkstück auf eine definierte Temperatur zu erwärmen. Der Coulombsche Reibungskoeffizient μ wird als Quotient aus der Reibungskraft F_z und der Normalkraft F_x gebildet.

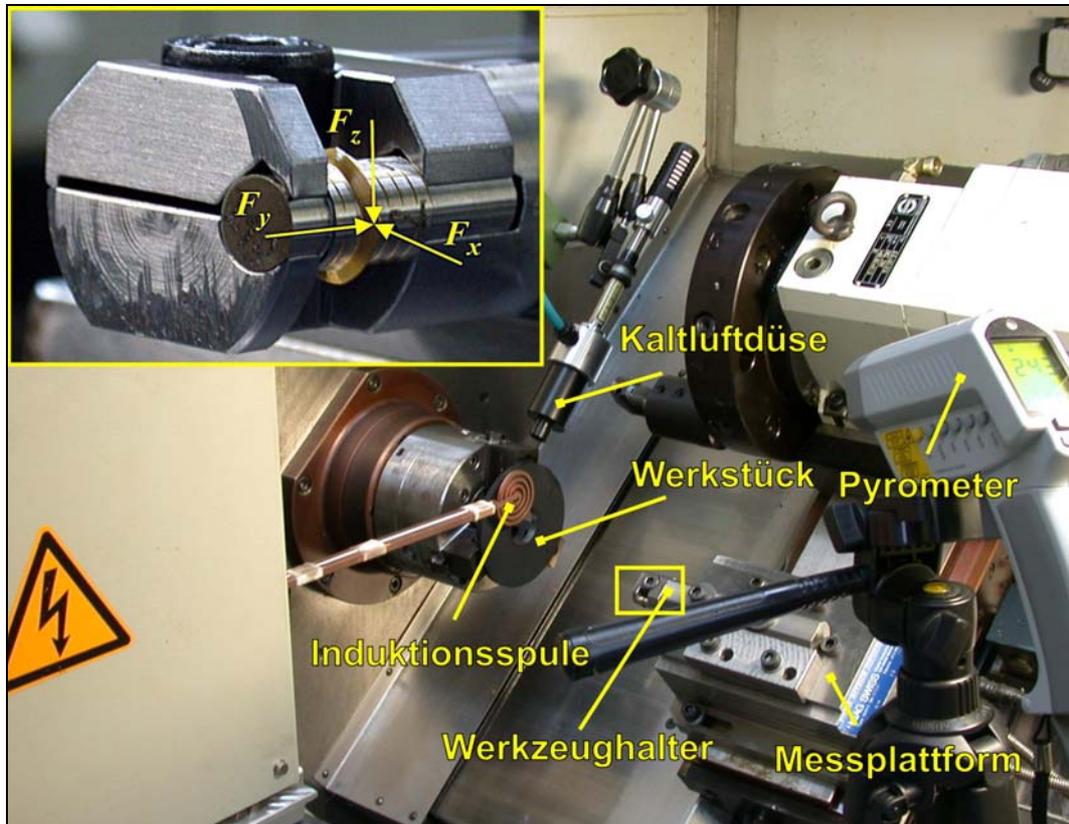


Abbildung 3.6: Modellversuch Gewindefurchen Reibung

Induktive Erwärmung

Durch die induktive Erwärmung des Werkstücks fließt an den Spann- bzw. Kontaktstellen Wärme in die Spannbacken und das Futter. Um eine damit verbundene Schädigung des Spannfutters zu unterbinden, wurden die Spannbacken derart präpariert, dass nur eine minimale Kontaktfläche zwischen dem erhitztem Werkstück und den Spannbacken entsteht.



Abbildung 3.7: Getrennte Spannbacken mit Teflonfolie

Weiterhin wurden die Spannbacken getrennt und über eine form- und kraftschlüssige Verbindung mit einer Isolationsschicht aus Teflonfolie wieder zusammengefügt. Zusätzlich erfolgte die Kühlung des Spannfutters mit einem Kaltluftsystem von außen.

Messtechnik Modellversuch Gewindefurchen Reibung

Die Aufzeichnung der Kräfte verläuft analog zum Modellversuch Gewindefurchen. Zur Regelung der Werkstücktemperatur erfolgt die Messung der Wärmestrahlung über ein Raytec Pyrometer. Ein Messverstärker verstärkt das Signal, welches über eine A-D-Wandlerkarte im PC digitalisiert wird. Die Messwertverarbeitung bzw. Temperatursteuerung erfolgt im PC mit der Messsoftware Diadem. Es wird der HF-Generator angesteuert, der über den Oszillator eine Spannung und damit eine Erwärmung im Werkstück induziert, bis die Soll-Temperatur erreicht ist.

3.2.3 Versuchsdurchführung

Die Versuche werden in C45k bei einer Umfangsgeschwindigkeit von $v_u=20 \text{ m/min}$ für die Beschichtungen TiN und TiAlN+WC/C durchgeführt. Die Reibweglänge beträgt $L_R=10 \text{ m}$.

3.3 Realversuch Gewindefurchen

Der Realversuch Gewindefurchen dient dazu, die realen Furchmomente beim herkömmlichen Gewindefurchen zu ermitteln, die zur Verifizierung der berechneten Furchmomente aus Kapitel 5.6 dienen. Die Verifizierung der berechneten Furchmomente mit den im Realversuch Gewindefurchen ermittelten erfolgt in Kapitel 6.2.

3.3.1 Verwendete Komponenten

Bohrwerkzeug

Alle Kernloch-Bohrungen wurden mit einem TiAlN-beschichteten Vollhartmetallbohrer mit einem Vorbohrdurchmesser von $D_v=9,3 \text{ mm}$ gefertigt.

Gewindefurcher

Die Furchmomente wurden für die Gewindefurcher Typ A und Typ C mit einer TiN-Beschichtung ermittelt.

Werkstück

Es kamen Scheiben mit einer Dicke von $t=5 \text{ mm}$ aus Rundmaterial mit den Abmaßen $\phi 100 \text{ mm} \cdot \phi 30 \text{ mm}$ aus C45k und AlMgSi 1 zum Einsatz.

3.3.2 Versuchsaufbau und -durchführung

Die Versuche wurden auf einem Bearbeitungszentrum der Firma Maho vom Typ Mahomat durchgeführt. Es handelte sich um eine 3-Achsen-Vertikalspindelfräsmaschine mit einer Philips CNC-Steuerung. Es wurden jeweils zwei Scheiben mit einer Dicke von $t=5\text{ mm}$ auf eine Vorrichtung gespannt und mit einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c=60\text{ m/min}$ und einem Vorschub von $f=0,15\text{ mm/U}$ gebohrt. Darauf folgend wurden die Gewinde in die Werkstücke eingebracht. In Tabelle 3.1 sind die Mittelwerte der gemessenen Vorbohrdurchmesser eingetragen. Die Versuche wurden zehnfach wiederholt, um eine hohe statistische Sicherheit zu gewährleisten.

D_v , C45k, Typ A	9,31 mm	D_v , AlMgSi 1, Typ A	9,34 mm
D_v , C45k, Typ C	9,32 mm	D_v , AlMgSi 1, Typ C	9,34 mm

Tabelle 3.4: Vorbohrdurchmesser Realversuch Gewindefurchen

Messtechnik Realversuch Gewindefurchen

Die angreifenden Kräfte werden von einem Vierkomponenten-Dynamometer der Firma Kistler zu dem Messverstärker Reinmetall Typ VD8 geleitet, dort in Spannung umgewandelt und verstärkt. Das verstärkte Ausgangssignal wird in einer 12-Bit-A/D-Wandlerkarte im PC digitalisiert. Mit Hilfe der Messsoftware Diadem werden die Messwerte aufgezeichnet.

4 Empirische Untersuchungen

Durch empirische Untersuchungen am Formkeil sollen in Abhängigkeit verschiedener Prozessparameter und des Werkstoffes der Anformbereich und die Formkeilgeometrie verbessert werden, um optimale Bearbeitungsergebnisse hinsichtlich der hergestellten Furchen und des auftretenden Verschleißes am Gewindefurcher bzw. Formkeil zu erreichen. Die Untersuchungen erfolgen in den zwei Werkstoffen C45k und AlMgSi 1.

Auswertung der Kräfte und Furchmomente

Alle Kräfte und Furchmomente werden auf die gleiche Art und Weise ausgewertet und dargestellt, d.h. es wird nur ein Diagrammtyp verwendet, um die Daten möglichst einfach darzustellen. Die Darstellung der Kräfte F_x , F_z und der Furchmomente $M_{y ges}$ erfolgt in den Diagrammen immer in Abhängigkeit der Umformstufe. Die Skalierung der Diagramme wurde für die verschiedenen Werkstoffe, Kraftkomponenten und Furchmomente angepasst, um eine optimale Aussagekraft bzw. grafische Auflösung der Daten zu erreichen.

Die Kräfte F_x und F_z

Die für die Kräfte F_x und F_z in den Diagrammen eingetragenen Werte sind die Mittelwerte aus drei gemessenen Werten pro Umformstufe.

Das inkrementale Furchmoment M_{yi} und das Gesamtfurchmoment $M_{y ges}$

Das inkrementale Furchmoment M_{yi} stellt das Furchmoment dar, welches pro Umformstufe erzeugt wird. Die Berechnung erfolgt durch die Multiplikation der aufgetretenen Tangentialkraft F_z pro Umformstufe mit dem Hebelarm $D/2$:

$$M_{yi} = F_{zi} \cdot \frac{D}{2} \quad . \quad \text{Gl. 4.1}$$

In den entsprechenden Diagrammen wird das Gesamtfurchmoment dargestellt. Dabei werden die inkrementalen Furchmomente bis zur jeweiligen Umformstufe aufaddiert und in Abhängigkeit der Umformstufe aufgetragen:

$$M_{y ges} = \sum_{i=1}^n M_{yi} \quad . \quad \text{Gl. 4.2}$$

Diese Darstellung wurde gewählt, um eine bessere Vergleichbarkeit mit dem realen Gewindefurchen zu erreichen, da beim normalen Gewindefurchen der Momentenverlauf nur als Summe der Einzelfurchmomente gemessen werden kann.

4.1 Einfluss der Zustellung

Die Untersuchungen zum Einfluss unterschiedlich großer Zustellungen wurden mit dem Gewindefurcher Typ A mit einer TiN-Beschichtung durchgeführt. Für C45k wurde eine Umfangsgeschwindigkeit von $v_u=20 \text{ m/min}$ und für AlMgSi 1 von $v_u=30 \text{ m/min}$ ausgewählt.

4.1.1 C45k, $h_f=0,02-0,05 \text{ mm}$, $v_u=20 \text{ m/min}$

In Diagramm 4.1 bis Diagramm 4.3 sind die radiale Umformkraft F_x , die tangential angreifende Kraft F_z und das Gesamtfurchmoment $M_{y \text{ ges}}$ für den Werkstoff C45k für die Zustellungen $h_f=0,02-0,05 \text{ mm}$ eingetragen

Die Belastung der Formkeile durch die Prozesskräfte ist entsprechend der Zustelltiefe bei den kleinen Zustellungen in radialer Richtung geringer. Die eingezeichneten Trendlinien zeigen, dass die Prozesskräfte linear von der Zustellung abhängen. Die Differenz der maximalen Kraft F_x zwischen der Trendlinie und der Zustellung $h_f=0,03 \text{ mm}$ ergibt sich durch die etwas größere Gesamtzustellungstiefe, die mit $h_f=0,42 \text{ mm}$ um $0,02 \text{ mm}$ tiefer als bei den anderen Zustellungen ist.

Tendenziell resultieren aus den kleinen Zustellungen die kleinsten Kräfte F_x , F_z und das größte Gesamtfurchmoment $M_{y \text{ ges}}$.

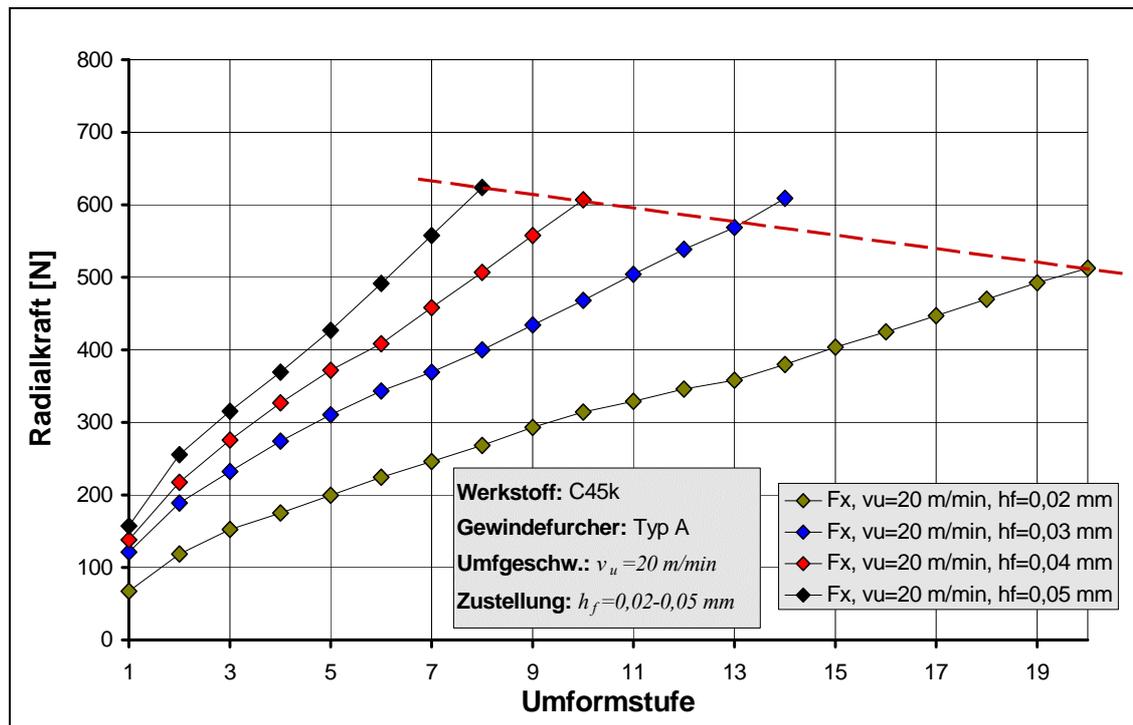


Diagramm 4.1: Einfluss der Zustellung, C45k, F_x , $h_f=0,02-0,05 \text{ mm}$, $v_u=20 \text{ m/min}$

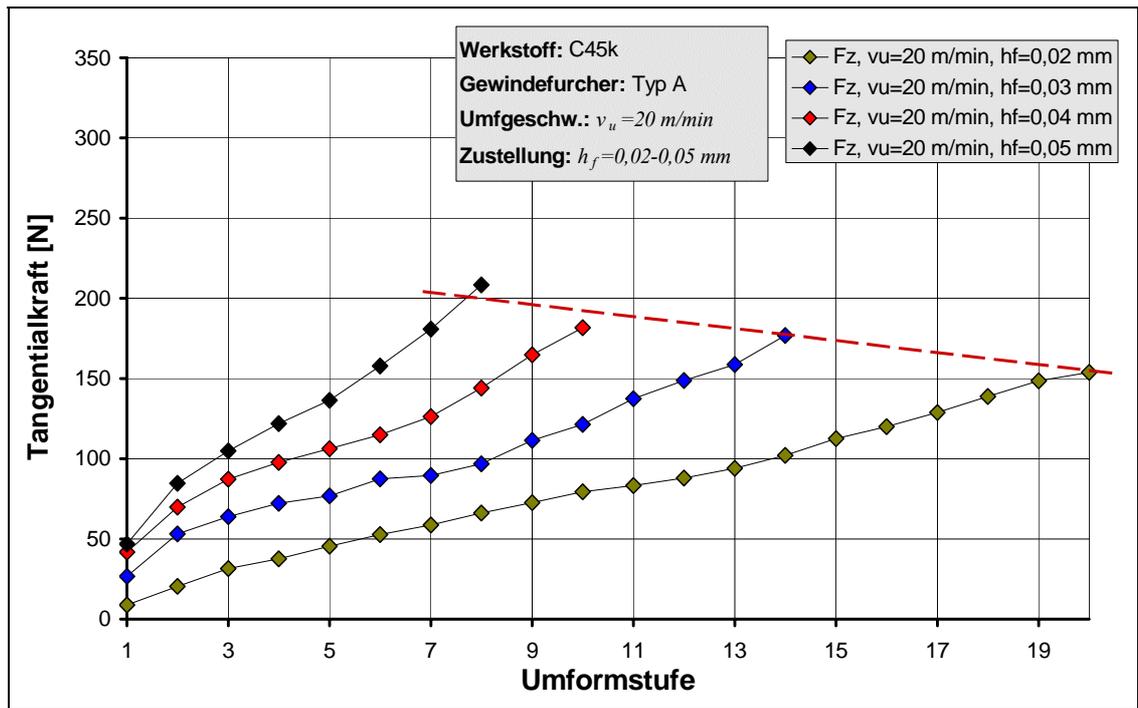


Diagramm 4.2: Einfluss der Zustellung, C45k, F_z , $h_f=0,02-0,05 \text{ mm}$, $v_u=20 \text{ m/min}$

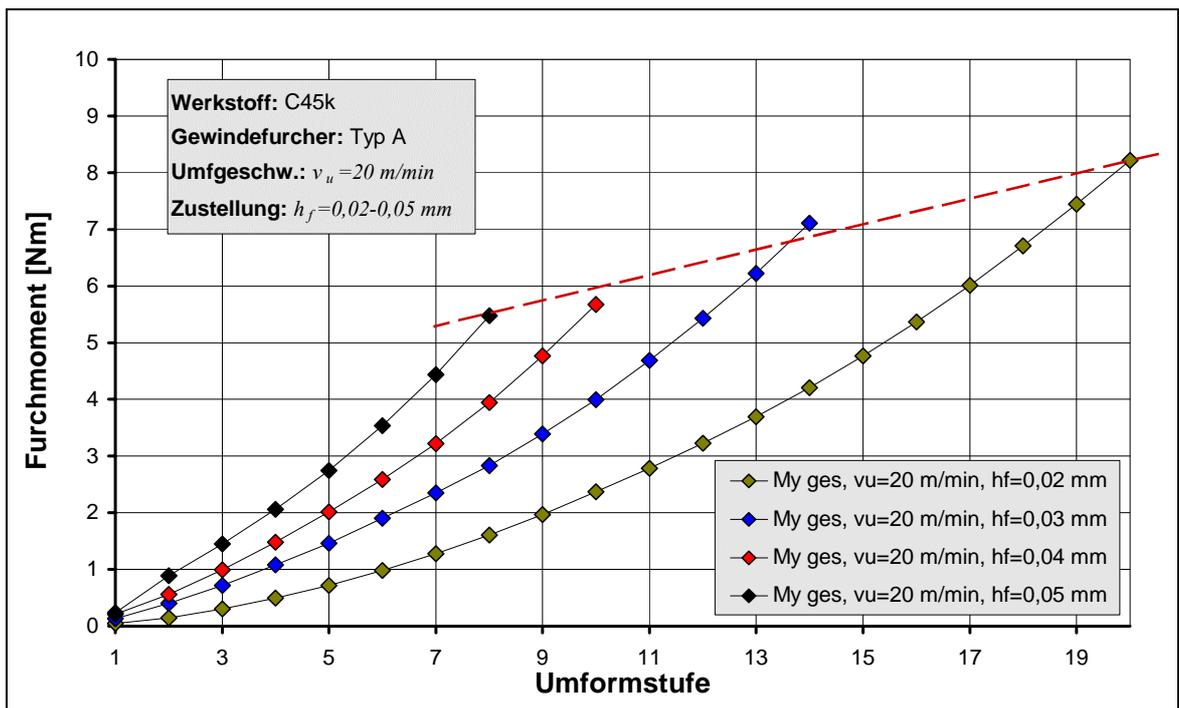


Diagramm 4.3: Einfluss der Zustellung, C45k, $M_{y \text{ ges}}$, $h_f=0,02-0,05 \text{ mm}$, $v_u=20 \text{ m/min}$

4.1.2 AlMgSi 1, $h_f=0,03-0,06$ mm, $v_u=30$ m/min

In Diagramm 4.4 bis Diagramm 4.6 sind die radiale Umformkraft F_x , die tangential angreifende Kraft F_z und das Gesamtfurchmoment $M_{y_{ges}}$ für den Werkstoff AlMgSi 1 für die Zustellungen $h_f=0,03-0,06$ mm eingetragen

Die Kraft F_x steigt mit zunehmender Zustelltiefe an. Allerdings sind die Maximalwerte der anderen Zustellungen für F_x nicht signifikant kleiner. Weiterhin lässt sich eine lineare Abhängigkeit der Kraft F_x von der Zustellung erkennen. Die Differenzen der maximalen Kräfte F_x der Zustellungen $h_f=0,03$ mm und $h_f=0,06$ mm an der eingezeichneten Trendlinie erklären sich aus der um $0,02$ mm höheren Gesamtzustelltiefe.

Durch die starke Adhäsionsneigung des Aluminiumwerkstoffes entstehen Aufschweißungen am Formkeil, welche während des Umformvorganges wieder vom Werkstoff mitgerissen bzw. abgerissen werden (vergl. Bilderserie 4.4). Diese Aufschweißungen beeinflussen den kompletten Umformvorgang, wodurch die tangentialen Kraftverläufe F_z und die Verläufe der Gesamtfurchmomente $M_{y_{ges}}$ für die verschiedenen Zustellungen unregelmäßig bzw. nicht linear verlaufen. Tendenziell werden durch die kleineren Zustellungen kleinere tangentiale Kräfte F_z und größere Gesamtfurchmomente erzeugt.

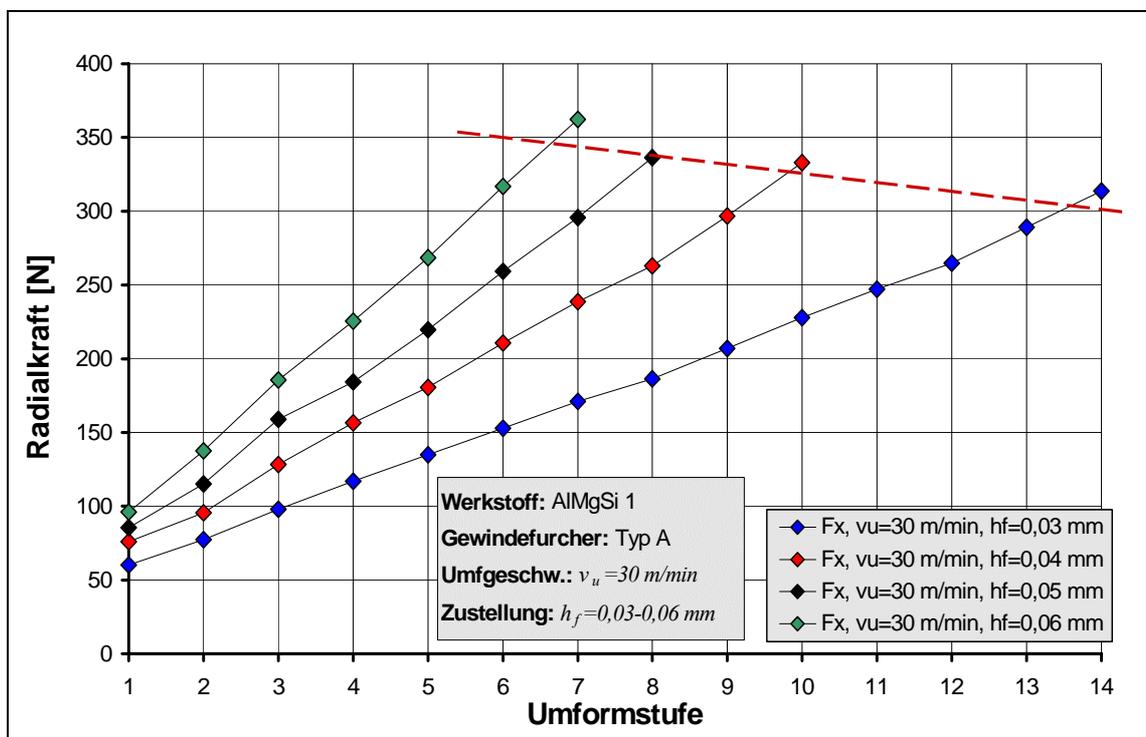


Diagramm 4.4: Einfluss der Zustellung, AlMgSi 1, F_x , $h_f=0,03-0,06$ mm, $v_u=30$ m/min

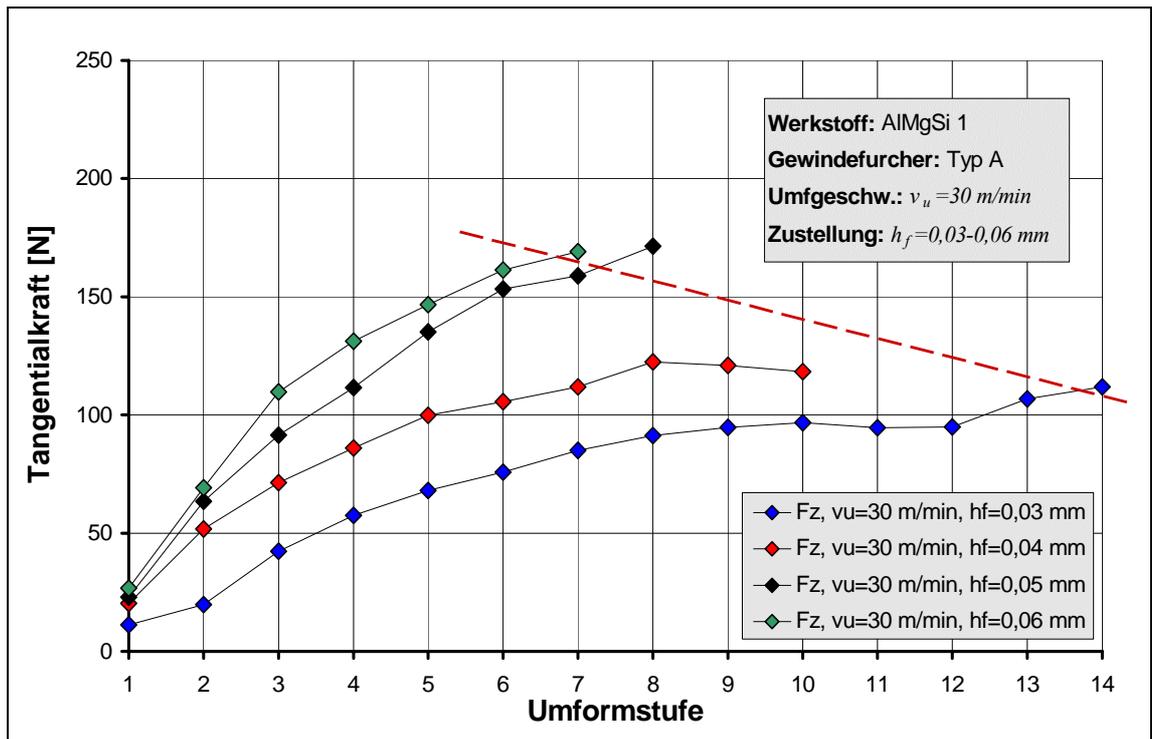


Diagramm 4.5: Einfluss der Zustellung, AlMgSi 1, F_z , $h_f = 0,03-0,06 \text{ mm}$, $v_u = 30 \text{ m/min}$

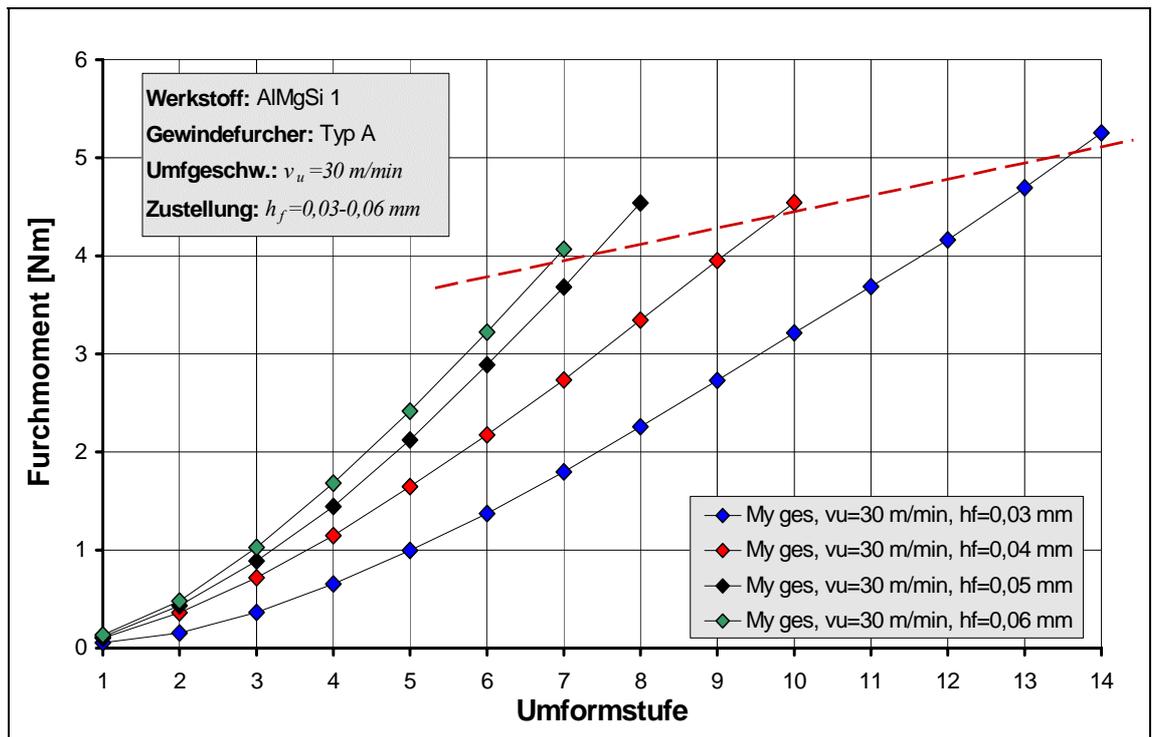


Diagramm 4.6: Einfluss der Zustellung, AlMgSi 1, $M_{y \text{ ges}}$, $h_f = 0,03-0,06 \text{ mm}$, $v_u = 30 \text{ m/min}$

4.2 Einfluss der Umfangsgeschwindigkeit

Die Untersuchungen zum Einfluss der Umfangsgeschwindigkeit wurden bei beiden Werkstoffen C45k und AlMgSi 1 mit dem Gewindefurcher Typ A mit einer TiN-Beschichtung bei einer Zustellung von $h_f=0,04\text{ mm}$ durchgeführt.

4.2.1 C45k, $h_f=0,04\text{ mm}$, $v_u=20-50\text{ m/min}$

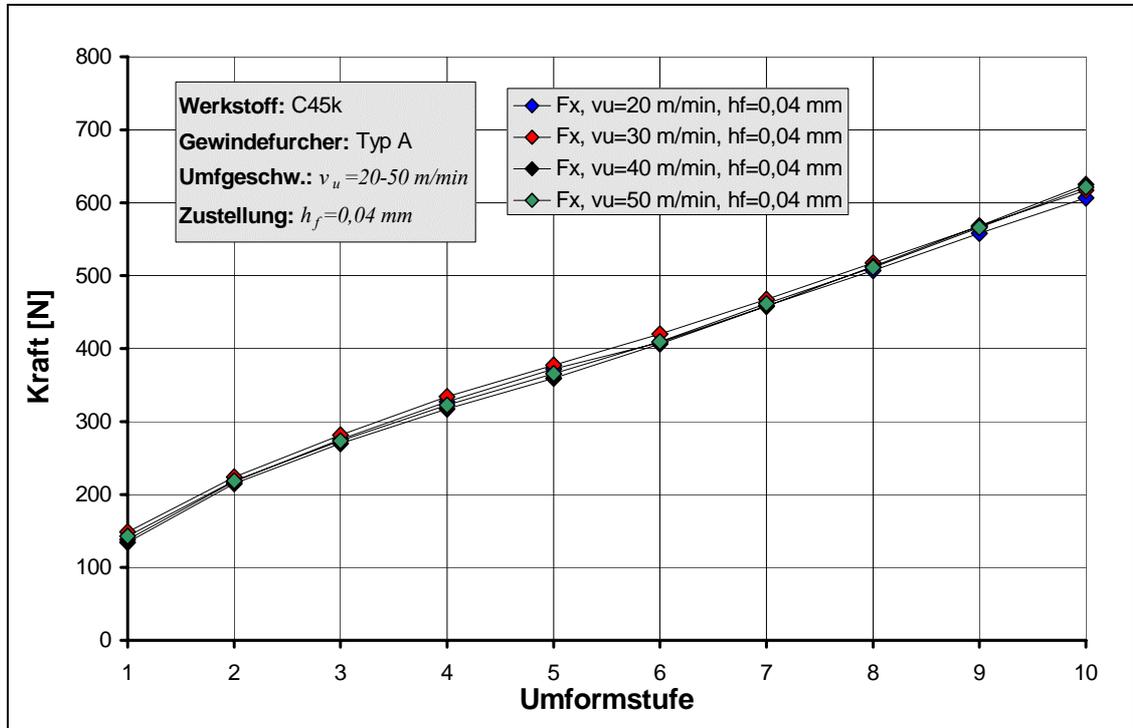


Diagramm 4.7: Einfluss der Umfangsgeschwindigkeit, C45k, F_x , $h_f=0,04\text{ mm}$, $v_u=20-50\text{ m/min}$

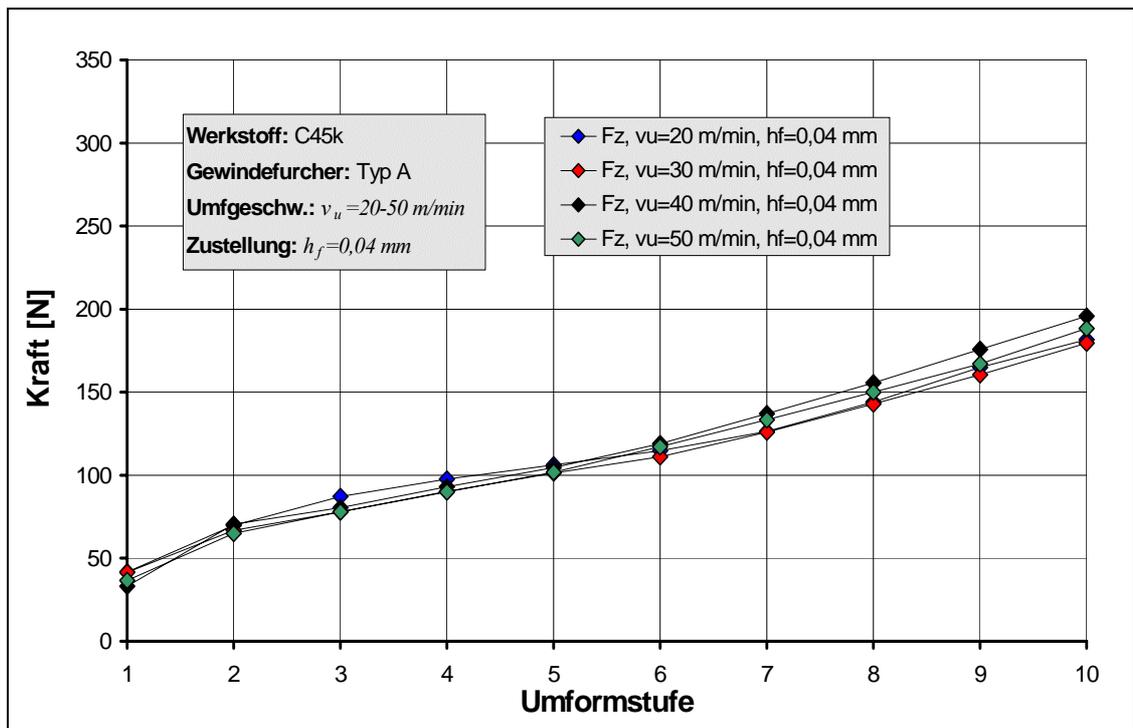


Diagramm 4.8: Einfluss der Umfangsgeschwindigkeit, C45k, F_z , $h_f=0,04\text{ mm}$, $v_u=20-50\text{ m/min}$

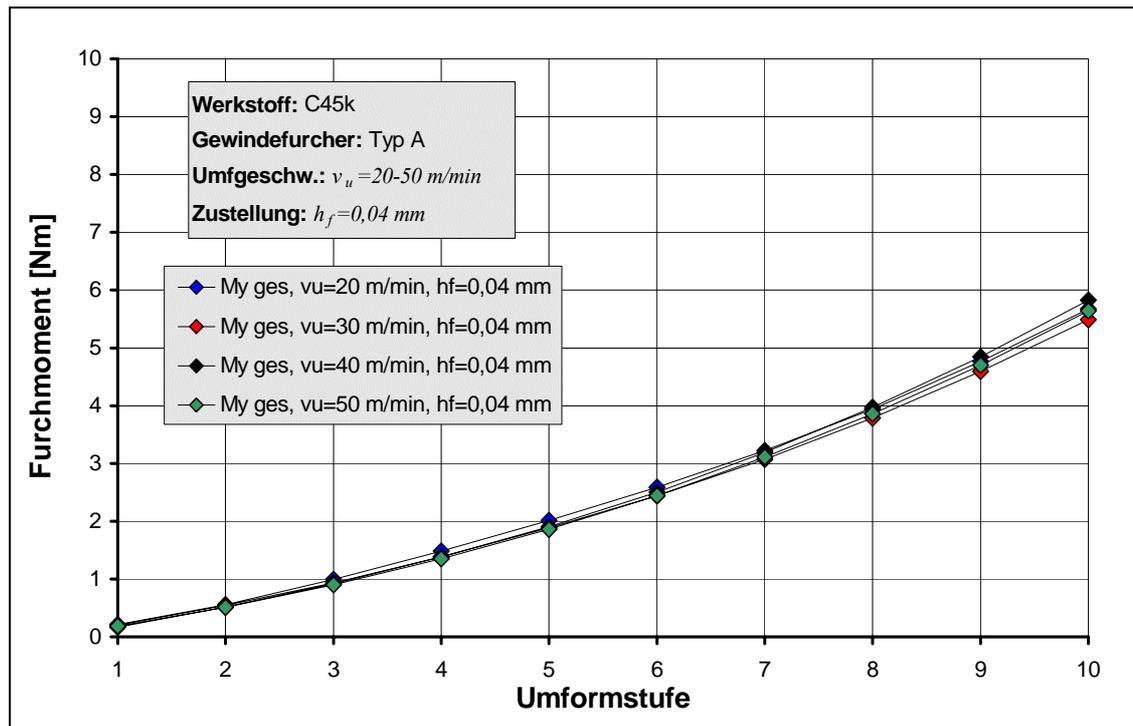


Diagramm 4.9: Einfluss der Umfangsgeschwindigkeit, C45k, $M_{y \text{ ges}}$, $h_f = 0,04 \text{ mm}$, $v_u = 20-50 \text{ m/min}$

In Diagramm 4.7 bis Diagramm 4.9 sind die radiale Umformkraft F_x , die tangential angreifende Kraft F_z und das Gesamtfurchmoment $M_{y \text{ ges}}$ für den Werkstoff C45k für die Umfangsgeschwindigkeiten $v_u = 20-50 \text{ m/min}$ dargestellt.

Es kann keine Abhängigkeit der aufgetretenen Kräfte F_x , F_z und des Gesamtfurchmomentes $M_{y \text{ ges}}$ im untersuchten Geschwindigkeitsbereich von der Umfangsgeschwindigkeit angegeben werden.

4.2.2 AlMgSi 1, $h_f=0,04$ mm, $v_u=20-50$ m/min

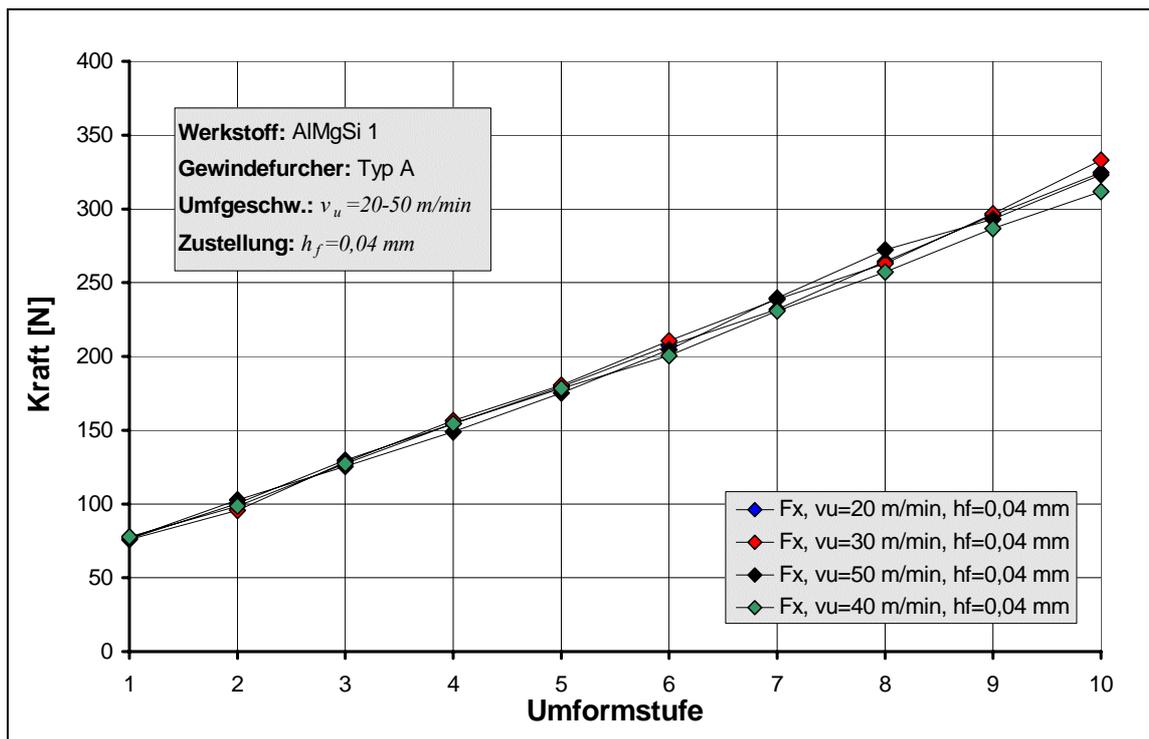


Diagramm 4.10: Einfluss der Umfangsgeschwindigkeit, AlMgSi 1, F_x , $h_f=0,04$ mm, $v_u=20-50$ m/min

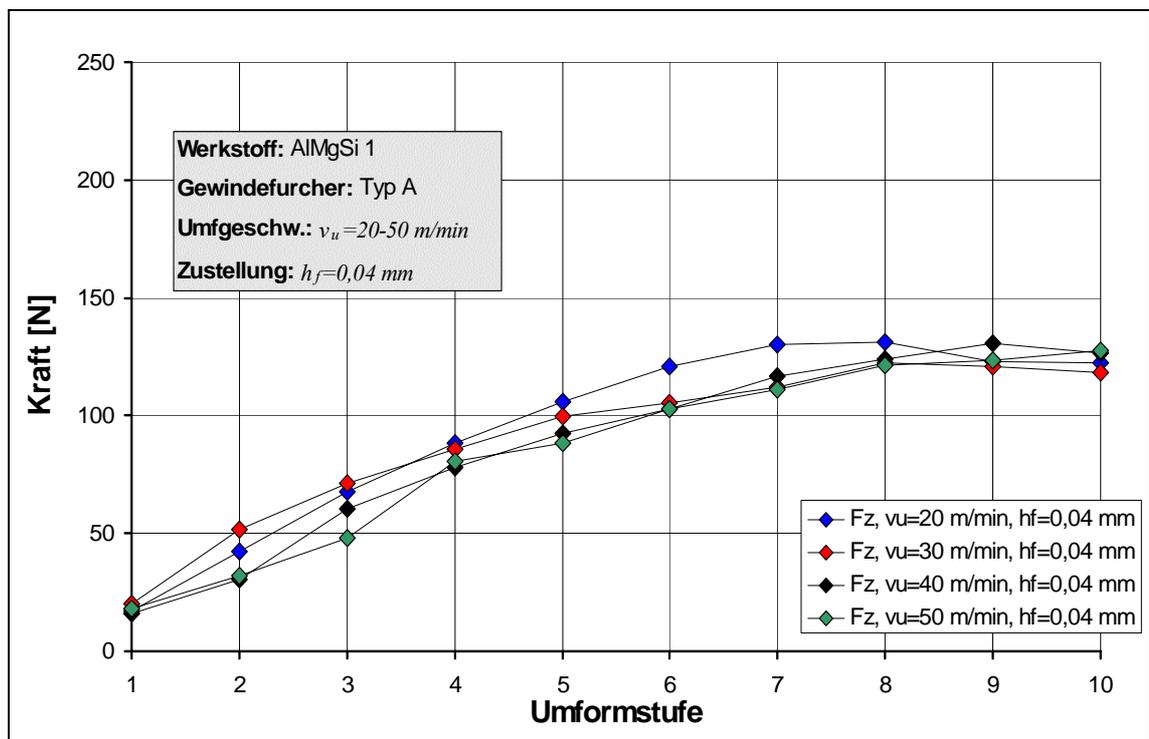


Diagramm 4.11: Einfluss der Umfangsgeschwindigkeit, AlMgSi 1, F_z , $h_f=0,04$ mm, $v_u=20-50$ m/min

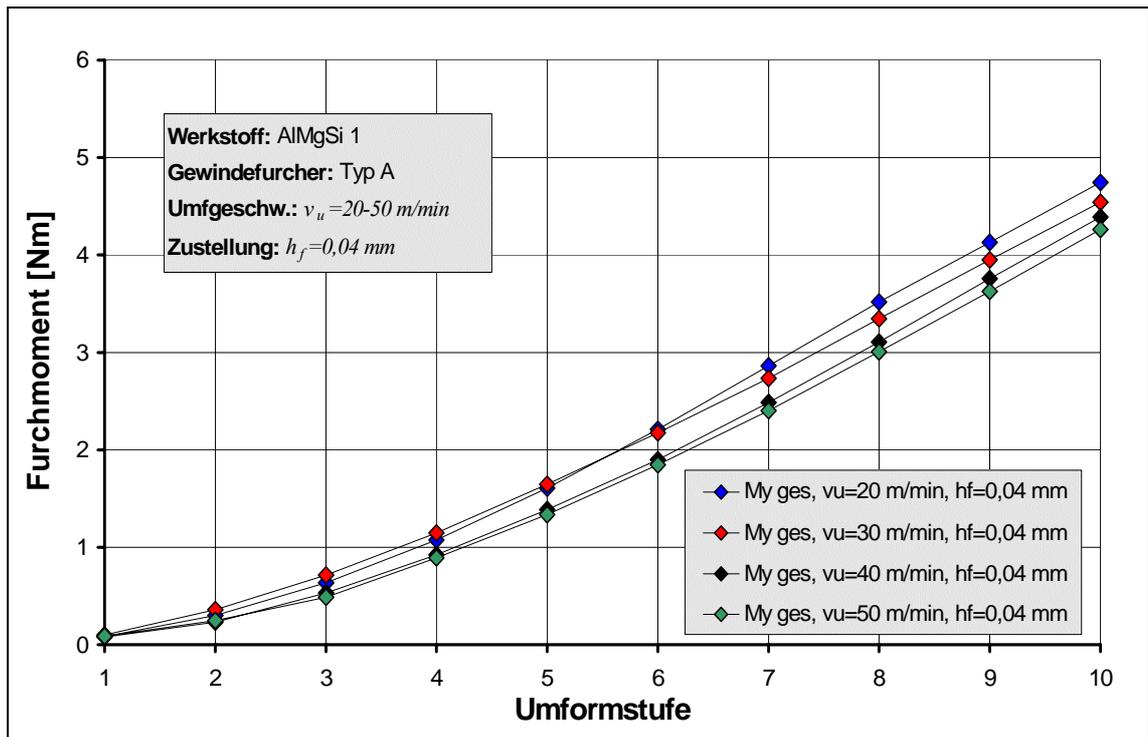


Diagramm 4.12: Einfluss der Umfangsgeschwindigkeit, AlMgSi 1, $M_{y ges}$, $h_f=0,04$ mm, $v_u=20-50$ m/min

In Diagramm 4.10 bis Diagramm 4.12 sind die radiale Umformkraft F_x , die tangential angreifende Kraft F_z und das Gesamtfurchmoment $M_{y ges}$ für den Werkstoff AlMgSi 1 für die Umfangsgeschwindigkeiten $v_u=20-50$ m/min dargestellt.

Für die radiale Kraft F_x ist keine Abhängigkeit der Kräfte im untersuchten Geschwindigkeitsbereich von den Umfangsgeschwindigkeiten zu erkennen. Für die Kraft F_z und das Gesamtfurchmoment $M_{y ges}$ ist die Tendenz zu erkennen, dass bei langsameren Umfangsgeschwindigkeiten höhere Kräfte und Gesamtfurchmomente erzeugt werden.

4.3 Einfluss der Geometrie

Die Untersuchungen des Einflusses der Geometrie wurden bei beiden Werkstoffen C45k und AlMgSi 1 bei einer Zustellung von $h_f=0,04\text{ mm}$ durchgeführt. Für C45k wurde eine Umfangsgeschwindigkeit von $v_u=20\text{ m/min}$ und für AlMgSi 1 von $v_u=30\text{ m/min}$ ausgewählt.

4.3.1 C45k, $h_f=0,04\text{ mm}$, $v_u=20\text{ m/min}$

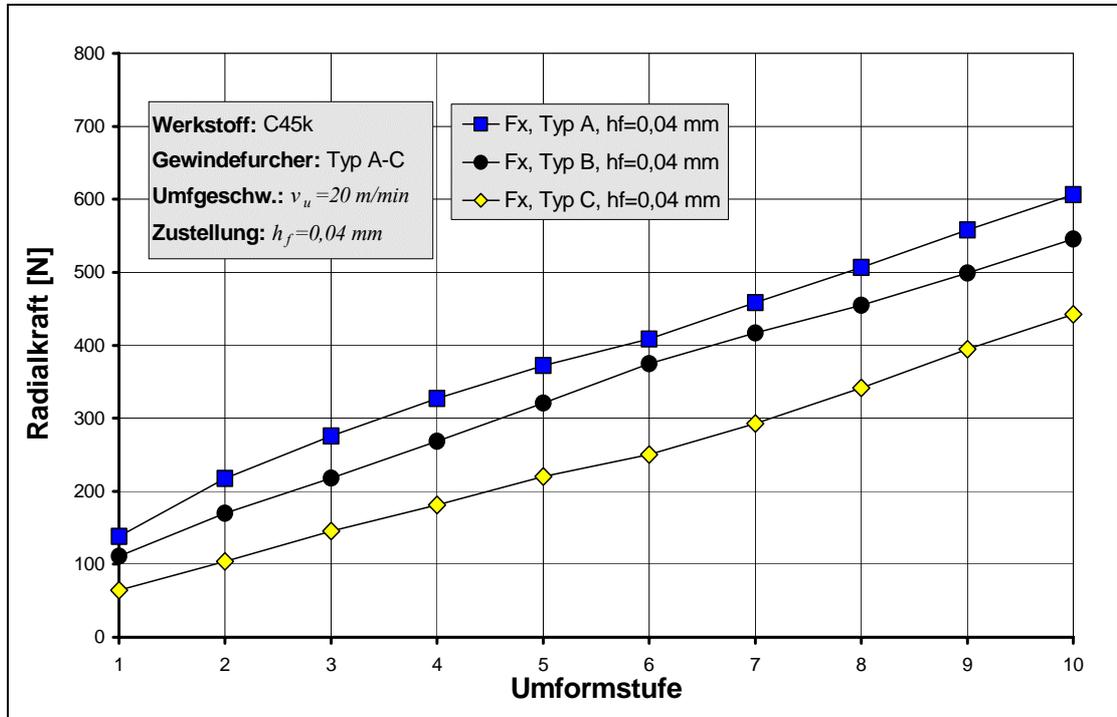


Diagramm 4.13: Einfluss der Geometrie, C45k, F_x , $v_u=20\text{ m/min}$, $h_f=0,04\text{ mm}$

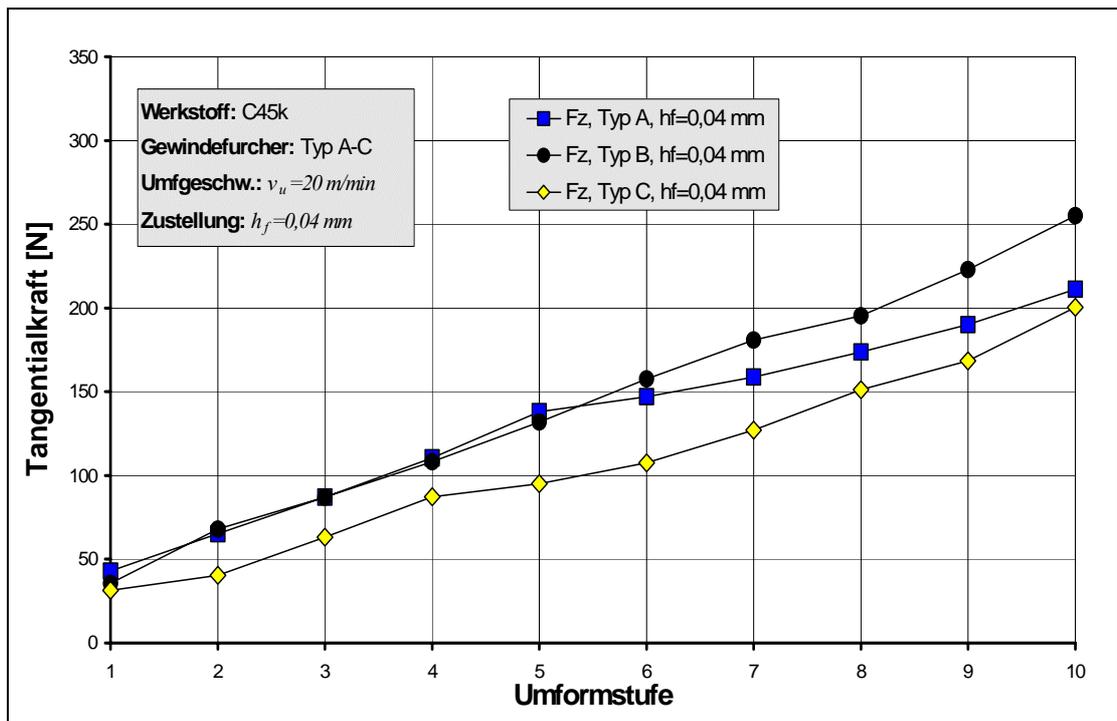


Diagramm 4.14: Einfluss der Geometrie, C45k, F_z , $v_u=20\text{ m/min}$, $h_f=0,04\text{ mm}$

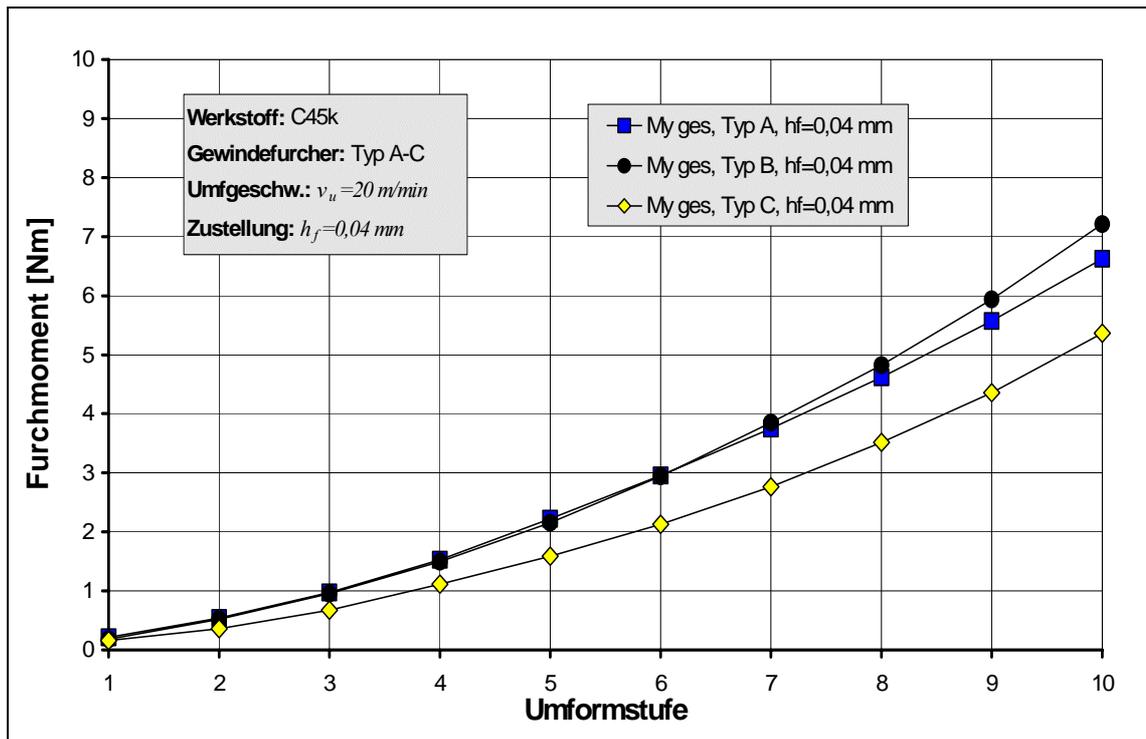
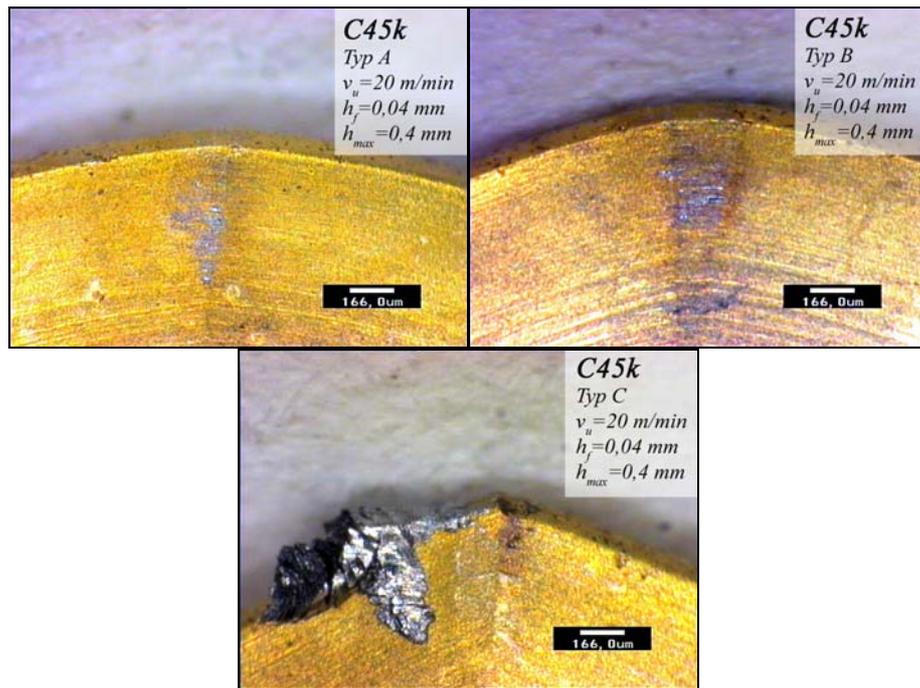


Diagramm 4.15: Einfluss der Geometrie, C45k, $M_{y ges}$, $v_u=20$ m/min, $h_f=0,04$ mm

In Diagramm 4.13 bis Diagramm 4.15 sind die radiale Umformkraft F_x , die tangential angreifende Kraft F_z und das Gesamtfurchmoment $M_{y ges}$ der verwendeten Furchergeometrien für die eingetragenen Prozessparameter zu sehen.

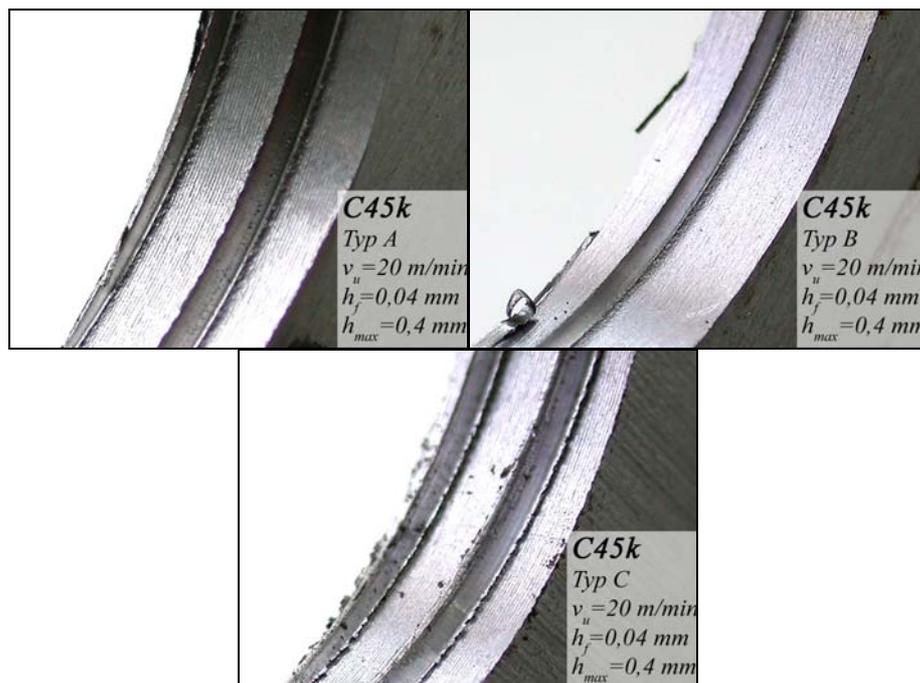
Tendenziell entstehen bei der Umformung von C45k durch Furcher mit einer höheren Hubhöhe, und dementsprechend einer kleineren Kontaktfläche, wie dem Werkzeug Typ C, kleinere Kräfte und Gesamtfurchmomente.

In der Bilderserie 4.1 sind die verschiedenen Formkeile nach dem Einsatz bei den genannten Prozessparametern dargestellt. Bei allen Formkeilen sind Gebrauchsspuren zu erkennen. Es sind keine Schichtbeschädigungen zu sehen und die Kontur der Formkeile ist erhalten. Bei der Geometrie Typ C ist eine Aufschweißung zu erkennen, die auf die hohe Hubhöhe des Werkzeuges zurückzuführen ist. Diese Aufschweißung entstand durch das Anhaften des Werkstoff an der nahezu kantigen Kontur des Formkeils.



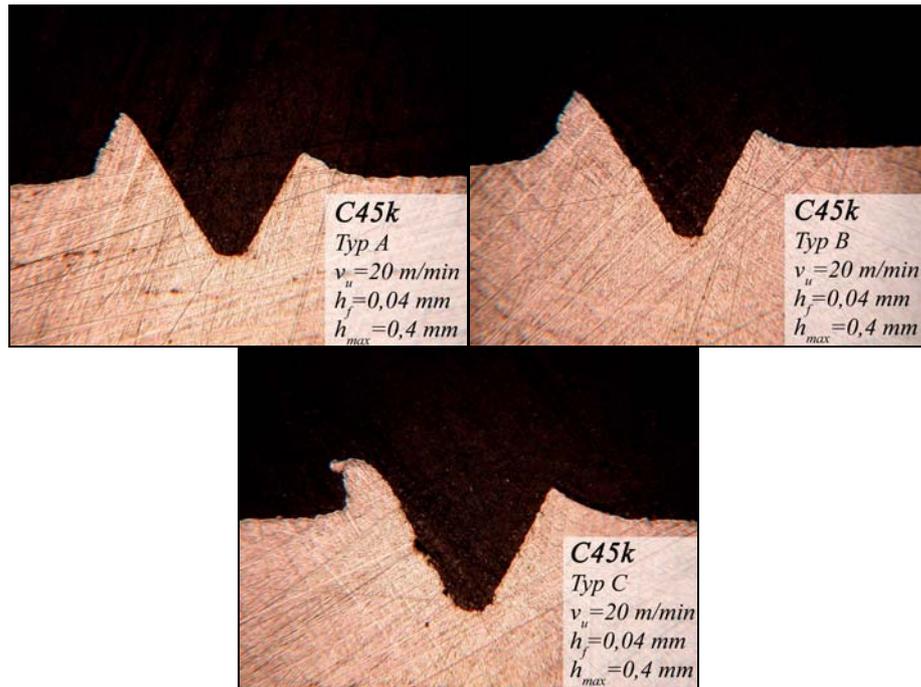
Bilderserie 4.1: Einfluss der Geometrie, Verschleiß, C45k, $v_u=20 \text{ m/min}$, $h_f=0,04 \text{ mm}$

In der Bilderserie 4.2 sind die erzeugten Ausformungen der Gewindefurche für die verschiedenen Geometrien zu sehen. Die Qualität aller Furchen ist als qualitativ gut einzustufen. Es sind keine Rattermarken zu erkennen. Eine Ausnahme bildet Geometrie Typ C, die einen etwas schlechteren bzw. ungleichmäßigen Aufwurf erzeugt hat, was auf die hohe Hubform des Formkeils und die damit verbundene schnellere lokale Umformung zurückzuführen ist (vergl. Abbildung 4.1, S. 63).



Bilderserie 4.2: Einfluss der Geometrie, Ausformung, C45k, $v_u=20 \text{ m/min}$, $h_f=0,04 \text{ mm}$

In der Bilderserie 4.3 ist der Querschliff der erzeugten Furchen zu sehen. Mit dem Werkzeug Typ C mit dem höchsten Hub ist eine geringfügig stärkere Ausformung erzeugt worden. Tendenziell hat die Geometrieform der Formkeile einen geringen Einfluss auf die Ausformung. Die Furchen sind bei allen Geometrien nahezu gleich unsymmetrisch ausgeformt. Diese unsymmetrische Ausformung lässt sich auf den Anfangszustand der Umformung des Werkstückes zurückführen. Die genaue Dokumentation dieses Phänomens ist in Kapitel 4.4.3 beschrieben.



Bilderserie 4.3: Einfluss der Geometrie, Querschliff, C45k, $v_u = 20 \text{ m/min}$, $h_f = 0,04 \text{ mm}$

4.3.2 AlMgSi 1, $h_f=0,04$ mm, $v_u=30$ m/min

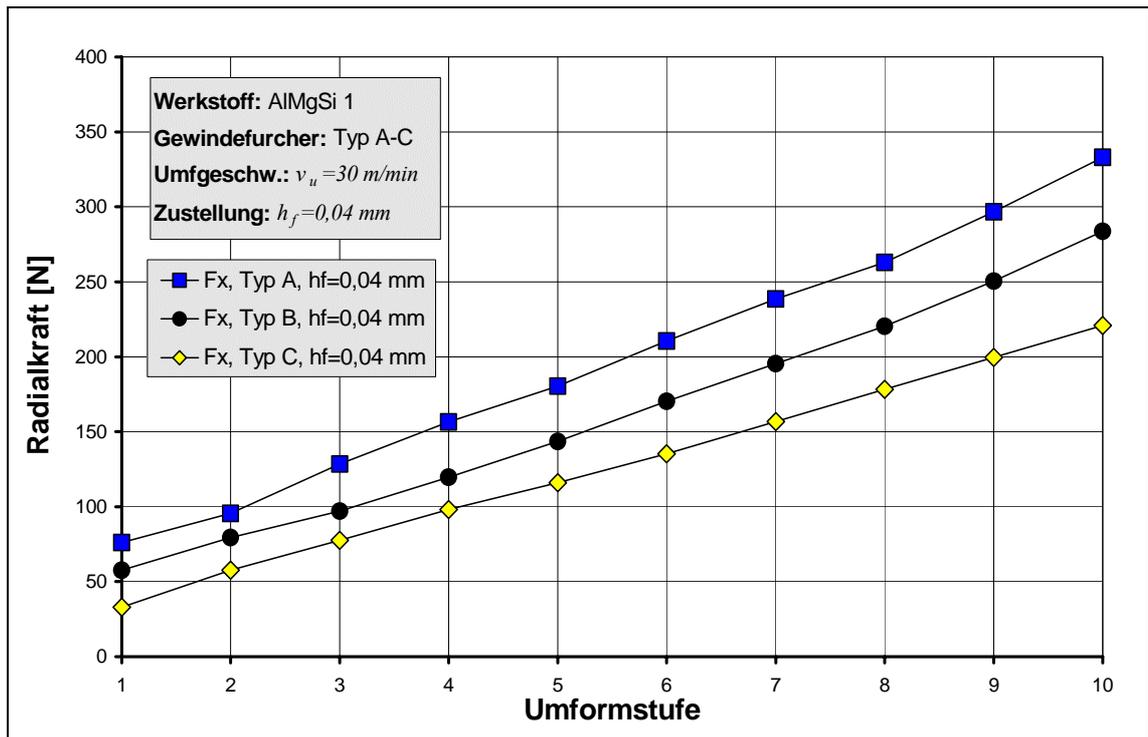


Diagramm 4.16: Einfluss der Geometrie, AlMgSi 1, F_x , $v_u=30$ m/min, $h_f=0,04$ mm

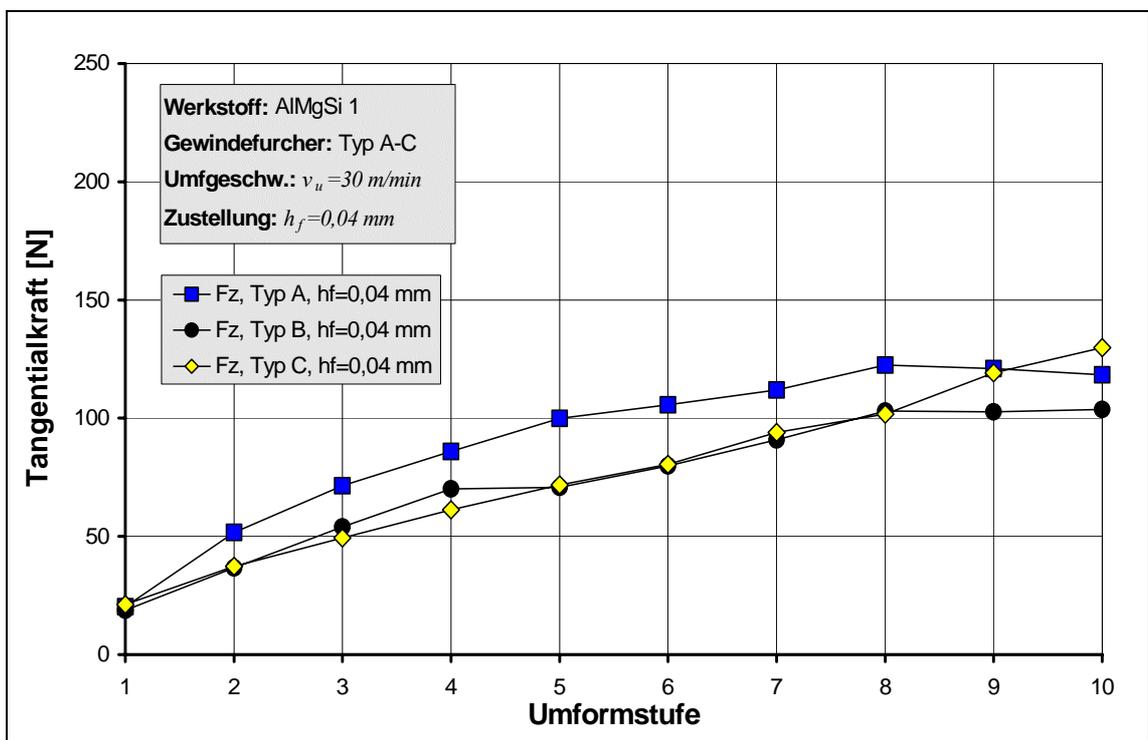


Diagramm 4.17: Einfluss der Geometrie, AlMgSi 1, F_z , $v_u=30$ m/min, $h_f=0,04$ mm

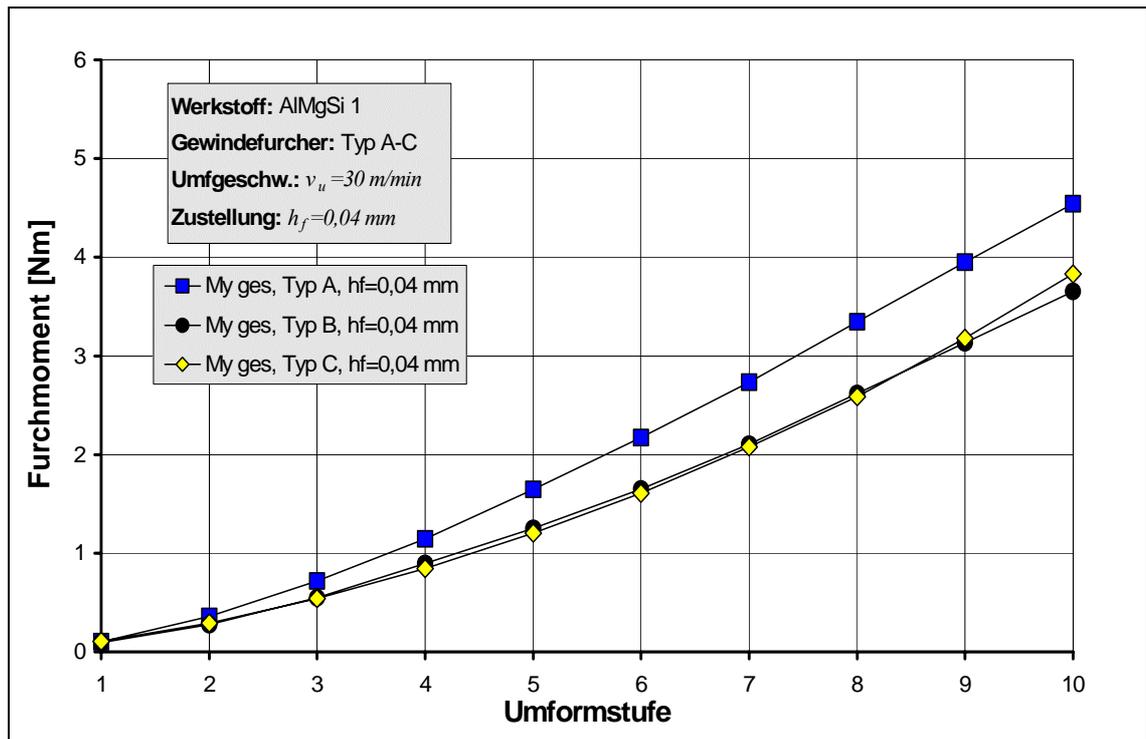


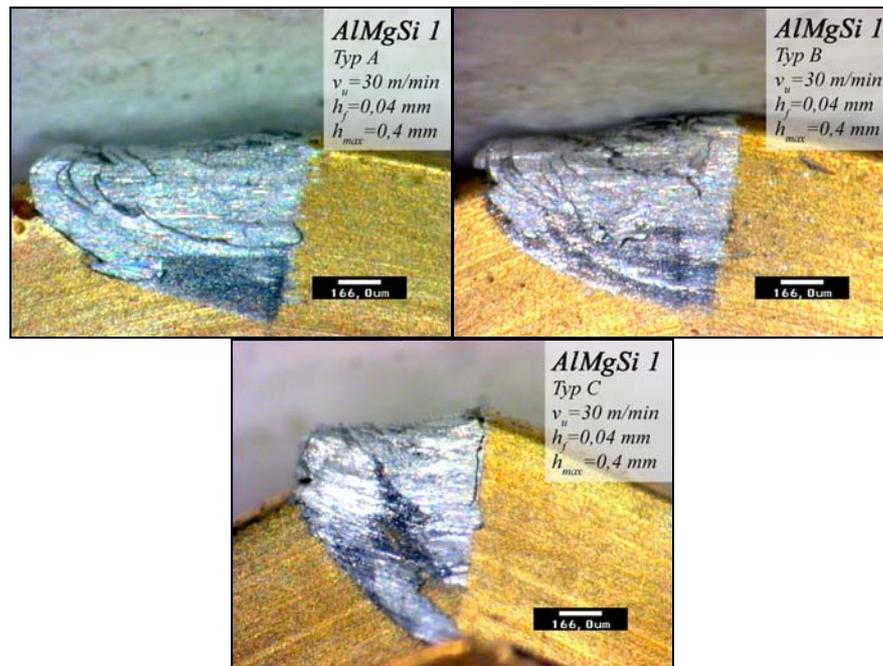
Diagramm 4.18: Einfluss der Geometrie, AIMgSi 1, $M_{y ges}$, $v_u=30$ m/min, $h_f=0,04$ mm

In Diagramm 4.16 bis Diagramm 4.18 sind die radiale Umformkraft F_x , die tangential angreifende Kraft F_z und das Gesamtfurchmoment $M_{y ges}$ der verwendeten Furcher-Geometrien für die eingetragenen Prozessparameter zu sehen.

Tendenziell entstehen bei der Umformung von AIMgSi 1 durch Werkzeuge mit einer kleineren Hubhöhe und dementsprechend größeren Kontaktflächen größere Radialkräfte F_x .

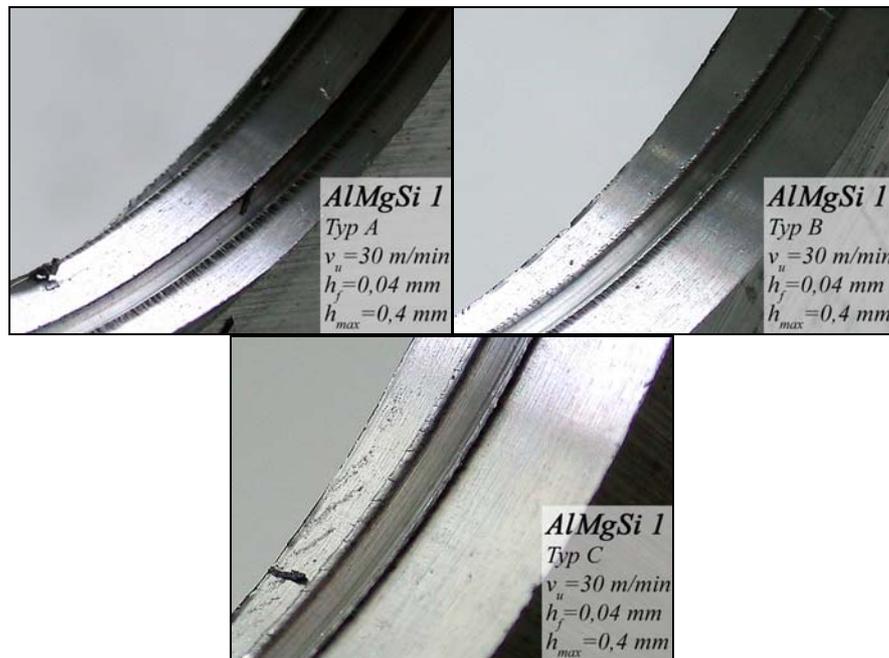
Durch die starken Aufschweißungen an den verschiedenen Formkeilen, welche in der Bilderserie 4.4 zu sehen sind, ergeben sich nicht definierbare Reibbedingungen in der direkten Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück, wodurch die resultierenden Kräfte F_z tendenziell stärker von den jeweiligen Aufschweißungen bzw. Reibbedingungen als von der Geometrie des Formkeils abhängig sind. Somit können nahezu gleich große Kräfte F_z , und damit Gesamtfurchmomente $M_{y ges}$, für verschiedenartige Formkeilgeometrien entstehen.

In der Bilderserie 4.4 ist der Verschleiß der verschiedenen Werkzeuge für die eingetragenen Prozessparameter zu sehen. Die Formkeile werden bei AIMgSi 1 fast ausschließlich adhäsiv belastet, was an den starken Aufschweißungen zu erkennen ist. Die Größe der Aufschweißungen ist dabei unabhängig von der Geometrie der Formkeile. Die Kontur der Formkeile ist nicht zerstört.



Bilderserie 4.4: Einfluss der Geometrie, Verschleiß, AlMgSi 1, $v_u=30$ m/min, $h_f=0,04$ mm

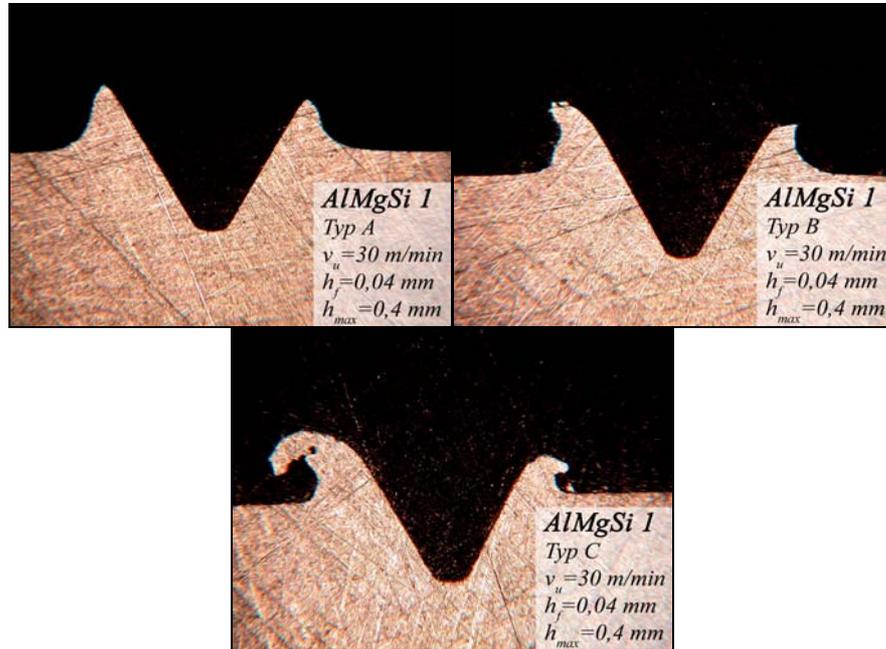
Die Bilderserie 4.5 zeigt die erzeugten Gewinderillen für die verschiedenen Geometrien. Alle erzeugten Furchen sind glatt und besitzen einen gleichmäßigen Aufwurf.



Bilderserie 4.5: Einfluss der Geometrie, Ausformung, AlMgSi 1, $v_u=30$ m/min, $h_f=0,04$ mm

Die Bilderserie 4.6 zeigt den Querschliff der Werkstücke für die verschiedenen Geometrien. Die Ausformung ist bei allen Geometrien leicht unsymmetrisch. Durch die Hubhöhe wird die Ausformung der Furche entscheidend beeinflusst. Bei den Werkzeugen mit kleineren Hubhöhen, wie Typ A, erfolgt die Umformung im Kontaktbereich langsamer als bei den hohen Hubhöhen, wodurch die Reibungsenergiedichte

kleiner und damit die auftretende Temperatur während des Umformvorganges in der Kontaktzone niedriger ist. Infolgedessen fließt der Werkstoff in den Randbereichen der Furche bei der Bearbeitung mit einer Geometrie mit einer niedrigen Hubhöhe langsamer, woraus eine geringere Ausformung der Furche resultiert.



Bilderserie 4.6: Einfluss der Geometrie, Querschliff, AlMgSi 1, $v_u=30 \text{ m/min}$, $h_f=0,04 \text{ mm}$

In Abbildung 4.1 ist die Kontur eines Formkeils mit einer hohen Hubhöhe $f_3(z)$ und eines Formkeils mit einer kleinen Hubhöhe $f_1(z)$ skizziert. Das Werkstück wird durch die Funktion $f_2(z)$ beschrieben. Beide Formkeile sind in der Tiefe h_f in das Werkstück eingebracht. Anhand dieser Skizze wird deutlich, dass bei konstanter Umfangsgeschwindigkeit der Werkstoff die eingezeichnete Bogenlänge s_2 schneller zurück legt als die Bogenlänge s_1 . Somit entsteht eine höhere lokale Umformgeschwindigkeit und eine bessere Ausformung des Werkstoffes bei der Formkeilgeometrie $f_3(z)$ mit der hohen Hubhöhe.

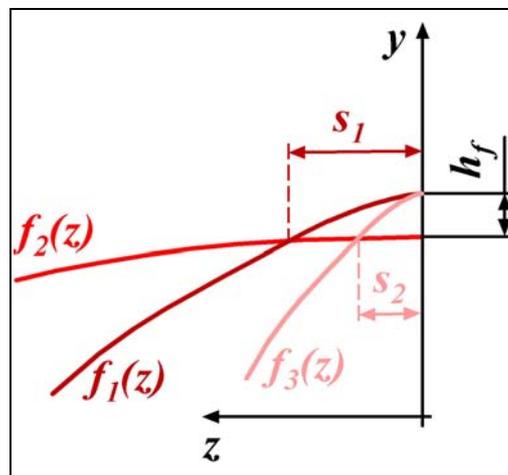


Abbildung 4.1: Bogenlängen Formkeilgeometrie $f_1(z)$ und $f_3(z)$

4.4 Volumenoptimierung

Die Problematik des Verschleißes beim Gewindefurchen besteht darin, dass die verschiedenen Formkeile im Anformbereich unterschiedlich stark belastet werden, wodurch der Verschleiß unterschiedlich groß ist. In Diagramm 4.19 ist das Profil eines Gewindefurchers im Neuzustand (grau) und nach 300 gefertigten Gewinden (rot) dargestellt. Die beiden Kurven geben das Profil des Gewindefurchers wieder, welches als Funktion des Drehwinkels aufgezeichnet wurde. Sie zeigen somit die einzelnen Formkeile des Gewindefurchers nacheinander auf. Die blaue Linie zeigt den für M10 üblichen Vorbohrdurchmesser von $D_v=9,3\text{ mm}$ an. Der Versuch wurde mit einem TiN-beschichteten Gewindefurcher mit einer 10%igen Emulsion in den Vergütungsstahl C45k durchgeführt. Die Umfangsgeschwindigkeit betrug $v_u=20\text{ m/min}$. Es ist deutlich zu erkennen, dass der Gewindefurcher erst ab der siebten Umformstufe einen erheblichen Verschleiß aufweist, der sich bis zum Formkeil 10 noch vergrößert. Dadurch dass die Umformstufe 10, die den Übergangsformkeil Fk_{UE} darstellt, zerstört ist, wurde der erste nachfolgende Formkeil, der nicht mehr zum Anformbereich des Werkzeuges gehört, stark beschädigt, da dieser die Umformarbeit der 10ten Umformstufe leisten musste.

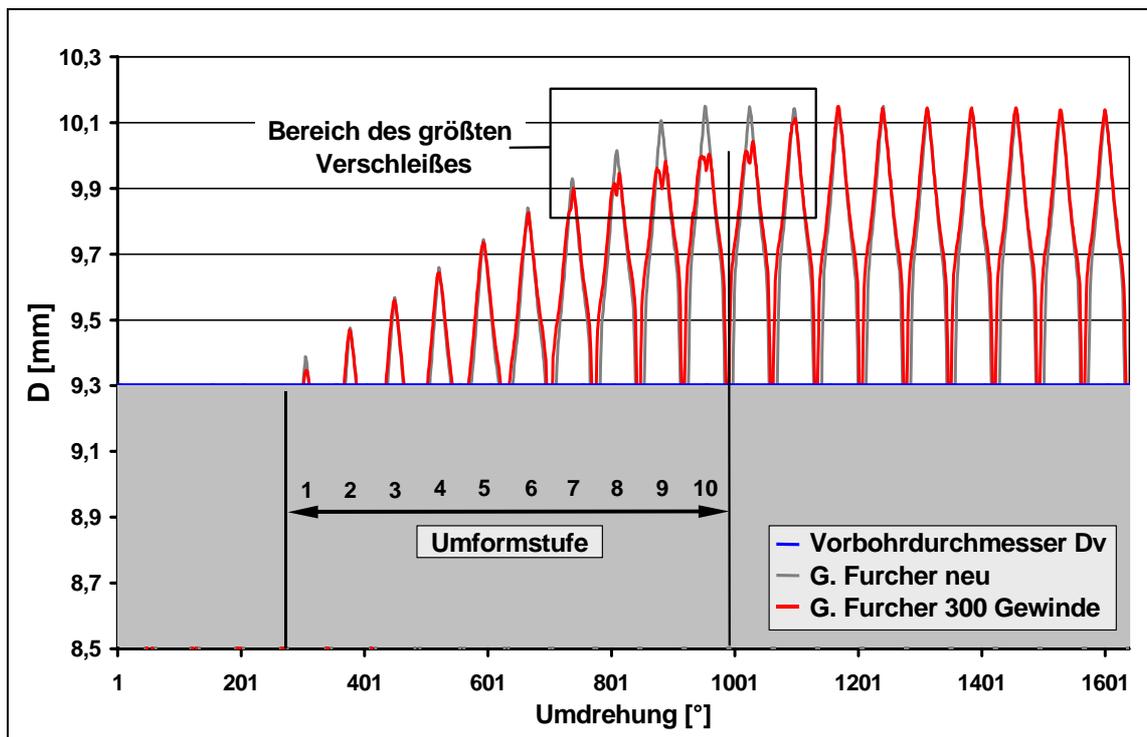


Diagramm 4.19: Verschleiß am Gewindefurcher

Damit diesem typischen Verschleiß beim Gewindefurchen in Stahlwerkstoffen entgegenwirkt werden kann, soll die Geometrie am Gewindefurcher dahingehend verändert werden, dass eine Neugestaltung des Anformbereichs bezüglich der pro Umformstufe eingestellten Zustelltiefe h_{fi} erfolgt.

Veränderung des herkömmlichen Anformbereiches

Der Anformbereich des Gewindefurchers soll in zwei Verbesserungsstufen derart verändert werden, dass ein verbessertes Ergebnis bezüglich der Belastung der Radialkraft F_x erreicht wird. Die Basis für die Umgestaltung des Anformbereichs in Verbesserungsstufe 1 ist der Ansatz, dass alle Formkeile des Anformbereichs das gleiche Werkstoffvolumen an verdrängen sollen, um damit eine gleichmäßigere Belastung der Formkeile zu erreichen. Das bedeutet, dass die gesamte von allen Formkeilen im Anformbereich verdrängte Volumenmenge V_{ges} auf die gewünschte Anzahl von Formkeilen gleichmäßig verteilt wird. Als Folge dessen wird die Eindringtiefe h_{fi} für jede Umformstufe neu berechnet. Das Ergebnis dieser Umverteilung des verdrängten Werkstoffvolumens ergibt einen nicht linearen Verlauf der einzelnen Zustell-tiefen h_{fi} bzw. des Anformbereichs, welcher in Kap 2.1 dargestellt ist.

In der Verbesserungsstufe 2 soll durch eine weitere Veränderung des Anformbereichs ein weiteres Verbesserungsziel erreicht werden, bei dem jeder Formkeil im Anformbereich mit der gleichen Radialkraft F_x belastet wird. Die Eindringtiefe h_{fi} wird zu diesem Zweck in Abhängigkeit einer korrigierten Volumenmenge berechnet. Das Diagramm 4.20 stellt die Verbesserungsziele bezüglich der aufgetretenen Radialkraft F_x , die in radialer Richtung auf den Formkeil wirkt, dar. Diese Kraft wurde im Modellversuch Gewindefurchen ermittelt.

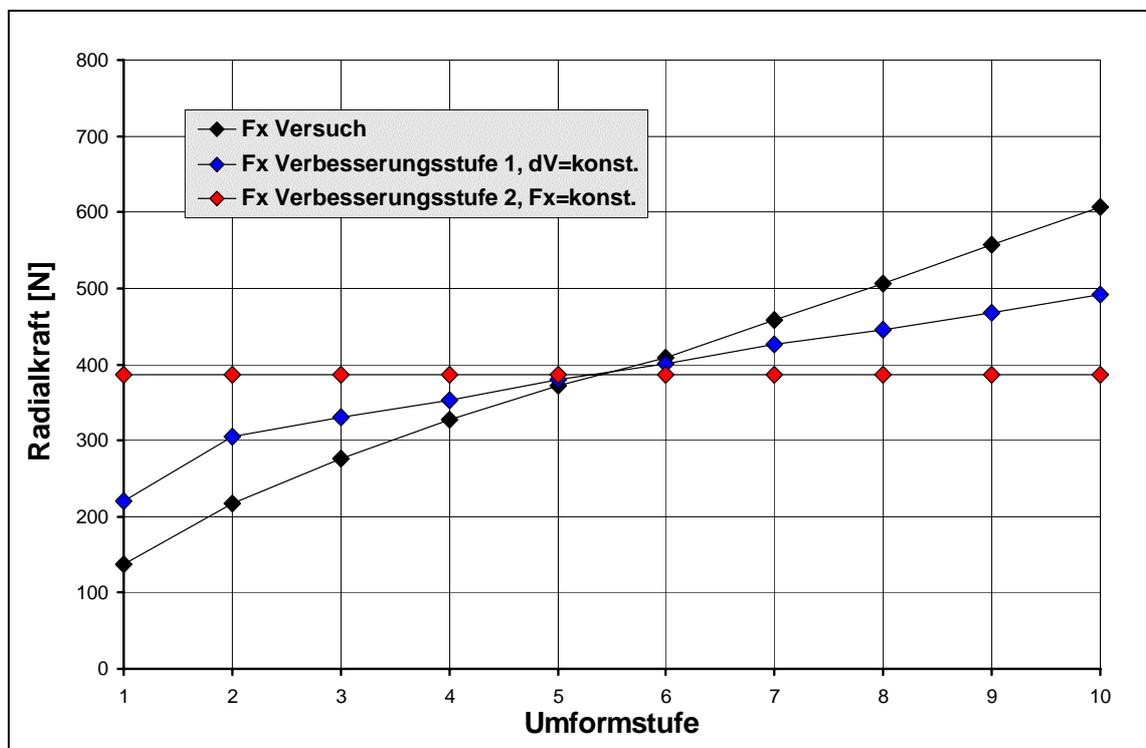


Diagramm 4.20: Optimierungsziel Neuverteilung Volumen

Die Radialkraft F_x (schwarz) und die Optimierungsziele 1 und 2 für die Kraft F_x sind in Abhängigkeit der Umformstufe aufgetragen. Die blau eingezeichnete Linie zeigt das angestrebte Verbesserungsziel 1 an, bei dem eine gleichmäßigere Belastung aller Formkeile des Anformbereichs durch die Kraft F_x erfolgt. Die rot eingezeichnete Linie mit einem konstanten Wert von $F_{x\text{ konst.}} = 380 \text{ N}$ pro Umformstufe zeigt das angestrebte Verbesserungsziel 2 an, bei dem durch die zweite Umverteilung des Volumens eine konstante Radialkraft F_x und damit eine gleichmäßige Belastung aller Formkeile des Anformbereichs mit der Kraft F_x erfolgt.

Verbesserungsstufe 1, $dV = \text{konst.}$

Die Berechnung des gesamten verdrängten Volumens im Anformbereich, wie in Kapitel 5.1.1 beschrieben, erlaubt die Neuverteilung des Gesamtvolumens, um die am stärksten belasteten Formkeile im Anformbereich zu entlasten. Die Neugestaltung des Anformbereichs erfolgt durch die gleichmäßige Verteilung der verdrängten Gesamtvolumenmenge $V_{\text{v ges}}$ auf die gewünschte Anzahl Formkeile:

$$h_{fi} = h_{fi} \left(\frac{V_{\text{v ges}}}{i} \right) \quad \text{bzw.} \quad h_{fi} = h_{fi}(V_{li}) \quad . \quad \text{Gl. 4.3}$$

Das Umstellen und Auflösen der Gleichung 5.8 nach der Zustelltiefe h_{fi} liefert die jeweilige Zustellung h_{fi} pro Umformstufe. Es ergeben sich die im Diagramm 4.21 eingezeichneten Werte für die Zustelltiefe h_{fi} bei einer Gewindetiefe von $h_{f\text{max}} = 0,4 \text{ mm}$, die von 10 Umformstufen erreicht werden.

Verbesserungsstufe 2, $F_x = \text{konst.}$

In Verbesserungsstufe 2 erfolgt eine weitere Umverteilung des Werkstoffvolumens auf Basis der Verbesserungsstufe 1. Durch Einführung der Hilfsgröße Q_1 ,

$$Q_1 = \frac{V_{li}}{F_{x\text{ konst.}}}, \quad \text{Gl. 4.4}$$

die als Quotient aus dem pro Umformstufe konstanten Volumen

$$V_{li} = \frac{V_{\text{v ges}}}{i} = \text{konst.} \quad \text{Gl. 4.5}$$

und der konstanten Kraft $F_{x\text{ konst.}}$ gebildet wird, kann durch die Multiplikation der Kraftdifferenz

$$\Delta F_x = F_{x\text{ ve li}} - F_{x\text{ konst.}} \quad , \quad \text{Gl. 4.6}$$

welche aus der erzeugten Kraft pro Umformstufe der Verbesserungsstufe 1 und der konstanten Kraft $F_{x\text{ konst.}}$ gebildet wird, mit der Hilfsgröße Q_1 die Volumenmenge ΔV_{2i} berechnet werden, um die konstante Volumenmenge aus der ersten Verbesserungs-

stufe korrigiert wird. Das Volumen, welches pro Umformstufe i verdrängt werden muss, ergibt sich zu

$$V_{2i} = V_{1i} + \Delta V_{2i} \quad . \quad \text{Gl. 4.7}$$

Die Berechnung der Zustelltiefe h_{fi} verläuft analog zur Verbesserungsstufe 2. In Diagramm 4.21 ist die Zustelltiefe h_{fi} für beide Verbesserungsstufen für eine Gewindetiefe von $h_{fmax}=0,4 \text{ mm}$ eingetragen, die von 10 Umformstufen erreicht werden. Die lineare Standardzustellung pro Umformstufe von $h_f=0,04 \text{ mm}$ ist zum Vergleich eingetragen.

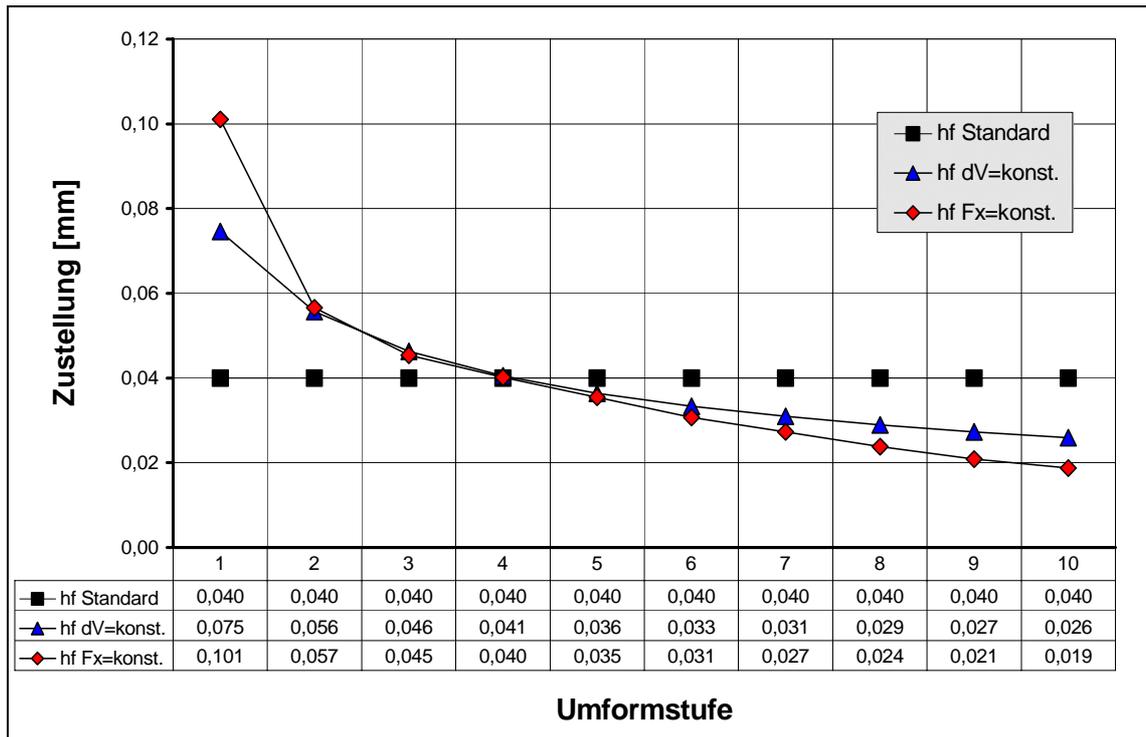


Diagramm 4.21: Zustelltiefen bei linearem bzw. nicht linearem Anformteil

Ergebnisse

In Diagramm 4.22 und Diagramm 4.23 sind die Kräfte F_x und F_z für den linearen und die verbesserten, nicht linearen Anformteile mit den Zustelltiefen aus Diagramm 4.21 in Abhängigkeit der Umformstufe eingetragen. Die Furchen wurden trocken mit einer Umfangsgeschwindigkeit von $v_u=20m/min$ eingebracht. Es ist deutlich zu erkennen, dass die Kräfte F_x und F_z bei einer Zustellung nach Verbesserungsstufe 1 ab der ersten bis zur siebten Umformstufe stärker belastet werden. Ab der Umformstufe 8 wird der Formkeil durch die kleineren Zustellungen pro Umformstufe weniger belastet als bei der herkömmlichen linearen Zustellung. Die zehnte Umformstufe, welche den am stärksten verschleißenden Übergangsformkeil $F_{k_{UE}}$ repräsentiert, erfährt durch die Umgestaltung des Anformbereichs um ca. 15% kleinere Kräfte F_x und F_z .

Die Kräfte F_x und F_z lassen sich für die ersten Umformstufen durch die Zustellung nach Verbesserungsstufe 2 noch anheben, wodurch eine weitere Entlastung der hin-

teren Umformstufen erreicht wird. Die Kräfte F_x und F_z liegen bei der zehnten Umformstufe um ca. 20 % unter denen, die mit linearer Zustellung erzeugt wurden.

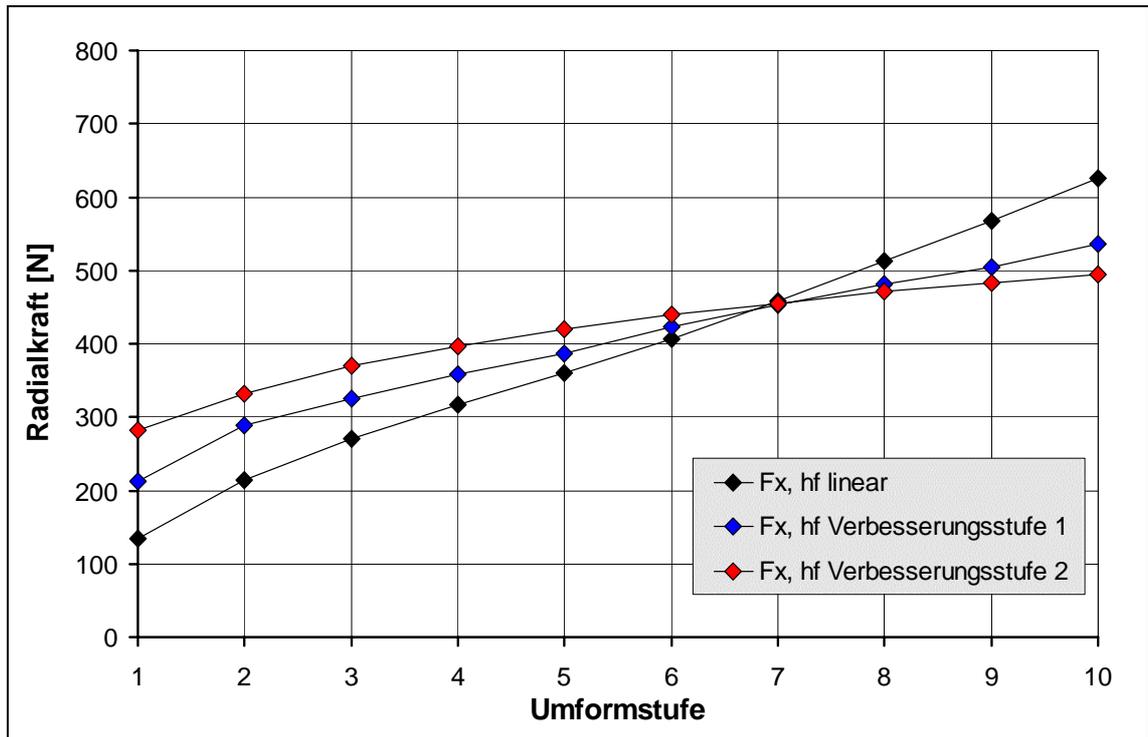


Diagramm 4.22: Volumenoptimierung, F_x , $v_u=20$ m/min, trocken

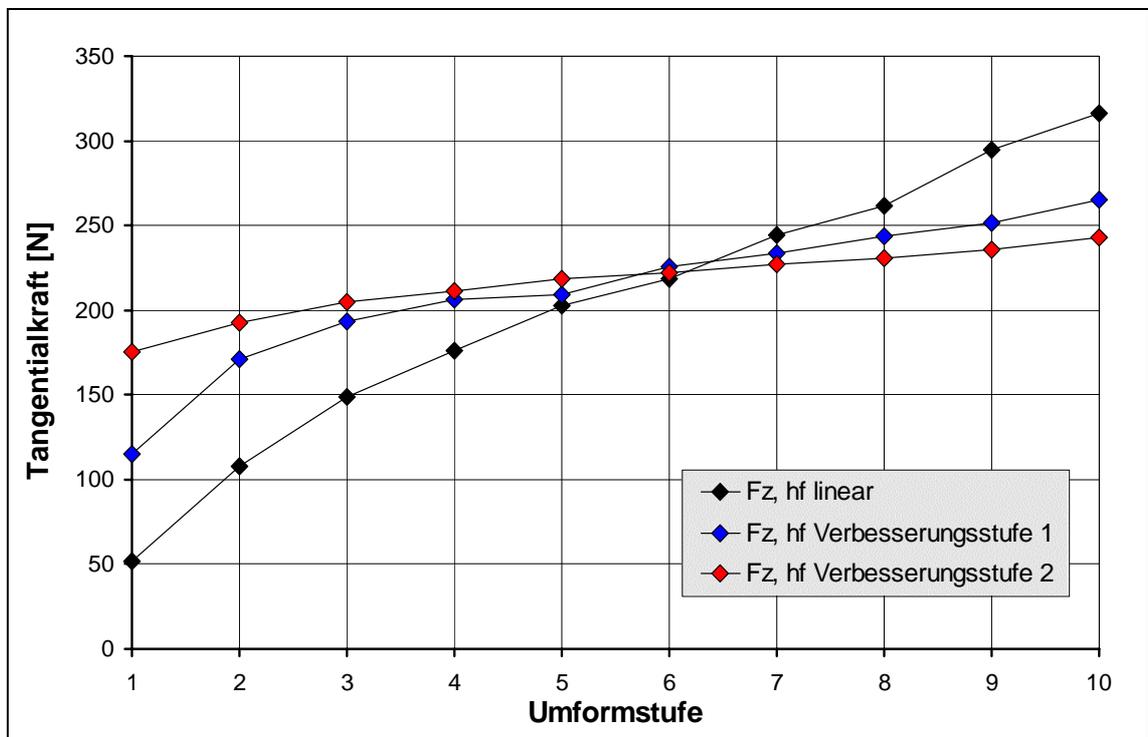


Diagramm 4.23: Volumenoptimierung, F_z , $v_u=20$ m/min

In Diagramm 4.24 ist das Gesamtfurchmoment $M_{y, ges}$ für den linearen und die verbesserten, nicht linearen Anformteile mit den Zustelltiefen aus Diagramm 4.21 für die eingetragenen Bearbeitungsparameter dargestellt. Es fällt auf, dass der Verlauf des

Gesamtfurchmoments $M_{y, ges}$ für die Zustellungen nach den Verbesserungsstufen 1 und 2 von Anfang an höher ist als der Verlauf für die lineare Zustellung, was durch die vergrößerte Kontaktfläche bewirkt wird, die durch die größeren Zustellungen im Anfangsbereich entsteht.

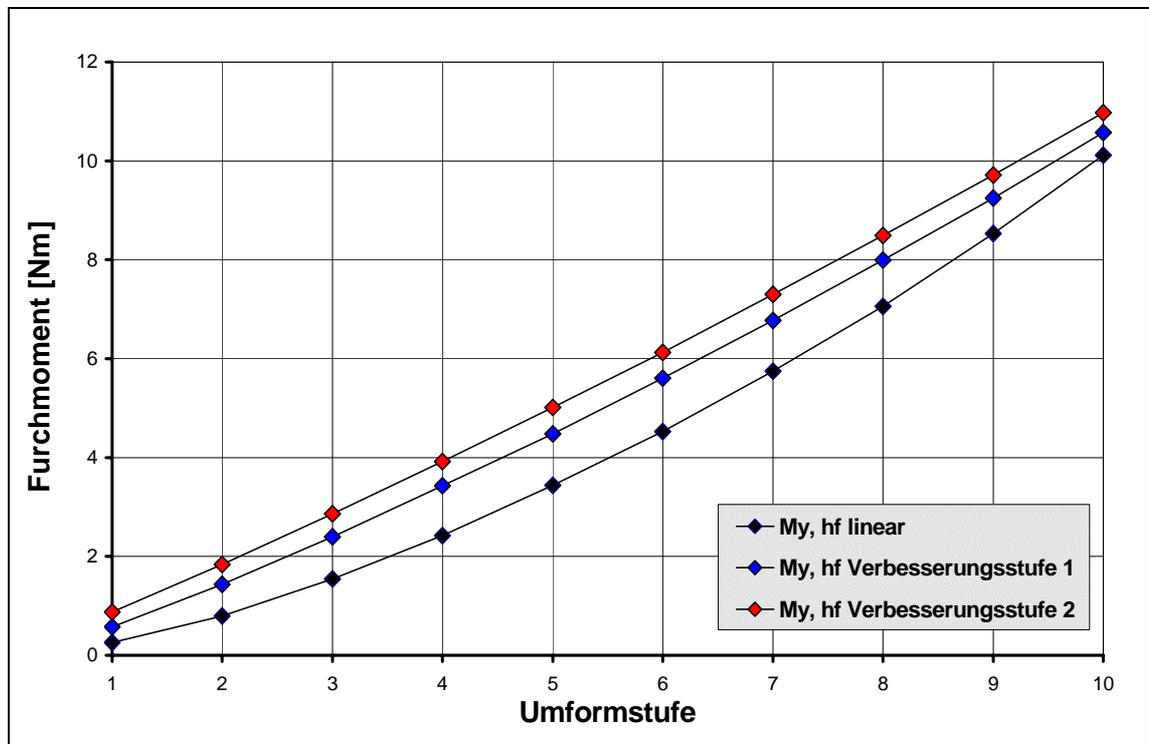


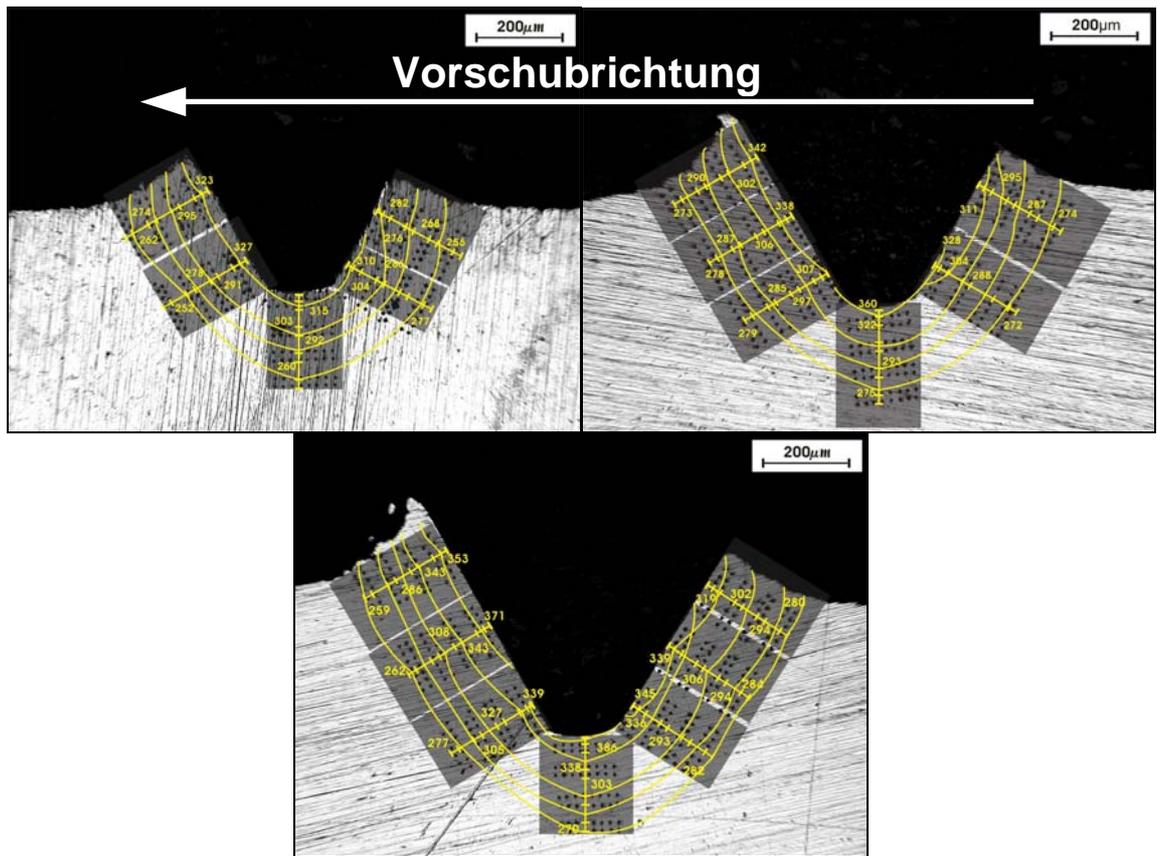
Diagramm 4.24: Volumenoptimierung, $M_{y, ges}$, $v_u=20 \text{ m/min}$

Zusammenfassung

Das Ergebnis dieser Untersuchungen bestätigt, dass durch die gleichmäßige Umverteilung des verdrängten Werkstoffvolumens in Verbesserungsstufe 1 auf die Formkeile im Anformbereich des Gewindefurchers eine Entlastung der am stärksten belasteten Formkeile erreicht wird. Diese Entlastung kann durch die noch stärkere Umverteilung des verdrängten Werkstoffvolumens aus Verbesserungsstufe 2 verstärkt werden. Allerdings entsteht durch die größere Kontaktfläche pro Formkeil bei den Zustellungen nach den Verbesserungsstufen ein höheres Gesamtfurchmoment $M_{y, ges}$.

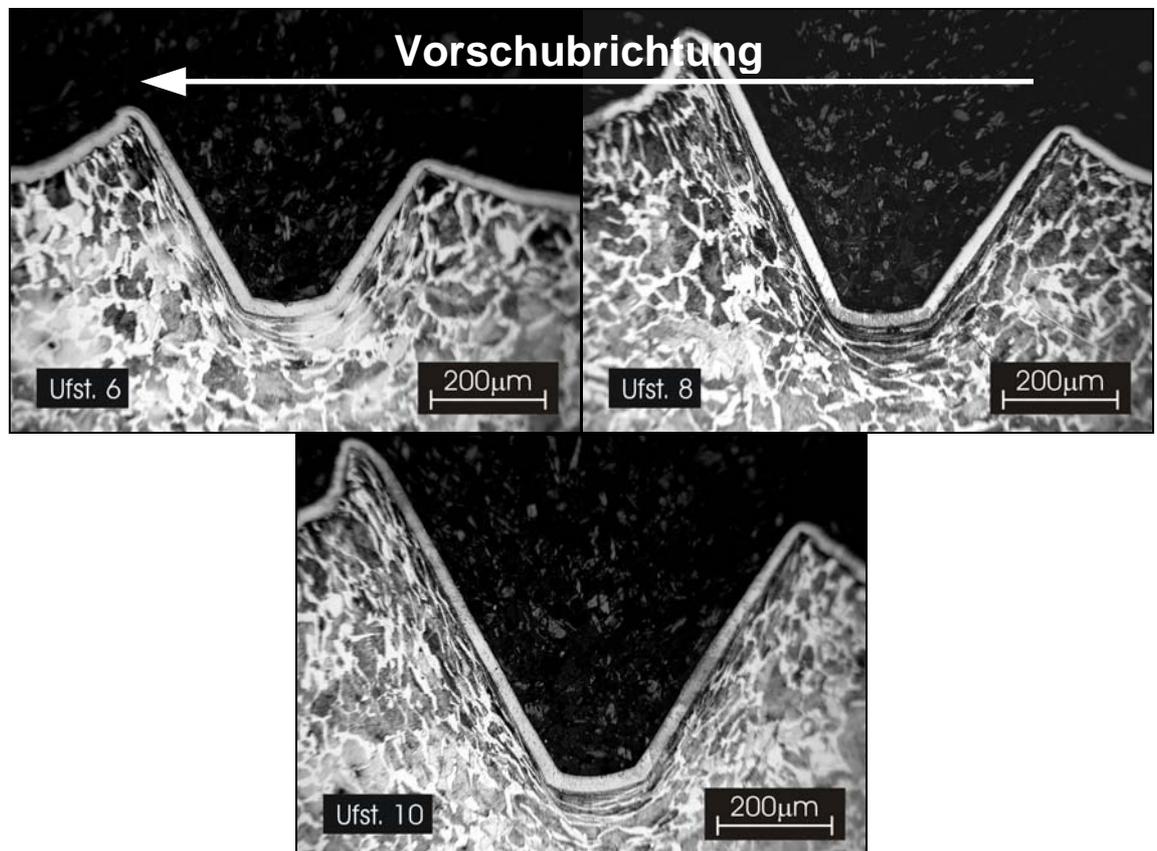
4.4.1 Härteverläufe

In der Bilderserie 4.7 sind Härteverläufe für die sechste, achte und zehnte Umformstufe zu sehen. Die Furchen wurden in C45k mit einer Umfangsgeschwindigkeit von $v_u=20 \text{ m/min}$ und einer Zustellung $h_f=0,04 \text{ mm}$ durchgeführt. Das verwendete Werkzeug war der modifizierte Gewindefurcher Typ A. Der Werkstoff, dessen Grundhärte $HV_{0,25}=270$ beträgt, wird mit zunehmender Umformung härter. Weiterhin wird die Flanke in Vorschubrichtung stärker verfestigt als die andere. Die größte Härtesteigerung ist beim Furchengrund zu verzeichnen.



Bilderserie 4.7: Härte 6.-10 Ufst., $v_u=20 \text{ m/min}$, $h_f=0,04 \text{ mm}$

4.4.2 Gefügebetrachtung

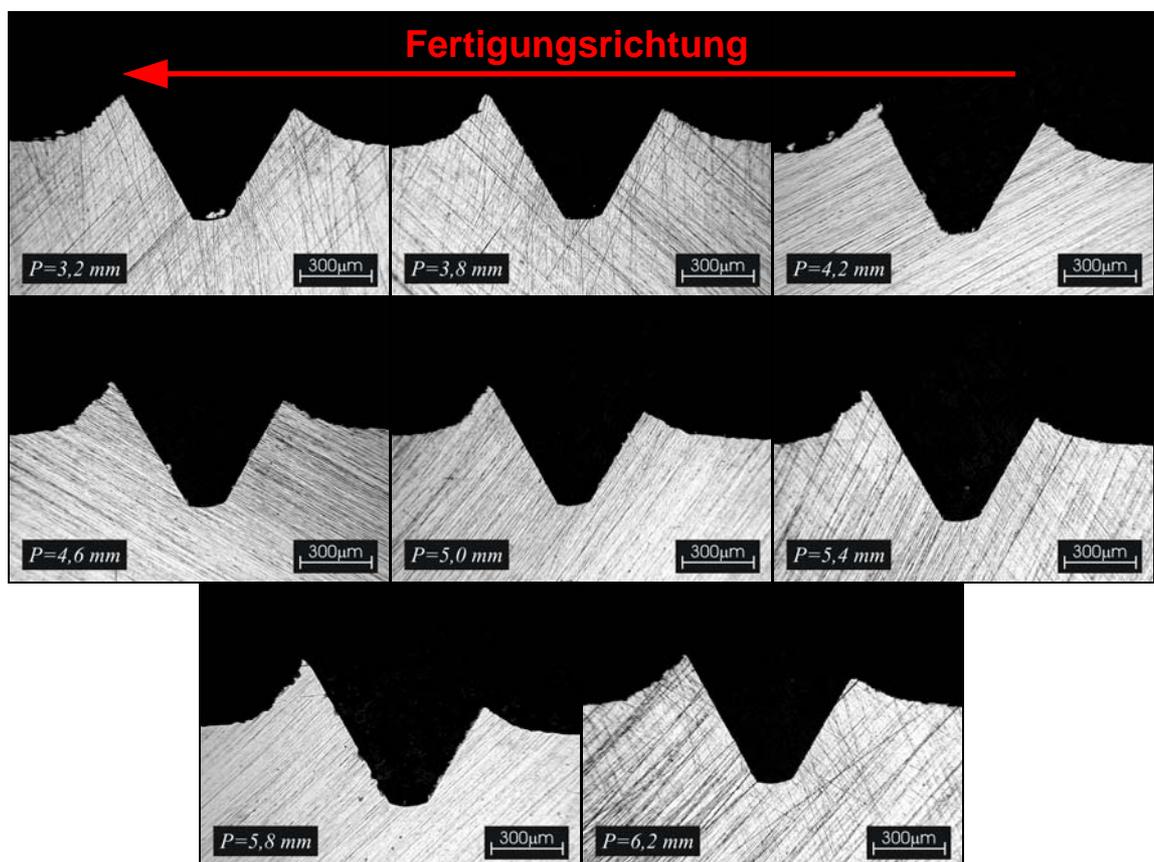


Bilderserie 4.8: Gefüge 6.-10. Ufst., $v_u=20 \text{ m/min}$, $h_f=0,04 \text{ mm}$

In der Bilderserie 4.8 sind die Gefügeschliffe der sechsten, achten und zehnten Umformstufe für die angegebenen Bearbeitungsparameter zu sehen. Das Grundgefüge ist als relativ globular zu erkennen. Es ist bei beiden Teilbildern deutlich der Übergang des unbearbeiteten Gefüges zum bearbeiteten zu sehen, einhergehend mit einer Festigkeitssteigerung, die sich durch Kaltverfestigung bei der Umformung einstellt. Der Vergleich mit der Bilderserie 4.7 verdeutlicht die Verfestigung des Werkstoffs.

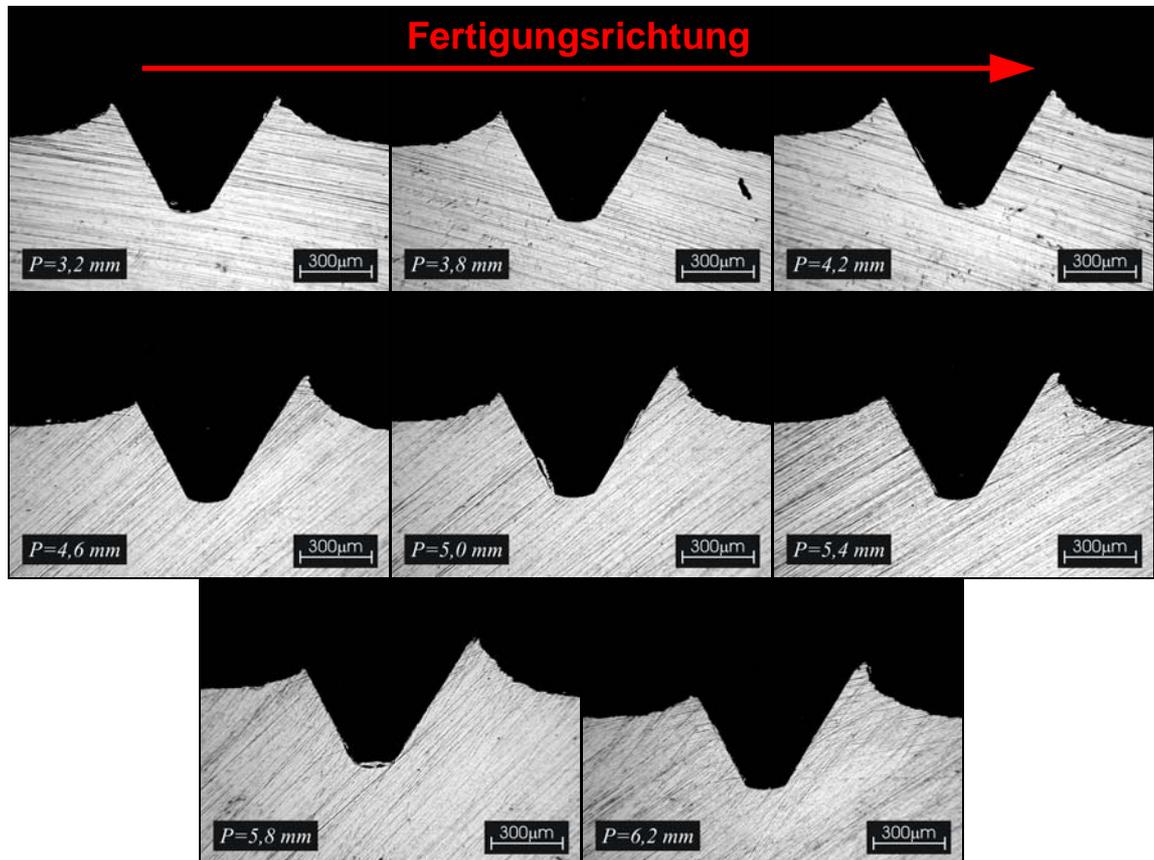
4.4.3 Ausformung der Furche

Bei der Fertigung der Gewinderillen trat mehrfach eine unsymmetrische Ausformung auf. Um zu identifizieren, ob dieses Phänomen versuchsspezifisch oder ein typisches Fertigungsmerkmal ist, wurden zwei Versuchsreihen gefertigt, bei der die Steigung der in den Werkstoff eingebrachten Furchen und die Fertigungsrichtung variiert wurden. Die Versuche wurden für C45k mit einer Umfangsgeschwindigkeit von $v_u=20\text{m/min}$ und einer Zustellung $h_f=0,04\text{ mm}$ durchgeführt. Das verwendete Werkzeug war der modifizierte Gewindefurcher Typ A. Die Normalsteigung für $D_v=31\text{ mm}$ ist $P=5\text{ mm}$.



Bilderserie 4.9: Fertigungsrichtung „zu der Spindel hin“

In der Bilderserie 4.9 sind die Querschliffe der mit den in den Teilbildern eingetragenen Steigungen hergestellten Furchen in der üblichen Fertigungsrichtung „zu der Spindel hin“ zu sehen. Es lässt sich erkennen, dass die kleineren Steigungen eine unsymmetrische Ausformung der Furchen erzeugen. Diese unsymmetrische Ausformung verstärkt sich mit zunehmender Steigung der Furche.



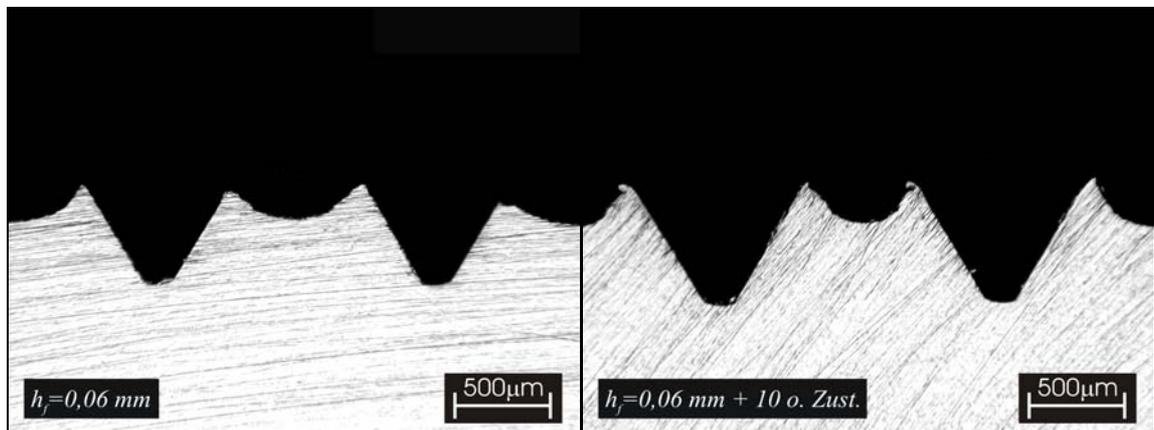
Bilderserie 4.10: Fertigungsrichtung „von der Spindel weg“

Die Bilderserie 4.10 zeigt die Querschliffe der mit den in den Teilbildern eingetragenen Steigungen hergestellten Furchen in Fertigungsrichtung „von der Spindel weg“. Die mit den kleineren Steigungen erzeugten Furchen $P=3,2\text{ mm}$ und $P=3,6\text{ mm}$ sind fast symmetrisch. Mit zunehmender Steigerungserhöhung werden die Furchen unsymmetrischer in der Bewegungsrichtung ausgeformt.

Als Fazit kann daraus gezogen werden, dass die Bearbeitungsrichtung, und damit der Versuchsaufbau, keinen Einfluss auf die Ausformung der Furche hat. Durch die Steigungsvariation konnte aber Einfluss auf die Ausformung genommen werden. Wurde die Steigung des Gewindes gegenüber der Normalsteigung verringert, konnte eine fast symmetrische Ausformung erreicht werden. Die Erhöhung der Steigung ergab eine einseitig größere Ausformung und damit Unsymmetrie in der jeweiligen Bearbeitungsrichtung. Die unsymmetrische Ausformung kann deshalb auf den Druck

bzw. die Flächenpressung, die der Furcher beim Eindringen in den Werkstoff erzeugt, zurückgeführt werden. Die Flanke, die in Bearbeitungsrichtung als erstes in Kontakt mit dem Werkstoff kommt, muss einen Druck aufbringen, der den Werkstoff zum Fließen bringt, um eine plastische Verformung zu erreichen. Dieser Druck wird umso höher, je größer die Steigung pro Werkstückumdrehung gewählt wird. Folglich fließt der Werkstoff stärker und die Flanke wird höher ausgeformt. Die andere Werkzeugflanke leitet dabei auch den notwendigen Druck auf den Werkstoff ein, um die Fließspannung zu erreichen. Allerdings ist dieser quantitativ kleiner, wodurch der Werkstoff nicht so stark verformt wird und die Flankenhöhe der erzeugten Furche etwas kleiner ist.

4.4.4 Modellierung einer Gewindekralle



Bilderreihe 4.11: Modellierung einer Gewindekralle, ohne und mit Kalibrierteil

In der Bilderreihe 4.11 ist die Ausformung von zwei Gewindefurchen im Abstand der Gewindesteigung eines M10 Gewindes $P=1,5 \text{ mm}$ zu sehen. Dabei ist die jeweilige Umformstufe i beider Furchen im Abstand P erzeugt worden. Das bedeutet, dass die Umformstufe 1 beider Furchen gefertigt wurde, danach beide Furchen der Umformstufe 2, bis die Umformstufe 10 erreicht wurde. Dieses Vorgehen wurde gewählt, um dem Werkstofffluss beim realen Gewindefurchen zu entsprechen. Im rechten Bildteil sind zusätzlich 10 Durchgänge ohne weitere Zustellung gefahren worden, um den Effekt eines Kalibrierteils auf den Werkstoff zu simulieren. Die Furchen wurden mit einer Umfangsgeschwindigkeit von $v_u=20 \text{ m/min}$ und einer Zustellung von $h_f=0,04 \text{ mm}$ erzeugt. Es ist zu erkennen, dass die Ausformung der beiden Einzelfurchen eine leicht unsymmetrische Ausbildung aufweist. Allerdings wurde trotzdem eine nahezu symmetrische Ausformung der Gewindekralle erzeugt. Die rechtsseitig zu sehende Kralle ist etwas höher ausgebildet, da durch die zusätzlichen Durchgänge ohne weitere Zustellung die Furchen höher ausgeformt wurden.

4.4.5 Reibungsuntersuchungen mit Temperatur

Die Reibungsuntersuchungen sollen beispielhaft an den zwei Beschichtungen TiN und TiAlN+WC/C durchgeführt werden. Die TiN-Beschichtung wurde ausgewählt, da alle benutzten Werkzeuge im Modellversuch Gewindefurchen ausschließlich TiN-beschichtet waren, wodurch die Berechnungen in Kapitel 6 nur für TiN-beschichtete Werkzeuge durchgeführt wurden. Die TiAlN+WC/C-Beschichtung kam zum Einsatz, da die Reibwertangabe für diesen Schichtverbund aus Hart- und Weichstoffschicht mit $\mu=0,2$ trocken gegen Stahl sehr niedrig ist. Eine Vergleichsuntersuchung im Modellversuch Gewindefurchen Reibung sollte Aufschluss darüber geben, ob ähnlich gute Ergebnisse bezüglich der Reibungszahl μ unter den Rahmenbedingungen des Gewindefurchens erreicht werden können.

In Diagramm 4.25 sind die Kraftverläufe F_x , F_z und der Verlauf der Reibungszahl μ für einen Gewindefurcher mit TiN-Beschichtung in Abhängigkeit des Reibungsweges bei Raumtemperatur $T=RT$ für eine Umfangsgeschwindigkeit von $v_u=20\text{ m/min}$ für eine Furchentiefe von $h_{fmax}=0,4\text{ mm}$ eingetragen.

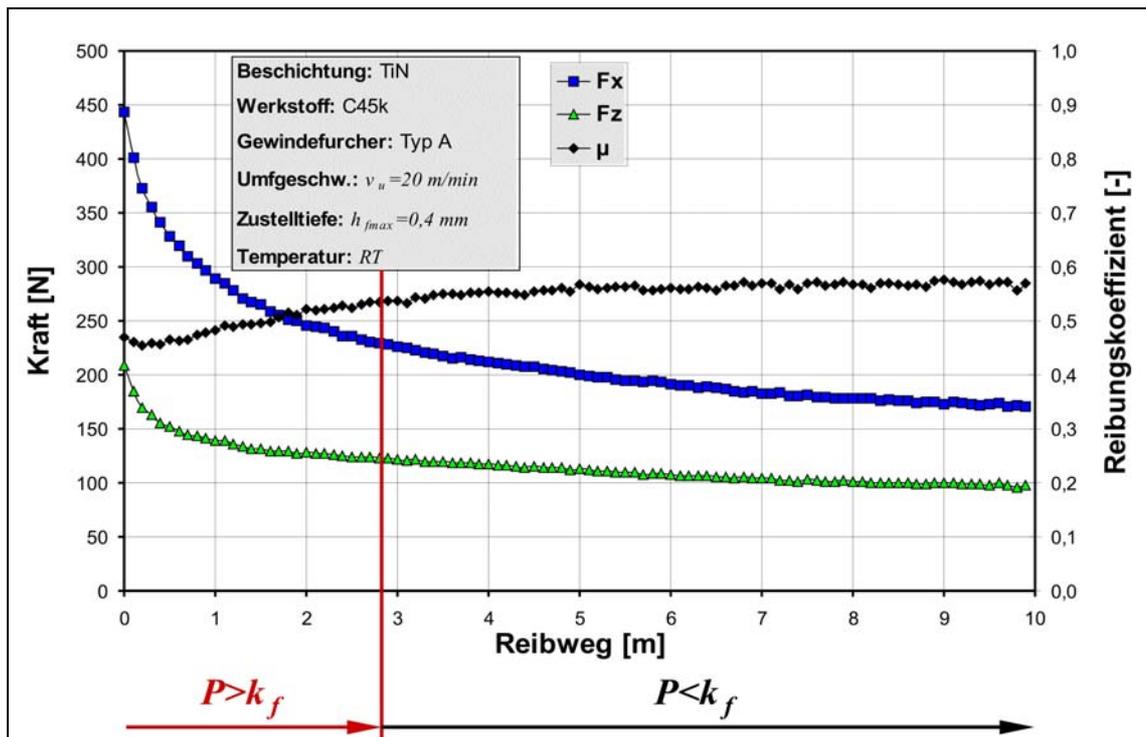


Diagramm 4.25: Ermittlung der Reibungszahl, Verlauf von F_x , F_z und μ

Das Maximum der Normalkraft F_x und der Reibkraft F_z befindet sich am Reibweganfang. An diesem Startpunkt für die Reibungsuntersuchungen befindet sich der modifizierte Furcher auf der gewünschte Eindringtiefe. Im vorliegenden Fall wurden ein Furcher mit 10 Stufen mit einer Gesamtzustelltiefe von $h_{fmax}=0,4\text{ mm}$ in den Werkstoff eingebracht. Der Reibweg wird ab dem Startpunkt durch mehrfaches Durchfahren

ohne weitere Zustellung erreicht. Dabei sinken die beide Kräfte F_x und F_z mit steigendem Reibweg ab, was durch die zunehmende Ausformung der Gewindefurche zu begründen ist. Der Prozess befindet sich bis ca. $L_R=2,8\text{ m}$ im Bereich der plastischen Umformung. Die Flächenpressung P liegt bis zu dieser Reibweglänge bei einer Kontaktfläche des Formkeils von $A_k=0,28\text{ mm}^2$ mit $P=800\text{ N/mm}^2$ über der Fließgrenze des Werkstoffs. Zusätzlich wirken Umformkräfte in tangentialer Richtung bzw. Reibrichtung, wodurch der Reibungskoeffizient μ zu klein und erst eindeutig zu bestimmen ist, wenn keine plastische Umformung mehr vorliegt (vergl. Kapitel 2.2.2.2).

In diesem Anfangsbereich des Reibweges stellt sich ein kleinerer Reibungskoeffizient μ ein als ab einem Reibweg von $L>2,8\text{ m}$. Nach diesem Reibweg ist die Gewindefurche vollständig ausgeformt und der Werkstoff wird nur noch elastisch verformt. Bei steigender Reibweglänge sinken die Kräfte minimal weiter ab und der Reibwert nähert sich einem konstanten Wert von $\mu\approx 0,56$.

In Diagramm 4.26 ist der Verlauf der Reibungszahl μ für einen Gewindefurcher mit TiN-Beschichtung in Abhängigkeit des Reibweges bei Raumtemperatur $T=RT$, bei Raumtemperatur $T=RT$ mit Schmiering und bei einer Temperatur von $T=300^\circ\text{C}$ dargestellt. Die übrigen Prozessparameter entsprechen denen aus Diagramm 4.25.

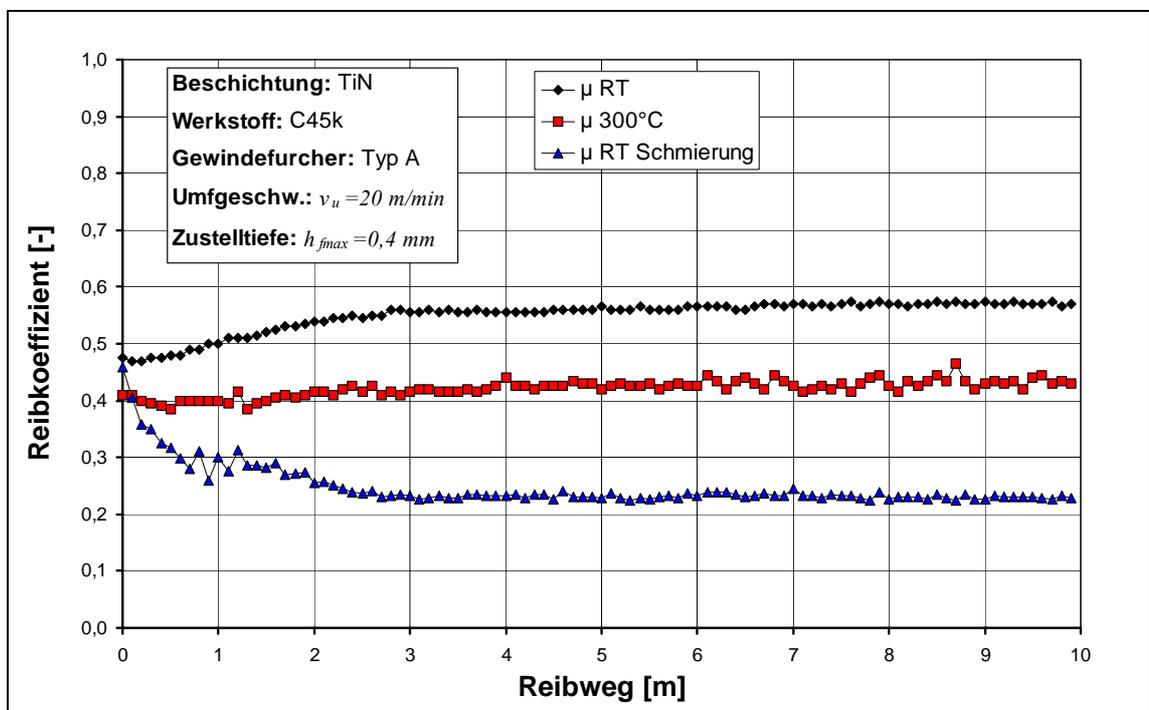
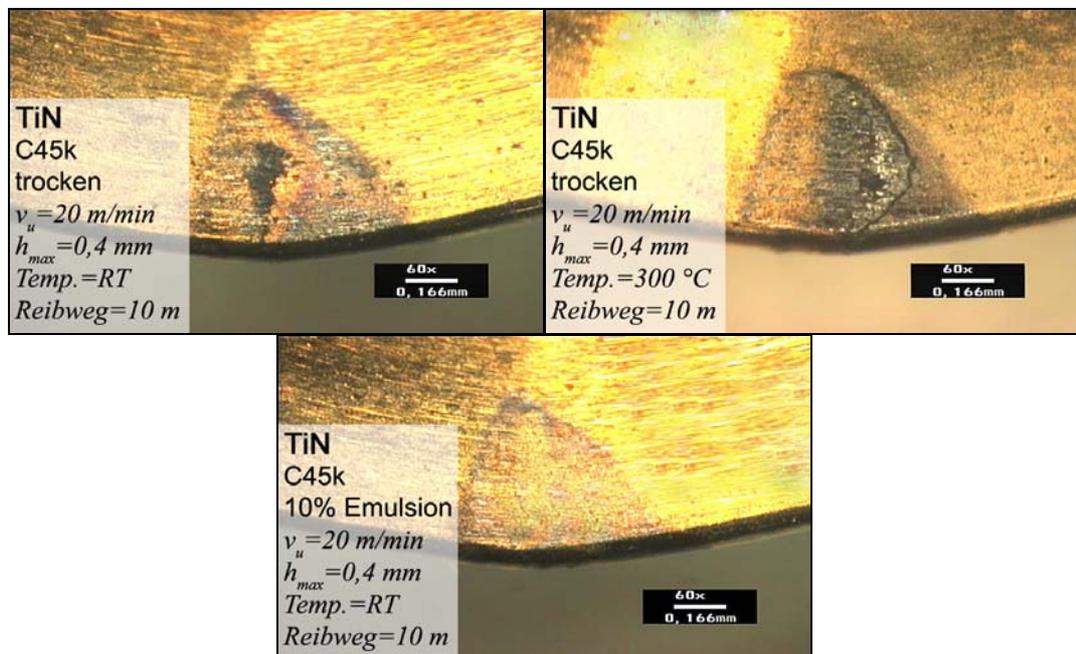


Diagramm 4.26: Ermittlung der Reibungszahl, TiN-Beschichtung

Der Verlauf der Reibungszahl für die TiN-Beschichtung bei Raumtemperatur $T=RT$ wurde bereits in Diagramm 4.25 beschrieben. Die Reibungszahl der TiN-

Beschichtung liegt im Versuch um etwa 40% höher als der angegebene Wert von $\mu=0,4$. Der Reibungskoeffizient für die Temperatur $T=300^\circ\text{C}$ liegt am Reibweganfang bei einem Wert von $\mu\approx 0,4$ und steigt minimal auf einen Wert von $\mu\approx 0,43$. Bei dieser höheren Temperatur lässt sich kein Einfluss der plastischen Ausformung der Furche am Reibweganfang erkennen. Die Reibungszahl bei $T=RT$ mit Schmierung hat am Reibweganfang mit $\mu\approx 0,46$ einen ähnlich hohen Wert wie ohne Schmierung. Nach einer Reiblänge von $L_R=2,8\text{ m}$ ist die Furche ausgeformt und die Flächenpressung zwischen Werkstück und Werkzeug kleiner als die Fließspannung des Werkstoffes. Die Reibungszahl sinkt dann auf einen nahezu konstanten Wert von $\mu\approx 0,23$.

Verschleiß



Bilderreihe 4.12: Verschleiß, TiN-Beschichtung, Reibweg $L_R=10\text{ m}$, div. Prozessparameter

In der Bilderreihe 4.12 ist der Verschleiß der Formkeile für die beschriebenen Prozessparameter nach einem Reibweg von $L_R=10\text{ m}$ zu sehen. An dem Formkeil, der bei Raumtemperatur ohne Schmierung eingesetzt wurde, sind Bearbeitungsspuren und kleinere Aufschweißungen zu erkennen. Die Beschichtung und die Kontur des Formkeils wurden nicht zerstört. Bei einer Reibtemperatur von $T=300^\circ\text{C}$ sind stärkere Aufschweißungen zu erkennen. Die Beschichtung und die Kontur des Werkzeuges sind trotz der höheren Reibtemperatur nicht beschädigt worden. Bei dem Formkeil, der bei Raumtemperatur mit einer Emulsionsschmierung (10%) eingesetzt wurde, lässt sich die Kontaktfläche auf der Flanke erkennen. Es ist kein Verschleiß am Formkeil entstanden.

In Diagramm 4.27 ist der Verlauf der Reibungszahl μ für einen Gewindefurcher mit TiAlN+WC/C-Beschichtung in Abhängigkeit des Reibungsweges bei Raumtemperatur $T=RT$, bei Raumtemperatur $T=RT$ mit Schmierung und bei einer Temperatur von $T=300^\circ\text{C}$ dargestellt. Die übrigen Prozessparameter entsprechen denen aus Diagramm 4.25.

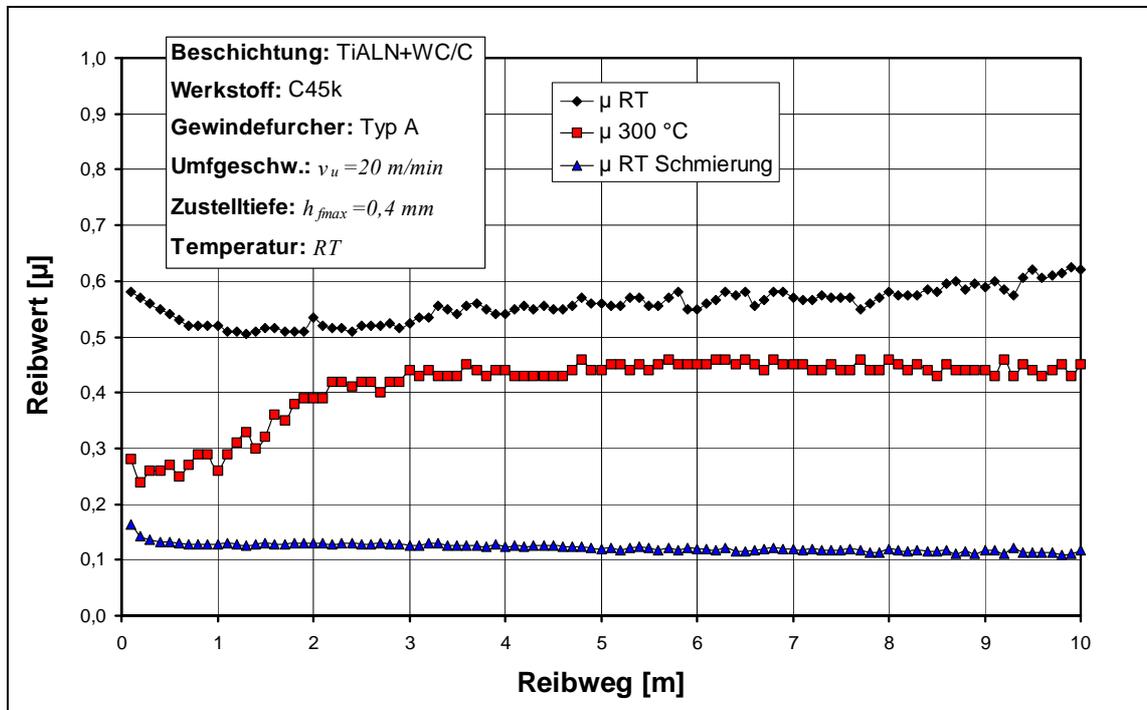


Diagramm 4.27: Ermittlung der Reibungszahl, TiAlN+WC/C-Beschichtung

Der Reibwert für die TiAlN+WC/C-Beschichtung bei $T=RT$ sinkt bis zu einem Reibweg von $L_R=2,9 \text{ m}$ auf $\mu \approx 0,52$ ab. Bis zu dieser Reibweglänge ist die Furche noch nicht vollständig ausgeformt, wodurch der Prozess im Bereich der plastischen Umformung liegt. Ab der Reiblänge $L_R=2,9 \text{ m}$ liegt keine plastische Umformung mehr vor, die Reibungszahl μ steigt kontinuierlich bis zu einem maximalen Reibwert von $\mu \approx 0,62$. Es lässt sich kein Einfluss des WC/C-Beschichtungsanteils auf die Reibungszahl erkennen, was darauf zurückzuführen ist, dass der WC/C-Beschichtungsanteil bei den auftretenden hohen Drücken sofort zerstört wird. In Diagramm 4.28 sind die Verläufe der Reibungszahl der TiAlN+WC/C-Beschichtung und einer herkömmlichen TiAlN-Beschichtung für RT und $T=300^\circ\text{C}$ dargestellt. Die Verläufe beider Beschichtungen sind bei RT bis auf das geringfügige Ansteigen der Reibungszahl der TiAlN+WC/C-Beschichtung sehr ähnlich.

Für die Temperatur $T=300^\circ\text{C}$ liegt die Reibungszahl der TiAlN+WC/C-Beschichtung am Reibwegbeginn bei einem Wert von um $\mu \approx 0,28$. Der Reibkoeffizient steigt bis zu einem Reibweg von $L_R=2,9 \text{ m}$ auf $\mu \approx 0,46$ stark an und bleibt dann annähernd kon-

stant. Dieses Phänomen lässt sich darauf zurückführen, dass der WC/C-Beschichtungsanteil auf der TiAlN+WC/C-Beschichtung bis zu einer Reibweglänge von $L_R \approx 2,0 \text{ m}$ abgetragen wurde und dann nur noch der TiAlN-Beschichtungsanteil auf dem Werkzeug verbleibt. Die Reibungszahl nimmt daher den gleichen Wert an, wie eine übliche TiAlN-Beschichtung bei $T=300^\circ\text{C}$. Der Vergleich der Verläufe der Reibungszahlen der TiAlN+WC/C-Beschichtung und einer herkömmlichen TiAlN-Beschichtung für $T=300^\circ\text{C}$ sind ebenfalls in Diagramm 4.28 eingetragen.

Die Reibungszahl für die TiAlN+WC/C-Beschichtung bei $T=RT$ mit Schmierung besitzt am Reibweganfang einen Reibkoeffizient von $\mu \approx 0,16$. Der Reibwert sinkt im weiteren Verlauf kontinuierlich bis auf $\mu \approx 0,11$, was dadurch begründet werden kann, dass sich die Rauheitshügel der Oberfläche des Werkzeuges abplatteten. Es kommt zu einem Einlaufvorgang, der durch eine kleinere Reibungszahl μ und kleinere Verschleißbeträge gekennzeichnet ist.

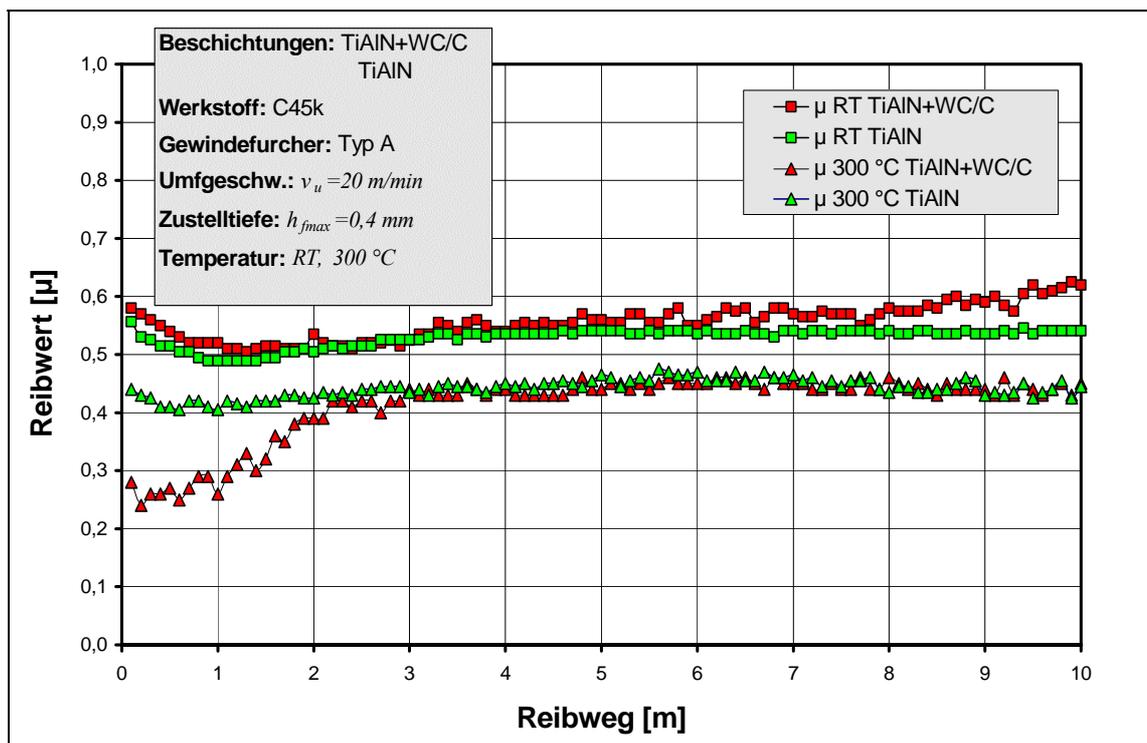
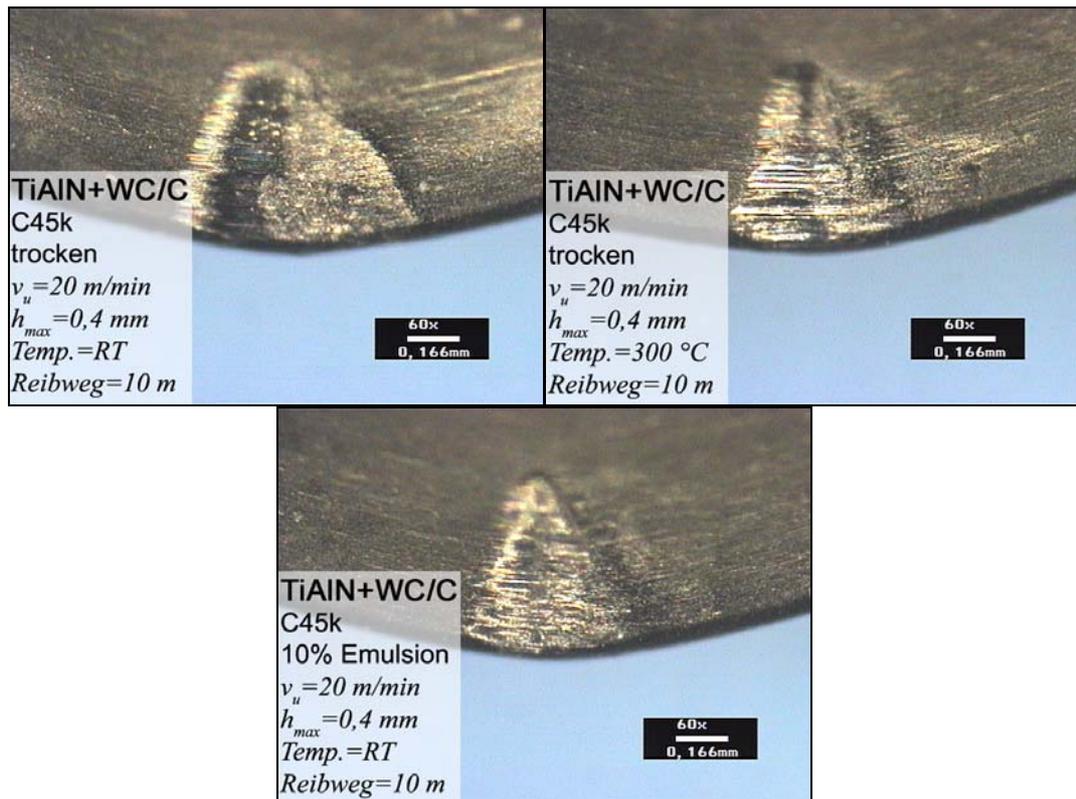


Diagramm 4.28: Vergleich der Reibungszahl RT, $T=300^\circ\text{C}$, TiAlN+WC/C-Besch., TiAlN-Besch.

In der Bilderserie 4.13 ist der Verschleiß der Formkeile für die TiAlN+WC/C-Beschichtung für die beschriebenen Prozessparameter nach einem Reibweg von $L_R=10 \text{ m}$ zu sehen. Für den Formkeil, der bei Raumtemperatur ohne Schmierung belastet wurde, sind starke Bearbeitungsspuren zu erkennen. Die Schicht hat sich farblich verändert, was darauf hinweist, dass die obersten WC/C-Schichten abgetragen

sind und nur die TiAlN-Schicht auf dem Formkeil verblieben ist. Die Kontur des Formkeils wurde nicht zerstört. Bei einer Reibtemperatur von $T=300\text{ °C}$ sind keine Aufschweißungen zu erkennen. Die Beschichtung und die Kontur des Werkzeuges wurden im mittleren Flankenbereich leicht beschädigt. Bei dem Formkeil, der bei Raumtemperatur bei Emulsionsschmierung (10%) eingesetzt wurde, lässt sich die Kontaktfläche auf der Flanke erkennen. Es ist kein Verschleiß der Beschichtung am Formkeil erkennbar.



Bilderserie 4.13: Verschleiß, TiAlN+WC/C-Beschichtung, Reibweg $L_R=10\text{ m}$, div. Prozessp.

4.5 Zusammenfassung Empirische Untersuchungen

Die Verbesserung von Gewindefurchern unter verschiedenen Prozessparametern in Abhängigkeit des Werkstoffes war das Ziel der experimentellen Versuche. Mit Hilfe des neuartigen Versuchsaufbaus war es möglich, die Belastungen an einem Formkeil gezielt zu steuern und zu erfassen. Es wurden die Zustelltiefen pro Umformstufe, die Umfangsgeschwindigkeit und die Furchergeometrie variiert. Es erfolgte die Veränderung der Werkzeuggeometrie auf Basis von Hinterschliffkurven.

Bei C45k resultieren aus den kleinen Zustellungen die kleinsten Kräfte F_x, F_z und das kleinste Gesamtfurchmoment $M_{y\text{ ges}}$. Die Kräfte und das Gesamtfurchmoment hängen

nahezu linear von der Zustellungstiefe ab und zeigten im untersuchten Geschwindigkeitsbereich keine Abhängigkeit von der Umfangsgeschwindigkeit.

Tendenziell ist bezüglich der Werkzeuggeometrie bei C45k eine Abhängigkeit der Kräfte F_x und F_z und des Gesamtfurchmoments $M_{y\ ges}$ von der Kontaktflächengröße zu erkennen, wobei die Werkzeuge mit einer höheren Hubhöhe, und dementsprechend einer kleineren Kontaktfläche, kleinere Kräfte und Gesamtfurchmomente erzeugen.

Die Qualität der gefertigten Furchen ist als gut einzustufen. Im Querschliff zeigte sich für alle verwendeten Geometrien eine nahezu gleiche unsymmetrische Ausformung der erzeugten Furche.

Bei AlMgSi 1 ist die radiale Kraft F_x linear abhängig von der Zustelltiefe. Für die Kraft F_z und das Gesamtfurchmoment $M_{y\ ges}$ ergeben sich durch die starke Adhäsionsneigung des Aluminiumwerkstoffes, die sich in Aufschweißungen äußert, nicht lineare Kraftverläufe. Durch die höheren Zustellungen werden größere Kräfte und größere Gesamtfurchmomente erzeugt.

Für die radiale Kraft F_x ist im untersuchten Geschwindigkeitsbereich keine Abhängigkeit von den Umfangsgeschwindigkeiten zu erkennen. Die Kraft F_z und das Gesamtfurchmoment $M_{y\ ges}$ zeigen die Tendenz, dass bei langsameren Umfangsgeschwindigkeiten höhere Kräfte und Gesamtfurchmomente erzeugt werden.

Bezüglich der Werkzeuggeometrie zeigt sich bei AlMgSi 1, dass die Werkzeuge mit einer höheren Hubhöhe, und dementsprechend einer kleineren Kontaktfläche, kleinere Kräfte und Gesamtfurchmomente erzeugen.

Durch die starken Aufschweißungen an den verschiedenen Formkeilen ergeben sich nicht definierbare Reibbedingungen in der direkten Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück. Die resultierenden Kräfte F_z hängen deshalb tendenziell stärker von den jeweiligen Aufschweißungen bzw. Reibbedingungen als von der Geometrie des Formkeils ab, wodurch gleich große Kräfte F_z und damit Gesamtfurchmomente $M_{y\ ges}$ für verschiedenartige Formkeilgeometrien entstehen können.

Durch die Hubhöhe wird die Ausformung der Furche entscheidend beeinflusst. Bei den Werkzeugen mit kleineren Hubhöhen erfolgt die Umformung im Kontaktbereich langsamer als bei den hohen Hubhöhen, woraus eine kleinere Reibungsenergiedichte im verformten Werkstoff resultiert und damit die auftretende Temperatur während des Umformvorganges niedriger ist. Infolgedessen fließt der Werkstoff bei der Bearbeitung mit einer Geometrie mit einer niedrigen Hubhöhe langsamer, was zu einer geringeren Ausformung der Furche führt.

Die Veränderung des Anformbereichs eines Gewindefurchers erfolgte dahingehend, dass durch die Umverteilung des verdrängten Volumens eine Entlastung der am stärksten belasteten Formkeile im Anformbereich erreicht wurde. Allerdings entstand durch die größere Kontaktfläche pro Formkeil ein höheres Gesamtfurchmoment.

Bei der Fertigung der Gewinderillen traten mehrfach unsymmetrische Ausformungen auf. Es sollte der Einfluss der Bearbeitungsrichtung und der Gewindesteigung auf diesen Effekt ermittelt werden.

Als Ergebnis konnte diesbezüglich formuliert werden, dass die Bearbeitungsrichtung, und damit der Versuchsaufbau, keinen Einfluss auf die Ausformung der Furche hat. Weiterhin konnte durch die Variation der Steigung dahingehend Einfluss auf die Ausformung genommen werden, dass durch eine Verringerung der Steigung der Furche gegenüber der Normalsteigung eine fast symmetrische Ausformung erreicht wurde und die Erhöhung der Steigung eine einseitig größere Ausformung, und damit Unsymmetrie, in der jeweiligen Bearbeitungsrichtung bewirkte.

Die Modellierung einer Gewindekralle sollte das Arbeitsergebnis so darstellen, wie es vergleichbar dem realen Gewindefurchen erzeugt wurde. Beide Einzelfurchen waren leicht unsymmetrisch ausgebildet. Die Ausformung der Gewindekralle war trotzdem nahezu symmetrisch. Die Betrachtung des Gefüges und der Härte der erzeugten Gewindefurchen verdeutlichte, wie stark der Werkstoff verformt und dadurch kaltverfestigt wurde.

Im Modellversuch Gewindefurchen Reibung ergaben sich für die geprüften Beschichtungen TiN und TiAlN+WC/C bei Raumtemperatur ohne Schmierung starke Abweichungen zu den vom Hersteller angegebenen Werten. Die Reibungszahl von TiN lag im Versuch mit $\mu \approx 0,56$ etwa 40% höher als der angegebene Wert. Der Reibwert der TiAlN+WC/C-Beschichtung lag mit einer maximalen Reibungszahl von $\mu \approx 0,62$ sogar um 200% höher. Weiterhin stellte sich die WC/C-Komponente der TiAlN+WC/C-Beschichtung als sehr druckempfindlich heraus. Für die Versuche bei RT konnte deshalb kein Einfluss der WC/C-Komponente der TiAlN+WC/C-Beschichtung festgestellt werden. Bei den Versuchen mit $T=300^\circ\text{C}$ zeigte sich bereits nach einem Reibweg $L_R \approx 2,0 \text{ m}$, dass die WC/C-Komponente der TiAlN+WC/C-Beschichtung zerstört war.

5 Theoretische Untersuchungen

Die Hauptziele der theoretischen Ansätze sind die Berechnung der Umformkraft in radialer Richtung des Formkeils und des Furchmoments um die Werkzeugachse. Die Berechnung der Umformkraft, und darauf basierend der Furchmomente, soll die Möglichkeit bieten, bereits in der Konzeptionsphase eines Gewindefurchers die auftretenden Kräfte und Furchmomente am einzelnen Formkeil bzw. dem ganzen Gewindefurcher durch rein theoretische Methoden bestimmen zu können. Die Vorgehensweise ist dabei derart, dass für die Lösung einer Problematik zuweilen mehrere, verschiedene Varianten genutzt werden. Beispielsweise werden bei der Bestimmung des Umformgrades in Kap 5.4 drei verschiedene Ansätze bearbeitet, von denen der geeignetste zur weiteren Berechnung ausgewählt wird.

Um die auftretende Umformkraft zu berechnen, müssen verschiedene Vorarbeiten durchgeführt werden. Die Berechnung der ideellen Umformkraft erfolgt im Allgemeinen als Produkt aus der Fließspannung k_f eines Werkstoffes und der Kontaktfläche A des Werkzeuges, über das die Umformkraft auf den Werkstoff bzw. das Werkstück einwirkt. Dementsprechend ist es notwendig, die Kontaktfläche am Werkzeug und die Fließspannung des Werkstoffes zu berechnen bzw. zu bestimmen, um im Weiteren die Umformkraft und das Furchmoment zu berechnen. Der erste Schritt zur Berechnung der Kontaktfläche ist die Ermittlung der jeweiligen Aufwurfhöhe h_{ai} pro Umformstufe, die durch die Umformung entsteht. Diese Berechnung erfolgt auf Basis des durch den eindringenden Formkeil umgeformten Volumens. Die Kontaktfläche für jede Umformstufe am Formkeil ist von der jeweiligen Zustelltiefe h_{fi} , der entstehenden Aufwurfhöhe h_{ai} , dem gewählten Vorbohrdurchmesser bzw. Vordrehdurchmesser D_v und der Formkeilgeometrie abhängig. Durch die mathematische Beschreibung des Formkeils und des Vorbohrdurchmessers kann der Schnittpunkt zwischen dem Formkeil und dem Werkstoff während der Umformung berechnet werden, der entsteht, wenn der Formkeil in den Werkstoff eindringt. Dieser Schnittpunkt dient als Ursprung der Kontaktflächenberechnung.

Um die Kraftberechnung durchführen zu können, müssen von den verwendeten Werkstoffen verschiedene Werkstoffdaten bekannt sein. Speziell für die Umformung ist es erforderlich, die Fließspannung k_f und die Schubfließspannung k zu kennen. Im Allgemeinen werden diese Spannungen in Abhängigkeit des Umformgrades angege-

ben, der über die geometrischen Abmaßänderungen der Werkstücke berechnet wird. Die Problematik beim Gewindefurchen besteht darin, dass es nicht ohne Weiteres möglich ist, einen Umformgrad anzugeben, da die Umformung nur in den oberflächennahen Bereichen um die einzubringende Furche stattfindet, wodurch die Berechnung des Umformgrades nach der Umformung nicht durch geometrische Größen, wie z.B. die Außenabmessungen des Werkstückes, möglich ist. Ein Umformgrad, der annähernd die Verformungsverhältnisse wiedergibt, muss deshalb aus Größen gebildet werden, die im umgeformten bzw. von der Umformung betroffenen Werkstoffbereich zu finden sind. Zusätzlich ist die Größe des Umformgrades der eingebrachten Furche von der Eindringtiefe des Formkeils und der jeweiligen Koordinatenrichtung abhängig. Um für diese Gegebenheiten einen Umformgrad zu formulieren, soll aus verschiedenen Modellansätzen eine möglichst einfache und praktikable Lösung ausgewählt werden, die ausreichend genau die Kaltverfestigung des Werkstoffes im Umformbereich wiedergibt.

Abschließend erfolgt die Berechnung der benötigten Umformkraft in radialer Richtung und des Furchmomentes um die Werkzeugachse. Beide Aufgaben werden mit Hilfe von zwei verschiedenen, in der Umformtechnik üblichen, Ansätzen durchgeführt. Zum einen werden Lösungen auf Basis der elementaren Plastizitätstheorie erarbeitet, zum anderen mit Hilfe der Gleitlinientheorie.

5.1 Berechnung der Aufwurfhöhe der erzeugten Furche

Die Berechnung der Aufwurfhöhe wird durch zwei Modelle realisiert, von denen das mit der Realität besser übereinstimmende für die weiteren Berechnungen verwendet wird. Prinzipiell wird nur die Geometrieform der entstehenden Flanke derart verändert, dass zum einen eine Trapezform und zum anderen eine Krallenform definiert wird, zu der sich der Aufwurf verformt.

5.1.1 Volumenberechnung Trapez

In Abbildung 5.1 ist der Kalibrier- und Anformteil eines Gewindefurchers zu sehen. Der in der Lupe farbig dargestellte Ausschnitt zeigt den Bereich am Gewindefurcher, der der Länge der Steigung P entspricht. In der darunter eingefügten Zeichnung sind die geometrischen Abmaße abgebildet, die den markierten farbigen Bereich im realen Bildteil beschreiben.

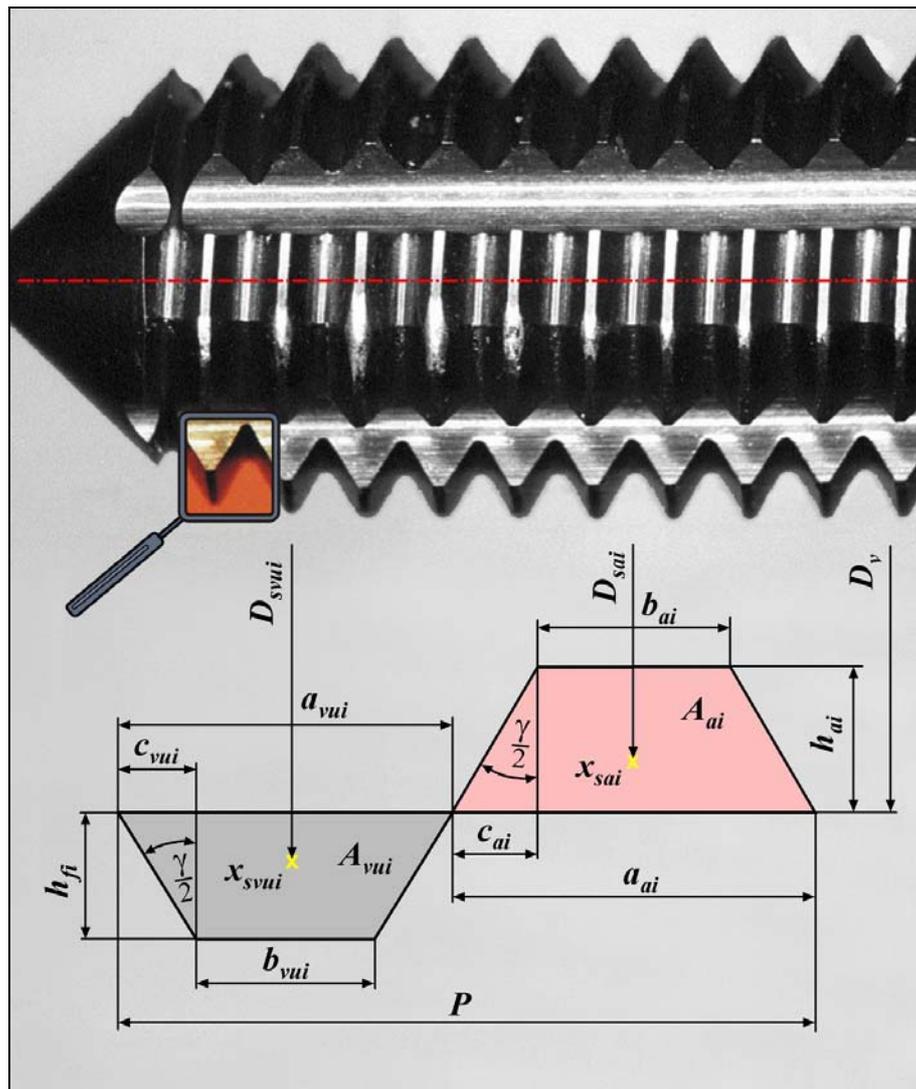


Abbildung 5.1: Volumenmodell Trapez am Gewindefurcher

Bei diesem Modell werden das verdrängte und auch das aufgeworfene Volumen als Produkt aus dem Flächeninhalt eines rotierenden Trapezes und dem Umfang des Kreises, den der Schwerpunkt dieses Trapezes bei der Rotation beschreibt, errechnet. Das verdrängte Volumen ergibt sich durch

$$V_{vui} = A_{vui} \cdot \underbrace{2 r_{svui}}_{D_{svui}} \cdot \pi \quad \text{Gl. 5.1}$$

mit

$$A_{vui} = \left(\frac{a_{vui} + b_{vui}}{2} \right) \cdot h_{fi} \quad \text{Gl. 5.2}$$

Unter Voraussetzung von Volumenkonstanz

$$V_{vui} = V_{ai} \quad ,$$

Gl. 5.3

den in Abbildung 5.1 eingetragenen geometrischen Abmaßen

$$a_{ai} = 2 c_{ai} + b_{ai}, \quad a_{vui} + a_{ai} = P, \quad D_{sai} = D_v - x_{sai}, \quad \tan(\alpha) = \frac{c_{ai}}{h_{ai}}$$

und der Formel für den Schwerpunkt eines Trapezes

$$x_{sai} = \frac{h_{ai} (a_{ai} + 2 b_{ai})}{3 (a_{ai} + b_{ai})} \quad \text{Gl. 5.4}$$

kann das aufgeworfene Volumen V_{ai} , und damit die Aufwurfhöhe h_{ai} , berechnet werden. In Abbildung 5.2 ist das verdrängte und aufgeworfene Volumen für die erste Umformstufe schematisch eingezeichnet.

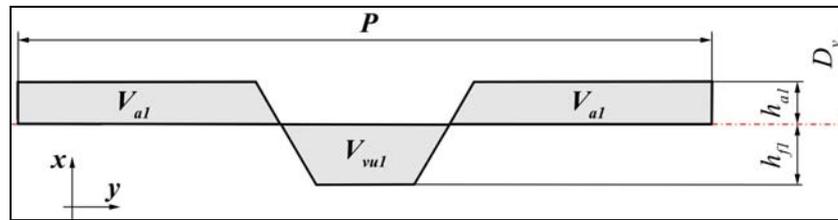


Abbildung 5.2: Volumina Trapez, Umformstufe 1

Wird die zweite Umformstufe des Formkeils in den Werkstoff eingebracht, ergeben sich die in Abbildung 5.3 eingezeichneten Verhältnisse. Um das gesamte Volumen zu berechnen, welches in der zweiten Umformstufe verdrängt wird, ist es notwendig, zu dem Volumen V_{vu2} das Volumen V_{vo2} , welches durch das gelb eingezeichnete Rechteck repräsentiert wird und Teil des zuvor aufgeworfenen Volumens V_{a1} ist, zu addieren. Die Berechnung des Volumens V_{vo2} für das Rechteck erfolgt analog der Volumenberechnung des Trapezes V_{vu1} .

$$V_{voi} = -\pi \cdot \Delta a_{vui} \cdot h_{ai-1}^2 + \pi \cdot \Delta a_{vui} \cdot D_v \cdot h_{ai-1}$$

Gl. 5.5

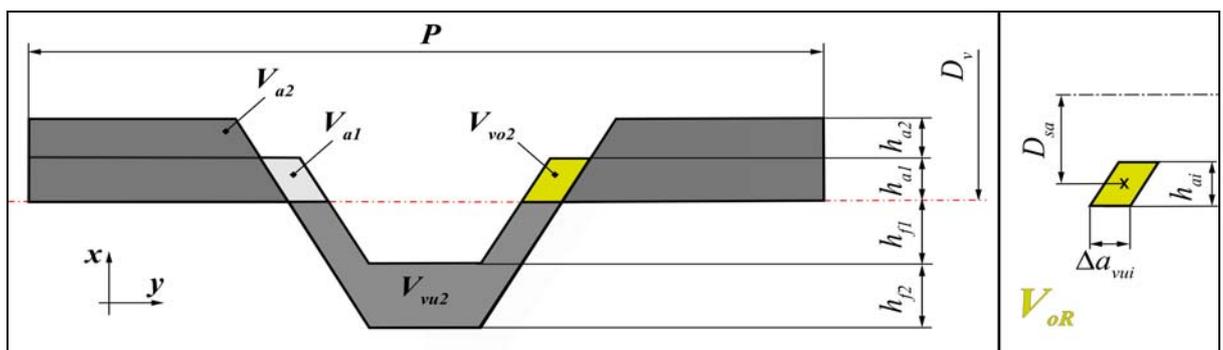


Abbildung 5.3: Volumina Trapez Umformstufe 2, Bemäßung V_{vo2}

Das gesamte Volumen V_{v2} , welches in der Umformstufe 2 verdrängt wird, ergibt sich zu

$$V_{v2} = V_{vui} + 2 V_{voi} \quad \text{Gl. 5.6}$$

Das bedeutet allgemein für das Volumen der anderen Umformstufen:

$$V_{vi} = V_{vui} + 2 V_{voi} \quad \text{Gl. 5.7}$$

Das aufgeworfene Volumen V_{ai} und die Aufwurfhöhe h_{ai} jeder Umformstufe wird mit

$$V_{ai} = \pi \left[(k_{1i} \cdot h_{ai} - k_{2i} \cdot h_{ai}^2) - \left(\frac{k_{3i} \cdot h_{ai}^2 - k_{4i} \cdot h_{ai}^3 + k_{5i} \cdot h_{ai}^4}{k_{6i} - k_{7i} \cdot h_{ai}} \right) \right] \quad \text{Gl. 5.8}$$

berechnet, wobei sich die jeweiligen Koeffizienten aus den in Abbildung 4 eingetragenen geometrischen Abmaßen ergeben. In der Tabelle 5.1 sind die berechneten Einzelvolumina und die Aufwurfhöhe pro Umformstufe für ein M10 Regelgewinde mit einem Vorbohrdurchmesser von $D_v=9,3 \text{ mm}$ mit einer Gewindetiefe von $h_{fmax}=0,4 \text{ mm}$ für das Volumenmodell Trapez eingetragen.

Ufst [-]	h _{fi} [mm]	h _{ai} [mm]	V _{vui} [mm ³]	V _{voi} [mm ³]	V _{vi} [mm ³]
1	0,040	0,007	0,247	0,000	0,247
2	0,080	0,009	0,303	0,009	0,313
3	0,120	0,012	0,360	0,012	0,373
4	0,160	0,015	0,418	0,016	0,433
5	0,200	0,019	0,475	0,020	0,495
6	0,240	0,023	0,533	0,025	0,558
7	0,280	0,029	0,592	0,031	0,623
8	0,320	0,038	0,651	0,039	0,690
9	0,360	0,049	0,711	0,049	0,760
10	0,400	0,069	0,771	0,064	0,835
Σ	–	0,270	5,062	0,266	5,327

Tabelle 5.1: Verdrängte Volumina bei 10 Umformstufen ohne Krallen

5.1.2 Volumenberechnung Trapez mit Dreiecksausschnitt

In Abbildung 5.4 ist der Kalibrier- und Anformteil des Gewindefurchers zu sehen. Der in der Lupe farbig dargestellte Ausschnitt zeigt den Bereich am Gewindefurcher, der der Länge der Steigung P entspricht. In der darunter eingefügten Zeichnung sind die geometrischen Abmaße abgebildet, die den markierten farbigen Bereich im realen Bildteil beschreiben. Die entstehende Form des Aufwurfs wurde dahingehend geändert, dass aus dem Trapez ein Dreiecksausschnitt entfernt wurde, um die Krallen, die typischerweise beim Gewindefurcher entsteht, zu modellieren.

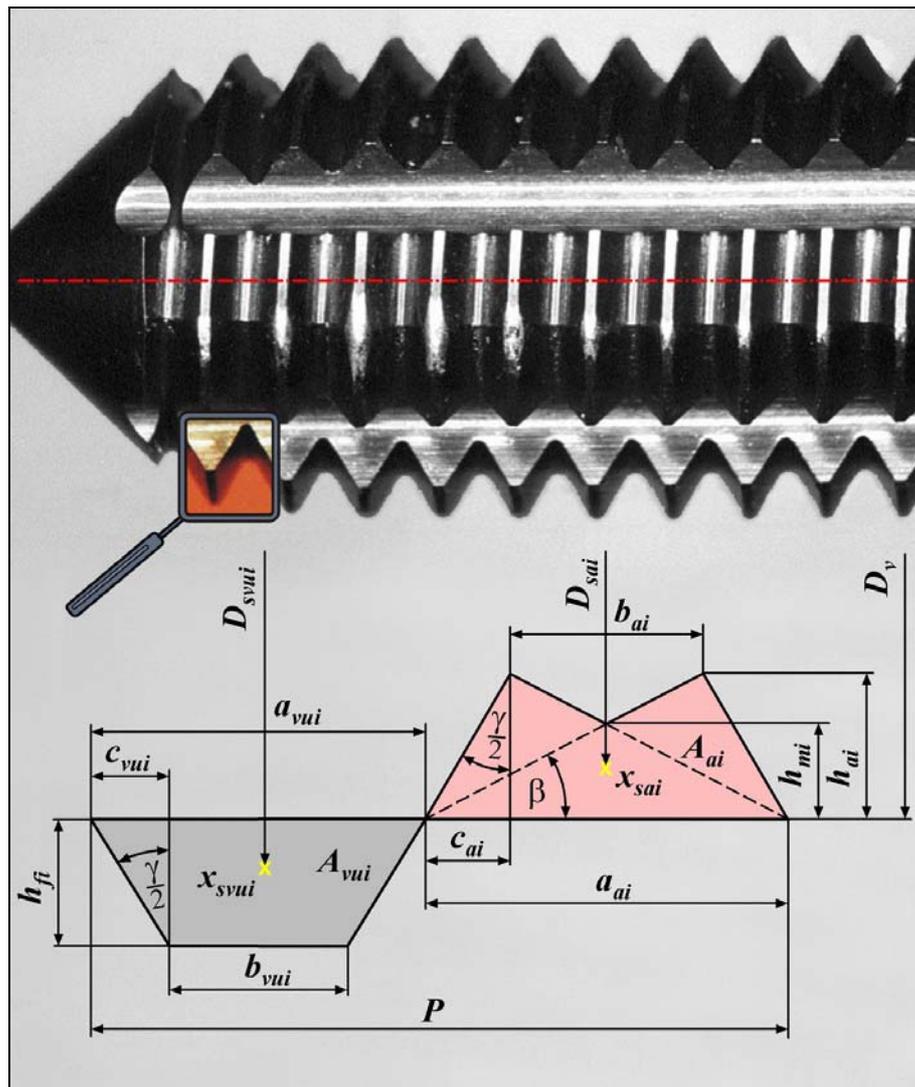


Abbildung 5.4: Volumenmodell Dreiecksausschnitt am Gewindefurcher

Die Berechnung des verdrängten und aufgeworfenen Volumens V_{vui} wird analog zu Kap 5.1.1 durchgeführt, mit dem Unterschied, dass die Querschnittsfläche, in die das aufgeworfene Volumen eingepresst wird, aus einem Trapez mit Dreiecksausschnitt besteht. Das Volumen für das Trapez mit Dreiecksausschnitt ergibt sich durch

$$V_{ai} = A_{ai} \cdot \underbrace{2r_{sai}}_{D_{sai}} \cdot \pi \quad \text{Gl. 5.9}$$

mit der Querschnittsfläche

$$A_{ai} = A_{Tai} - A_{Dai} \quad \text{Gl. 5.10}$$

Die Trapezfläche A_{Tai} kann durch

$$A_{Tai} = (a_{ai} - c_{ai}) \cdot h_{ai} \quad \text{Gl. 5.11}$$

berechnet werden.

Die Berechnung der Dreiecksfläche A_{Dai} erfolgt durch

$$A_{Dai} = \frac{1}{2} (a_{ai} - 2 \cdot c_{ai}) \cdot (h_{ai} - h_{mi}) \quad \text{Gl. 5.12}$$

mit

$$h_{mi} = \frac{a_{ai}}{2 \cdot (a_{ai} - c_{ai})} \cdot h_{ai} \quad \text{Gl. 5.13}$$

Um das Volumen V_{ai} zu ermitteln, muss der Flächenschwerpunkt x_{si} der gesamten Querschnittsfläche A_{ai} berechnet werden:

$$x_{sai} = \frac{A_{Tai} \cdot x_{sTai} - A_{Dai} \cdot x_{sDai}}{A_{Tai} - A_{Dai}} \quad \text{Gl. 5.14}$$

Die Flächenschwerpunkte x_{sTai} und x_{sDai} der Flächenstücke A_{Tai} und A_{Dai} ergeben sich zu

$$x_{sTai} = \frac{h_{ai}}{3} \cdot \frac{a_{ai} + 2 \cdot (a_{ai} - 2 \cdot c_{ai})}{a_{ai} + (a_{ai} - 2 \cdot c_{ai})} \quad \text{Gl. 5.15}$$

und

$$x_{sDai} = h_{mi} + \frac{2}{3} (h_{ai} - h_{mi}) \quad \text{Gl. 5.16}$$

Das aufgeworfene Volumen V_{ai} unter Berücksichtigung der Kralle liefert das Einsetzen von Gl. 5.10 bis Gl. 5.16 in Gl. 5.9:

$$V_{ai} = \pi \cdot (A_{Tai} - A_{Dai}) \cdot \left(D_v - 2 \cdot \frac{A_{Tai} \cdot x_{sTai} - A_{Dai} \cdot x_{sDai}}{A_{Tai} - A_{Dai}} \right) \quad \text{Gl. 5.17}$$

In Abbildung 5.5 ist das verdrängte und aufgeworfene Volumen der ersten Umformstufe für die Trapezform mit Dreiecksausschnitt eingetragen.

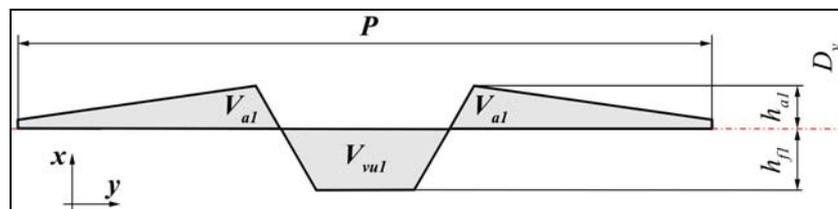


Abbildung 5.5: Volumina Trapez mit Kreisabschnitt Umformstufe 1

Beim Einbringen der folgenden zweiten Umformstufe und weiteren Umformstufen in den Werkstoff muss entsprechend Kapitel 5.1.1 ein zusätzliches Volumen V_{voi} , welches durch die gelb eingezeichnete Fläche in Abbildung 5.6 repräsentiert wird, um-

geformt werden. Die Abmaße dieses Volumens V_{voi} , welches in die zwei Teilvolumina V_{oDi} und V_{oRi} aufgeteilt ist, sind in allgemeiner Form in Abbildung 5.6 eingetragen. Die Berechnung der Teilvolumina V_{oDi} und V_{oRi} erfolgt ebenfalls analog zu den vorhergegangenen Berechnungen als Rotationskörper:

$$V_{voi} = V_{oDi} + V_{oRi} \quad . \quad \text{Gl. 5.18}$$

Die benötigten Größen h_{ni} und n_i lassen sich durch

$$h_{ni} = \frac{a_{ai} - n_i}{a_{ai}} \cdot h_{ai-1} \quad n_i = (a_{vui} - a_{vui-1}) \cdot \frac{1}{2}$$

bestimmen. Mit dem Flächenschwerpunkt zusammengesetzter Körper

$$x_{si} = \frac{A_{oRi} \cdot x_{sAoRi} + A_{oDi} \cdot x_{sAoDi}}{A_{oRi} + A_{oDi}} \quad \text{Gl. 5.19}$$

ergibt sich mit den Flächenschwerpunkten der Teilflächen

$$x_{sAoRi} = \frac{h_{ni}}{2} \quad \text{und} \quad x_{sAoDi} = \frac{1}{3}(h_{ai-1} - h_{ni})$$

für das verdrängte Volumen V_{voi}

$$V_{voi} = \pi \cdot (A_{oDi} + A_{oRi}) \cdot \left[D_v - 2 \cdot \left(\frac{A_{oRi} \cdot x_{sAoRi} + A_{oDi} \cdot x_{sAoDi}}{A_{oRi} + A_{oDi}} \right) \right] \quad . \quad \text{Gl. 5.20}$$

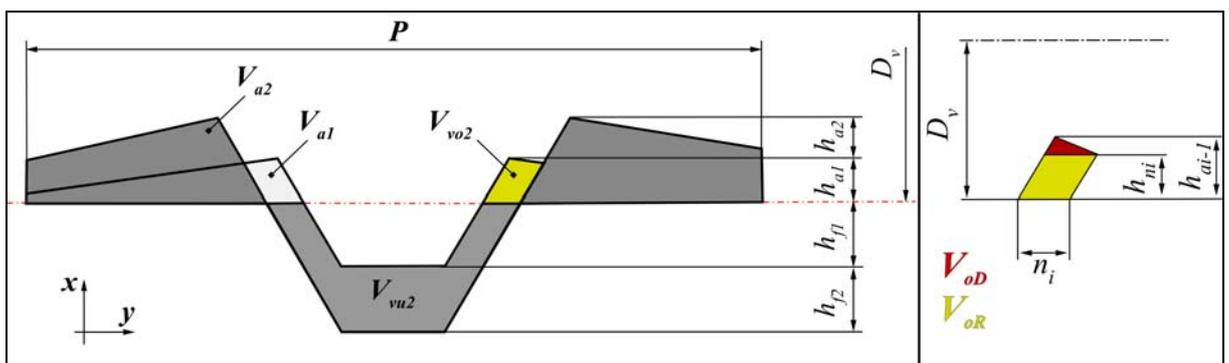


Abbildung 5.6: Volumina Trapez mit Kreisabschnitt Umformstufe 2, Bemaßung V_{vo2}

Die Berechnung des verdrängten Gesamtvolumens pro Umformstufe erfolgt analog zu Kap 5.1.1 mit

$$V_{vi} = V_{vui} + 2 V_{voi} \quad . \quad \text{Gl. 5.21}$$

In der Tabelle 5.2 sind die berechneten Einzelvolumina und die Aufwurfhöhe pro Umformstufe für ein M10 Regelgewinde mit einem Vorbohrdurchmesser von $D_v=9,3 \text{ mm}$

mit einer Gewindetiefe von $h_{fmax} = 0,4 \text{ mm}$ für das Volumenmodell Dreiecksausschnitt eingetragen.

Ufst [-]	h_{fi} [mm]	h_{ai} [mm]	V_{vui} [mm ³]	V_{voi} [mm ³]	V_{vi} [mm ³]
1	0,04	0,009	0,247	0,000	0,247
2	0,08	0,012	0,303	0,012	0,315
3	0,12	0,015	0,360	0,016	0,376
4	0,16	0,019	0,418	0,020	0,437
5	0,20	0,023	0,475	0,025	0,500
6	0,24	0,029	0,533	0,030	0,564
7	0,28	0,035	0,592	0,037	0,629
8	0,32	0,043	0,651	0,045	0,696
9	0,36	0,054	0,711	0,054	0,765
10	0,40	0,069	0,771	0,067	0,838
Σ	–	0,307	5,062	0,305	5,367

Tabelle 5.2: Verdrängte Volumina bei 10 Umformstufen mit Kralle

5.1.3 Vergleich der Berechnungsmodelle

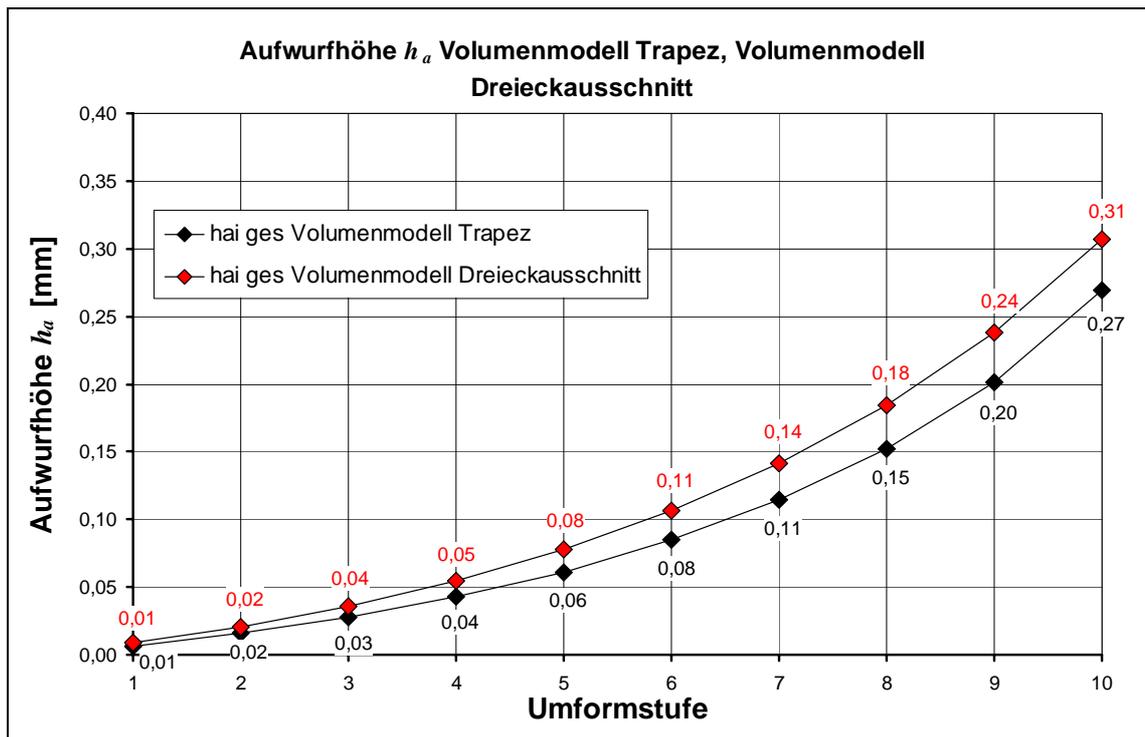


Diagramm 5.1: Aufwurfhöhe h_a Volumenmodell Trapez, Volumenmodell Dreiecksausschnitt

Das Diagramm 5.1 zeigt die Aufwurfhöhen für die beiden Volumenberechnungsmodelle. Im direkten Vergleich zeigt sich, dass die für die weiteren Berechnungen benötigte Aufwurfhöhe h_a bei dem Volumenmodell Trapez mit Dreiecksausschnitt pro Umformstufe i und im Maximalwert h_{aimax} größer ist. Es ergibt sich für eine erzeugte Kralle bei einer maximalen Zustelltiefe von $h_{fmax} = 0,4 \text{ mm}$ die Gesamthöhe für das Volu-

menmodell Trapez mit Dreiecksausschnitt $h_{max}=0,71 \text{ mm}$. Bei dem Volumenmodell Trapez ergibt sich eine Gesamthöhe für die Kralle von $h_{max}=0,67 \text{ mm}$. Vergleicht man die Berechnungsergebnisse mit der real erzeugten Kralle aus Abbildung 5.7, so erkennt man die gute Übereinstimmung beider Modellrechnungen mit der Realität, wobei das Volumenmodell Trapez mit Dreiecksausschnitt eine noch bessere Übereinstimmung bezüglich der Höhe h_{ai} liefert, die mit $h_{max \text{ Modell}}=0,71 \text{ mm}$ nur geringfügig von der Höhe $h_{max \text{ real}}=0,72 \text{ mm}$ der im Versuch erzeugten Kralle abweicht. Die dargestellte Kralle aus Abbildung 5.7 wurde im Modellversuch Gewindefurchen in C45k mit einem TiN-beschichteten Werkzeug und einer 10%igen Emulsion hergestellt. Dabei ist die jeweilige Umformstufe i beider Furchen im Abstand P erzeugt worden. Das bedeutet, dass zunächst die Umformstufen 1 beider Gewindefurchen erzeugt wurden, dann die der Umformstufen 2 bis zur Umformstufe 10. Dieses Vorgehen wurde gewählt, um dem Werkstofffluss beim realen Gewindefurchen zu entsprechen. Die Furchen wurden mit einer Umfangsgeschwindigkeit von $v_u=20 \text{ m/min}$ und einer Zustellung von $h_f=0,04 \text{ mm}$ erzeugt.

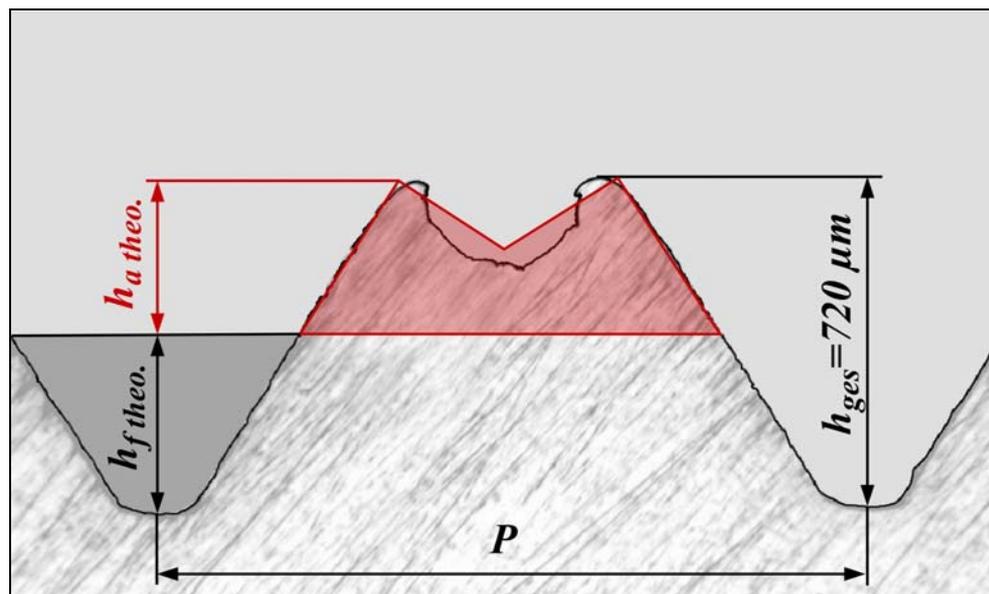


Abbildung 5.7: Erzeugte Kralle durch Furchen im Abstand P

5.2 Abbildung des Gewindefurchers und des Werkstücks

Um die Kontaktfläche am Gewindefurcher während des Eingriffs zu bestimmen ist es notwendig, den Formkeil zu beschreiben. Die Kontur des Querschnitts wird zu diesem Zweck gemessen und mit Hilfe einer mathematischen Funktion beschrieben. Im allgemeinen Fall kann der Formkeil durch eine transzendente Gleichung der Form

$$f_l(\phi) := \frac{H}{2} \cdot \left[\sin \left(\phi - \frac{C_A}{2} [\cos(\phi + g_r(\phi)) - 1] - 1 \right) \right] \quad \text{Gl. 5.22}$$

beschrieben werden. Die Vorteile dieser Darstellung sind die Möglichkeiten zur Variation der Formkeilgeometrie auf Basis der gemessenen Daten. Für die Berechnung der Kontaktfläche am Formkeil reicht die Beschreibung des Formkeils durch Transformation von Gl. 3.2 in ein kartesisches Koordinatensystem und Annäherung durch ein Polynom n-ten Grades

$$f_1(z) := \sum_{i=0}^n a_i z^i \quad , \quad \text{Gl. 5.23}$$

wodurch sich der Rechenaufwand minimieren lässt. In Abbildung 5.8 ist ein Formkeil $f_1(z)$ dargestellt, der in das Werkstück $f_2(z)$, repräsentiert durch die Kreisfunktion des Vorbohrdurchmessers

$$f_2(z) = \sqrt{\left(\frac{D_v}{2}\right)^2 - z^2} \quad , \quad \text{Gl. 5.24}$$

eine Furche mit der Eindringtiefe h_f einbringt. Dabei entsteht der Schnittpunkt z_1 zwischen Formkeil und Werkstück. Ausgehend von diesem Schnittpunkt z_1 ergeben sich die Kontaktfläche A_1 an der Stirnseite und die Kontaktfläche A_2 an der Flanke des Formkeils. Der Schnittpunkt z_1 ist von der Zustelltiefe, dem Vorbohrdurchmesser und der Formkeilgeometrie abhängig:

$$z_1 = z_1(h_f, D_v, f_1(z)) \quad \text{bzw.} \quad z_1 = z_1(h_f, f_1(z), f_2(z)) \quad . \quad \text{Gl. 5.25}$$

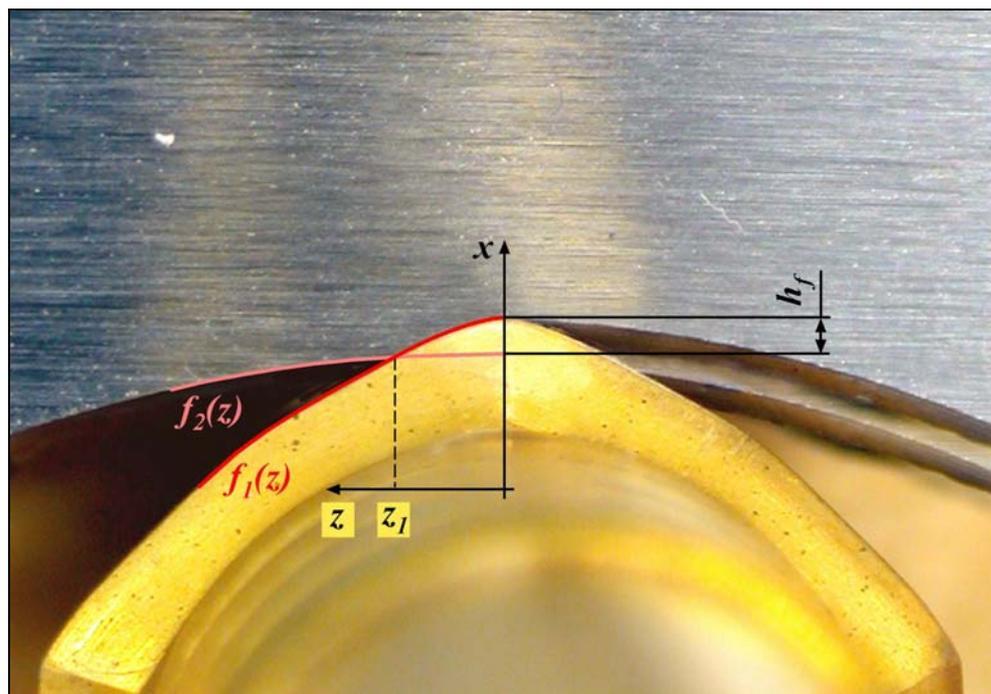


Abbildung 5.8: Schnittpunkt zwischen Werkzeug und Werkstück

Die Abbildung 5.9 zeigt den Schnittpunkt z_I für die zwei Vorbohrdurchmesser $D_v=9,3\text{ mm}$ und $D_v=31\text{ mm}$.

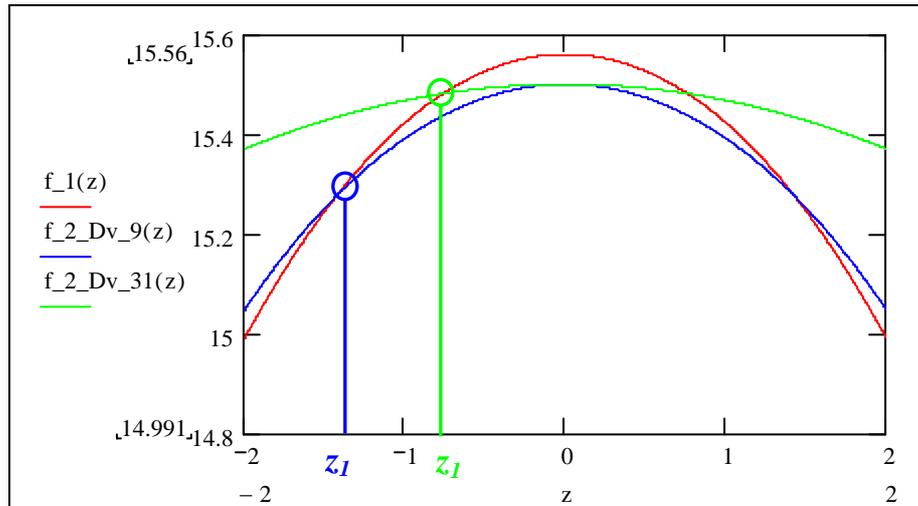


Abbildung 5.9: Schnittpunkt z_I zwischen $f_I(z)$ und $f_{2_Dv=9,3}(z)$ bzw. $f_{2_Dv=31}(z)$

5.3 Berechnung der Kontaktfläche am Formkeil

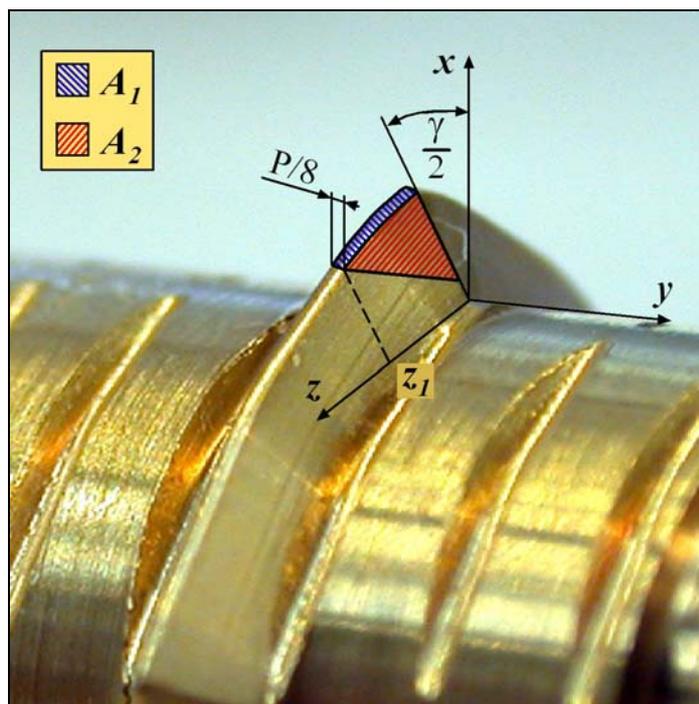


Abbildung 5.10: Kontaktflächen am Formkeil

In Abbildung 5.10 sind die entstehenden Kontaktflächen am Formkeil eingezeichnet. Die Gesamtkontaktfläche A_{ges} lässt sich durch Summation der Stirnkontaktfläche A_1 und der Flankenkontaktflächen A_2 berechnen:

$$A_{ges} = A_1 + 2 \cdot A_2 \quad .$$

Gl. 5.26

Die Stirnkontaktfläche A_1 ergibt sich aus der Multiplikation der Bogenlänge b mit der Spitzenbreite $P/8$:

$$A_1 = b \cdot \frac{P}{8} \quad . \quad \text{Gl. 5.27}$$

Die Bogenlänge b wird durch

$$b = \int_{z_1}^{z_0} \sqrt{1 + (f_1(z)')^2} dz \quad \text{Gl. 5.28}$$

in den Grenzen z_0 und z_1 berechnet.

In Abbildung 5.11 ist ein Gewindefurcher in axialer Richtung zu sehen. Der in Originalfarbe belassene Bereich wird in einem größeren Maßstab in Abbildung 5.12 zum Eintragen der geometrischen Abmaße, die während des Umformvorgangs entstehen, genutzt. Rechtsseitig ist in Abbildung 5.11 ein benutzter Formkeil abgebildet. Es ist deutlich die reale Kontaktfläche zu erkennen.

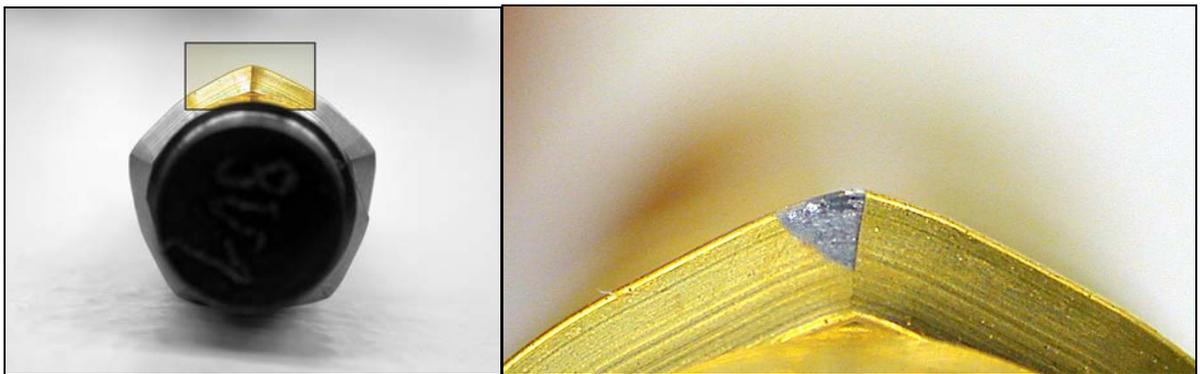


Abbildung 5.11: Querschnitt des modifizierten Gewindefurchers, reale Kontaktfläche

An den Formkeilausschnitt in Abbildung 5.12 ist die entstehende Kontaktfläche A_2 für die ersten zwei Umformstufen mit den jeweiligen geometrischen Abmaßen im Koordinatensystem y, z eingezeichnet. Wie beschrieben, repräsentiert die Funktion $f_1(z)$ die Kontur des Formkeils und die Funktion $f_2(z)$ die Kontur des Werkstücks. Die Zustellung h_{fi} ist die jeweilige Zustellung pro Umformstufe. Die Aufwurfhöhe h_{ai} gibt die jeweilige Höhe des Aufwurfs pro Umformstufe an und entsteht ab dem Vorbohrdurchmesser D_v . Beispielsweise ergibt sich die Flankenfläche A_{2i} für die zweite Umformstufe als Quotient der drei farbig schraffierten Flächenstücke mit dem Kosinus des halben Spitzenwinkels $\gamma/2$:

$$A_{2i} = (S_{1i} + S_{2i} + S_{3i}) \cdot \left(\cos \frac{\gamma}{2} \right)^{-1} \quad . \quad \text{Gl. 5.29}$$

In Abbildung 5.12 sind die verschiedenen Flächenstücke S_{12} , S_{22} und S_{32} für die zweite Umformstufe mit allen benötigten Abmaßen eingezeichnet. Die rot eingezeichneten Maße geben die Zustelltiefe h_{f2} , die Aufwurfhöhe h_{a2} , und damit die Gesamthöhe h_2 , der zweiten Umformstufe an.

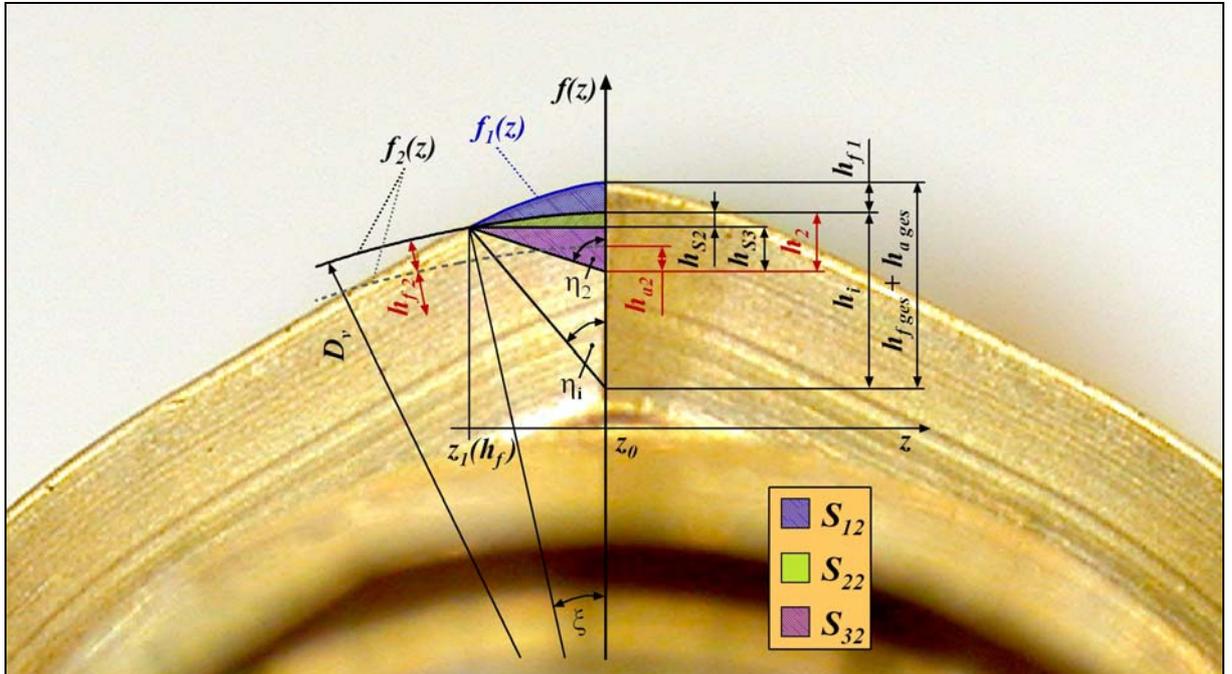


Abbildung 5.12: Teilflächen der Flankenkontaktfläche A_2

Das Flächenstück S_{1i} wird durch das Integral

$$S_{1i} = \int_{z_1}^{z_0} [f_1(z) - f_2(z)] dz \quad \text{Gl. 5.30}$$

berechnet. Die Berechnung des Flächenstückes S_2 erfolgt als Kreissegment durch

$$S_{2i} = \frac{1}{2} \left(\frac{D_v}{2} \right)^2 \cdot (\xi - \sin(\xi)) \quad \text{Gl. 5.31}$$

mit der Höhe

$$h_{ksi} = r \cdot (1 - \cos(\xi)) \quad \text{Gl. 5.32}$$

Bei linearer Zustellung bleibt die Größe der beiden Flächenstücke S_{1i} und S_{2i} konstant. Die Berechnung des dreieckigen Flächenstückes S_{3i} pro Umformstufe erfolgt durch

$$S_{3i} = \frac{z_1 \cdot (h_i - h_s)}{2} \quad \text{Gl. 5.33}$$

Um die Umformkraft in den jeweiligen Koordinatenrichtungen zu berechnen, wird die entstehende Kontaktfläche pro Umformstufe in die gewünschte Bearbeitungsebene projiziert.

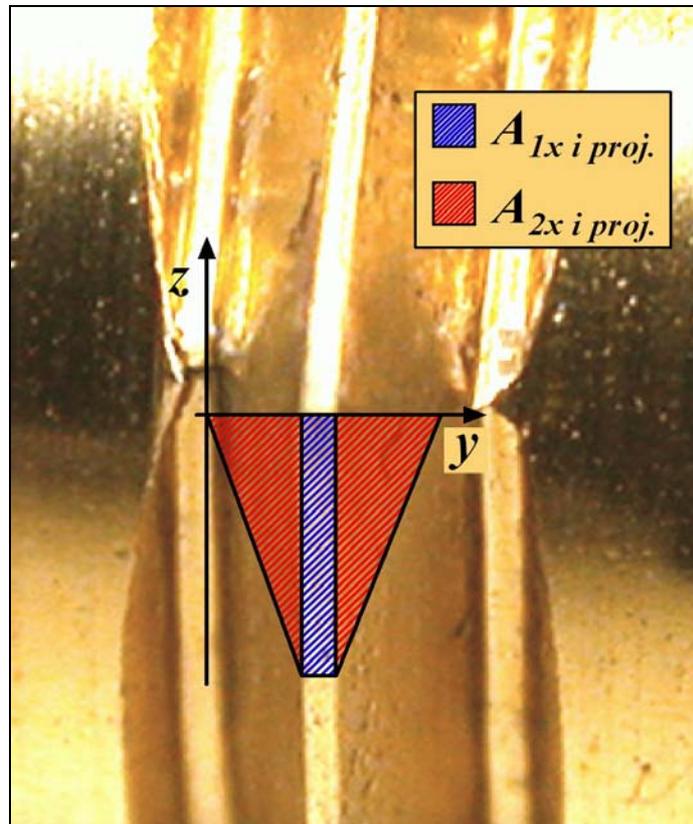


Abbildung 5.13: Projizierte Kontaktfläche in yz -Ebene

In Abbildung 5.13 sind die projizierten Kontaktflächen für die radiale Umformrichtung eingezeichnet. Für die radiale Kontaktfläche, welche in der yz -Ebene liegt und in x -Richtung verschoben wird, ergibt sich

$$A_{gesx i proj.} = A_{1x i proj.} + 2 \cdot A_{2x i proj.} \quad , \quad \text{GI. 5.34}$$

$$\text{mit } A_{1x i proj.} = \frac{P}{8} \cdot z_l \quad \text{und} \quad A_{2x i proj.} = A_2 \cdot \left(\sin \frac{\gamma}{2} \right)^{-1} .$$

Die tangentielle Kontaktfläche, welche in der xy -Ebene liegt und in z -Richtung verschoben wird, ergibt sich mit den in Abbildung 5.14 eingetragenen Abmaßen zu

$$A_{gesz i proj.} = A_{1z i proj.} + 2 \cdot A_{2z i proj.} \quad , \quad \text{GI. 5.35}$$

$$\text{mit } A_{1z i proj.} = \frac{P}{8} \cdot h_{ksi} \quad \text{und} \quad A_{2z i proj.} = \frac{h_{fi} + h_{ai}}{\cos \left(90^\circ - \frac{\gamma}{2} \right)} \cdot \sin \frac{\gamma}{2} (h_{ksi} + h_{f1}) .$$

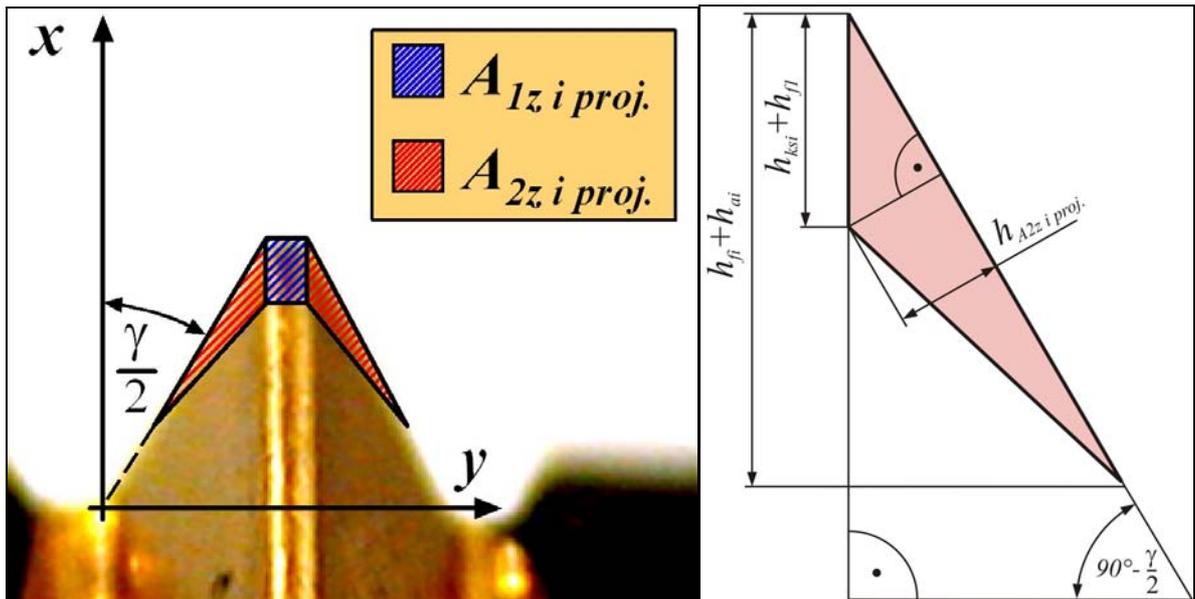


Abbildung 5.14: Projizierte Kontaktfläche in xy -Ebene

5.4 Modellierung des Umformgrades

Um die Kaltverfestigung des Werkstoffes bei der Berechnung der Radialkräfte F_x pro Umformstufe zu berücksichtigen, soll ein Modell entwickelt werden, welches den Umformgrad beim Gewindefurchen bzw. im Modellversuch Gewindefurchen näherungsweise repräsentiert.

Die Probleme, den Umformgrad beim Gewindefurchen zu bestimmen bzw. zu definieren, liegen darin, dass der eigentliche Umformprozess nur in den oberflächennahen Bereichen um die eingebrachte Furche stattfindet. Somit ist es nicht sinnvoll, die Formänderungen auf geometrisch feste Größen, wie z.B. den Innen- bzw. Außendurchmesser, zu beziehen, da Bereiche, die nicht verformt werden, mit in die Berechnung des Umformgrades einbezogen würden. Die theoretisch berechneten Formänderungen gäben dann nicht einmal näherungsweise die wahren Formänderungen wieder. Weiterhin sind die Formänderungen pro Umformstufe weder über den Querschnitt noch über die eingebrachte Furchenlänge konstant und hängen stark von der jeweiligen Kaltverfestigung des Werkstoffes im Umformbereich ab. Auf Grund dieser Gegebenheiten kann der Umformgrad nur in Näherung an das reale Umformverhalten als repräsentativer Mittelwert gebildet werden.

Im Interesse der Findung einer möglichst einfachen und praktikablen Berechnungs- bzw. Bestimmungsmethode wird der Umformvorgang auf stark vereinfachte Formänderungsmodelle reduziert, von denen eines für die weiteren Berechnungen genutzt wird. Das Hauptziel für die Entwicklung der Modellvorstellungen für den Umformgrad

soll die hinreichend genaue Erfassbarkeit der Kaltverfestigung im Umformbereich auf Grundlage der Formänderungen sein und nicht die Abbildung aller physikalischen Erscheinungen des realen Umformvorgangs. Diesbezüglich sind die Bedingungen für die Entwicklung der verschiedenen Modellvorstellungen des Umformgrades aufgelistet:

- Die Umformung des Werkstoffes erfolgt nur in den oberflächennahen Bereichen um den Vorbohrdurchmesser.
- Es wird ein ebener Werkstofffluss bzw. eine ebene Umformung in der axialen radialen Ebene vorausgesetzt.
- In tangentialer Richtung ist der Umformgrad $\varphi_r=0$ bzw. $\varphi_z=0$.
- Die erzeugten Gewindefurchen werden als umlaufende Rillen ohne Steigung betrachtet.
- Der zu Grunde gelegte Querschnitt ist wie in Kapitel 5.1.1 trapezförmig und besitzt keine Rundungsradien.
- Bei der Fertigung der Furche handelt es sich um einen stufenförmigen Umformprozess.

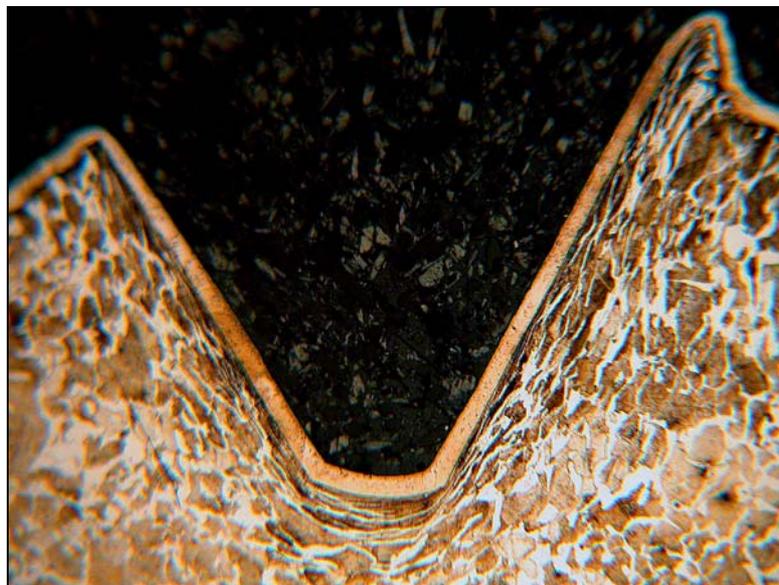


Abbildung 5.15: Querschliff Gefüge, xy -Ebene, 10 Ufst., C45k, $h_{fmax}=0,4\text{ mm}$

In Abbildung 5.15 ist der Querschliff in der xy -Ebene einer eingebrachten Furche mit einer maximalen Zustellung von $h_{fmax}=0,4\text{ mm}$ zu sehen. Der helle Rand um die Furchenkontur ist eine zu Präparationszwecken aufgetragene Nickelschicht. Vergleicht man die verschiedenen Bereiche der Randzone um die eingebrachte Furche mit dem Grundgefüge, lässt sich erkennen, dass das Gefüge nicht gleichmäßig verformt ist.

Die stärksten Formänderungen sind bei dieser Furche im Furchengrund und direkt im Randbereich der Furche zu erkennen.

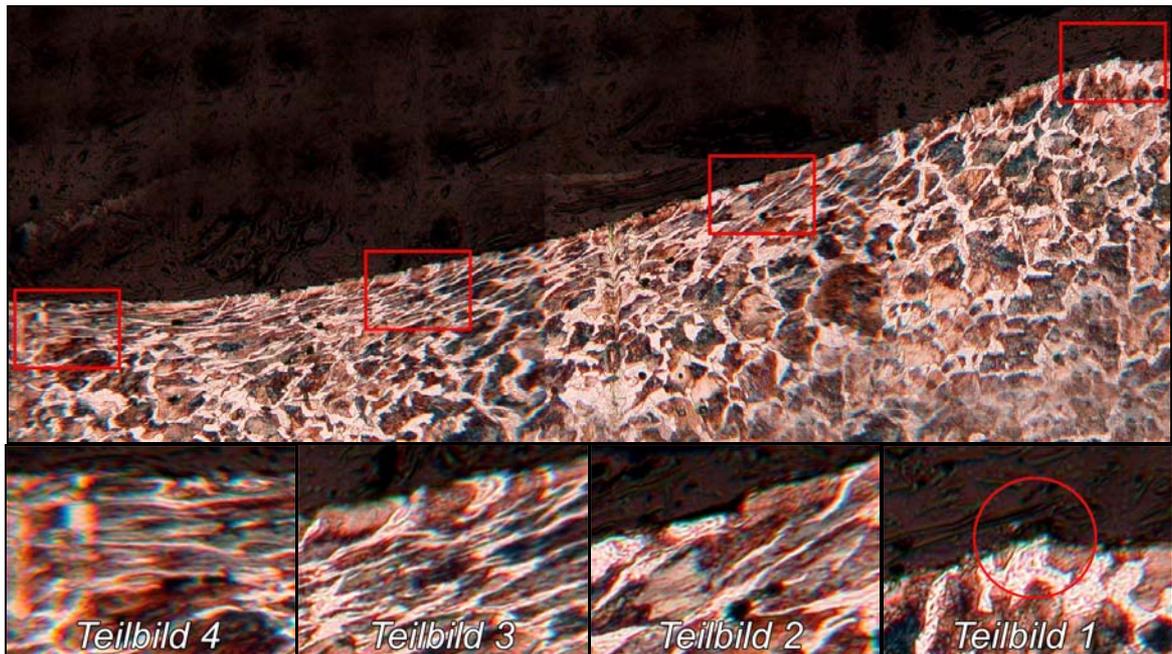


Abbildung 5.16: Querschliff Gefüge, xz -Ebene, 10 Ufst., C45k, $h_{fmax}=0,4$ mm

Abbildung 5.16 zeigt das Gefüge um eine eingebrachte Furche mit einer maximalen Tiefe von $h_{fmax}=0,4$ mm in der xz -Ebene. Die rot gekennzeichneten Bereiche aus dem Hauptbild sind vergrößert als Teilbilder 1 bis 4 unter dem Hauptbild zu sehen. Betrachtet man die Teilbilder 1 bis 4 wird deutlich, wie unterschiedlich groß die Formänderung des Gefüges in Abhängigkeit der Zustelltiefe der eingebrachten Furche ist. Das Gefüge in Teilbild 1 ist nahezu als Grundgefüge erhalten. Der Vergleich von Teilbild 4, bei dem der Furcher die maximale Zustelltiefe erreicht hat, mit Teilbild 1, lässt erkennen, wie stark das Grundgefüge verformt ist.

Betrachtet man den rot gekennzeichneten Anfangsbereich des Teilbildes 1 aus Abbildung 5.16 lässt sich nur eine minimale Werkstoffaufwerfung erkennen. Dieser Aufwurf, der während der Umformung vor dem Formkeil hergeschoben wird, wird in diversen Veröffentlichungen als Bugwelle bezeichnet und als Begründung für das Werkstoffverhalten bezüglich des Werkstoffflusses, und daraus resultierend der Kaltverfestigung und der Härte, genutzt. Wie in Teilbild 1 aus Abbildung 5.16 zu sehen ist, besteht diese Bugwelle aus einer sehr kleinen Werkstoffmenge, die in tangentialer Richtung mitgeschleppt und verformt wird. Diese mitgeschleppte Werkstoffmenge verringert sich in Richtung der Formkeilspitze noch weiter bis zu ihrem Minimum, da der Formkeil an seinem Maximum die kleinste Steigung mit $f_1(z)'=0$ besitzt und dementsprechend den Werkstoff ausschließlich in radialer Richtung umformt. Daher kann

über die ganze im Eingriff befindliche Bogenlänge des Formkeils von einer minimalen tangentialen Verformung ausgegangen werden, die für die Betrachtung des Umformgrades und auch sonstiger physikalischer Eigenschaften, wie z.B. der Härte und Fließspannung, vernachlässigbar ist.

5.4.1 Ansatz radial

Dieser Ansatz betrachtet ausschließlich die Verformungen in radialer bzw. x-Richtung. Im Prinzip wird der Umformgrad für jede Umformstufe gebildet, indem die Aufwurfhöhenänderung pro Umformstufe auf die maximale Eindringtiefe h_{fmax} des Formkeils bezogen wird. Es ergibt sich für den Umformgrad φ_{xi} :

$$\varphi_{xi} = \ln \left(\frac{h_{fmax} + h_{ai}}{h_{fmax}} \right) \quad \text{Gl. 5.36}$$

In Abbildung 5.17 sind die zur Berechnung von φ_{xi} verwendeten Abmaße eingetragen.

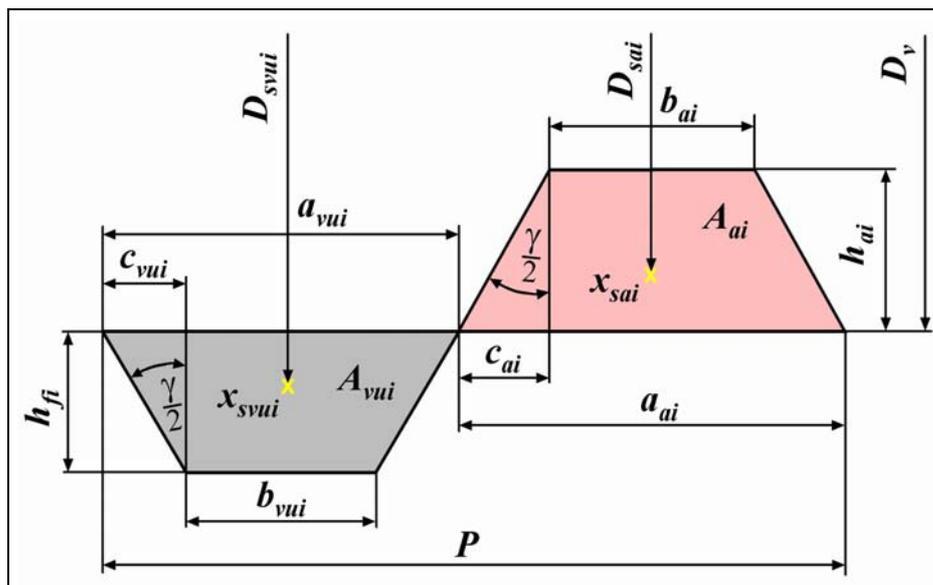


Abbildung 5.17: Formänderungsmodell in radialer Umformrichtung

Die Tabelle 5.3 zeigt den entstehenden Umformgrad φ_{xi} für 10 Ufst. mit einer Zustellung von $h_{fi}=0,04 \text{ mm}$ und den entsprechenden Aufwurfhöhen h_{ai} pro Umformstufe (Tabelle 5.1) für eine maximale Gewindetiefe von $h_{fmax}=0,4 \text{ mm}$.

Ufst.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
φ_{xi}	0,022	0,050	0,086	0,128	0,178	0,236	0,303	0,379	0,467	0,570

Tabelle 5.3: Umformgrade in radialer bzw. x-Richtung für $h_f=0,04 \text{ mm}$ mit 10 Ufst.

5.4.2 Ansatz radial gewichtet

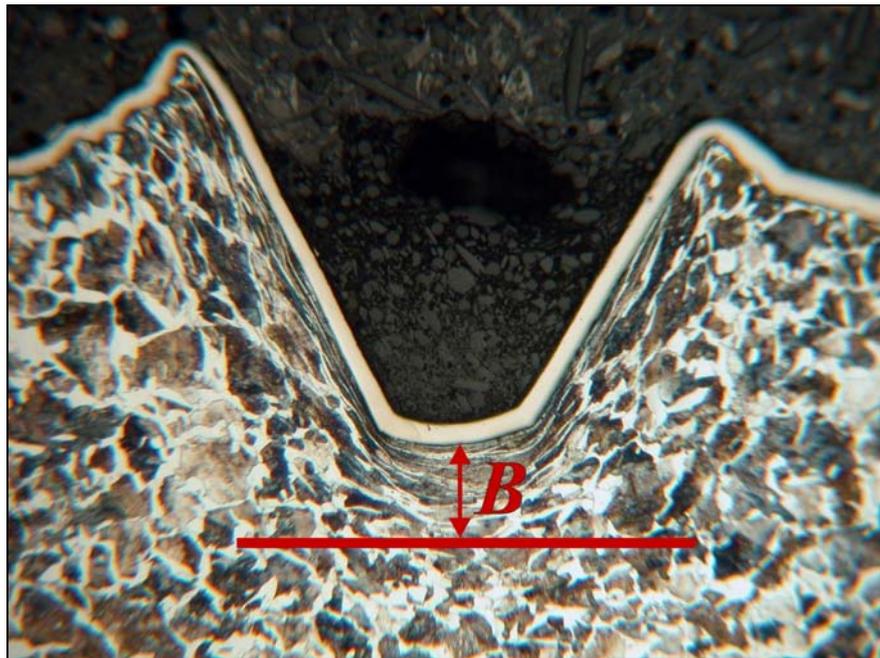


Abbildung 5.18: Definition der Bezugslinie

Der zweite Ansatz zur Bestimmung des Umformgrades beachtet zusätzlich zu den radialen Verformungen die axialen Verformungen, die die einzelnen Umformgrade pro Umformstufe gewichten. Weiterhin ist es bei diesem Ansatz notwendig, eine konstante Bezugslinie zu definieren, auf die die Abmaße der Formänderungen bezogen werden können. Zu diesem Zweck wird ein Querschliff einer eingebrachten Furche angefertigt und die Zone im Werkstoff bestimmt, ab der keine Formänderungen mehr sichtbar sind. In Abbildung 5.18 ist der Querschliff einer Furche zu sehen. Der Abstand B der Bezugslinie ist das Abmaß bis zu dem der Werkstoff verformt ist.

In diesem Modell für den Umformgrad erfolgt sowohl eine Mittelwertbildung über den Werkstückquerschnitt als auch über die Breite P der Gewindefurche. Am Beispiel der ersten Umformstufe, welche in Abbildung 5.19 eingetragen ist, wird die gesamte Umformfläche in einzelne geometrische Umformflächenanteile F_i unterteilt. Die Umformflächenanteile F_i ergeben sich aus dem Produkt der horizontalen Breite und dem Logarithmus naturalis der vertikalen Längenänderung in Bezug auf eine im konstanten Abstand definierte Bezugslinie:

$$U_{Fi} = b_{vui} \cdot \ln \frac{l_i}{l_{i-1}} \quad \text{bzw.} \quad U_{Fi} = c_{vui} \cdot \ln \frac{l_i}{l_{i-1}} \quad . \quad \text{Gl. 5.37 a, b}$$

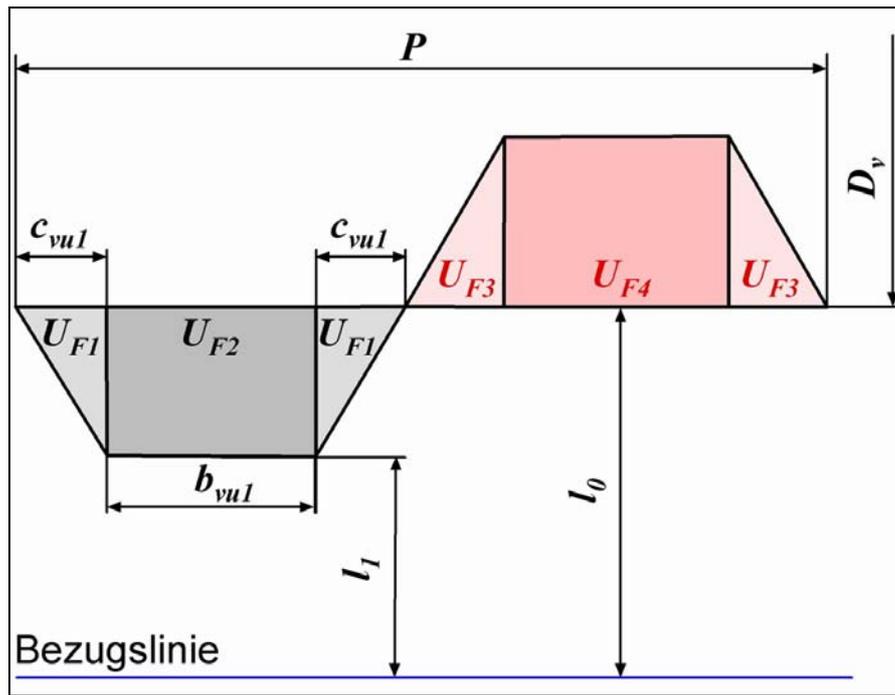


Abbildung 5.19: Umformflächen

Die Summe aller Umformflächen im Intervall P wird durch P dividiert. Dadurch entfällt die Breitenbeeinflussung der Umformflächenanteile und eine Gewichtung der verschiedenen Formänderungen wird erreicht:

$$\varphi = \frac{l}{P} \cdot \sum_{i=1}^n U_{Fi} \quad \text{Gl. 5.38}$$

In Abbildung 5.20 ist eine Skizze für die Abmaße der Umformstufe i dargestellt.

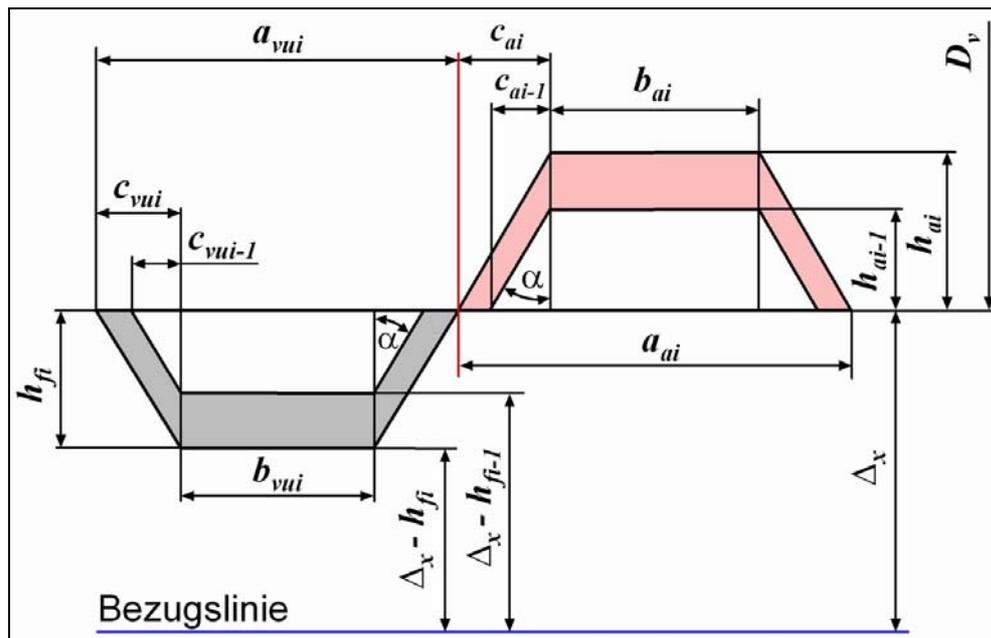


Abbildung 5.20: Berechnung des Umformgrads der Umformstufe i

Durch Einsetzen der Abmaße

$$c_{vui} = h_{fi} \cdot \tan(\alpha), \quad b_{vui} = a_{vui} - 2 c_{vui}, \quad c_{ai} = h_{ai} \cdot \tan(\alpha) \quad \text{und} \quad b_{ai} = a_{ai} - 2 c_{ai}$$

in Gl. 5.38 ergibt sich als allgemeine Lösung für den gewichteten Umformgrad φ_i der Umformstufe i :

$$\varphi_i = \frac{I}{P} \left[\begin{array}{l} (b_{vui} + (h_{fi} - h_{fi-1}) \cdot \tan(\alpha)) \cdot \ln \frac{\Delta_x - h_{fi-1}}{\Delta_x - h_{fi}} + ((h_{fi} - h_{fi-1}) \cdot \tan(\alpha)) \cdot 2 \cdot \ln \frac{\Delta_x}{\Delta_x - h_{fi-1}} + \\ (b_{ai} + (h_{ai} - h_{ai-1}) \cdot \tan(\alpha)) \cdot \ln \frac{\Delta_x + h_{ai}}{\Delta_x + h_{ai-1}} + ((h_{ai} - h_{ai-1}) \cdot \tan(\alpha)) \cdot 2 \cdot \ln \frac{\Delta_x + h_{ai-1}}{\Delta_x} \end{array} \right] \quad \text{Gl. 5.39}$$

Die Tabelle 5.4 zeigt den entstehenden Umformgrad φ_i für 10 Ufst. mit einer Zustellung von $h_{fi}=0,04 \text{ mm}$ und den entsprechenden Aufwurfhöhen h_{ai} pro Umformstufe (Tabelle 5.1) für eine maximale Gewindetiefe von $h_{fmax}=0,4 \text{ mm}$.

Ufst.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
φ_i	0,013	0,030	0,051	0,078	0,112	0,153	0,203	0,267	0,347	0,455

Tabelle 5.4: Umformgrad Modell Radial

5.4.3 Ansatz Gefügeanalyse

Diese letzte Variante, den Umformgrad bzw. die Formänderungen zu bestimmen, erfolgt ausschließlich durch Analyse des deformierten Gefüges. Dabei werden aus der geometrischen Form der Ferritkörner des Werkstoffes C45k Rückschlüsse auf den jeweiligen Umformgrad pro Umformstufe gezogen.

Grundsätzlich kann das Gefüge des verwendeten Werkstoffes C45k als näherungsweise globular bezeichnet werden. Wenn der Werkstoff bzw. das Gefüge verformt wird, ändert sich die Form der Gefügebestandteile. Diese Formänderung, die z.B. eine horizontale Längenänderung sein kann, dient dazu, den Umformgrad im gemessenen Bereich und damit in der direkten Umformzone zu ermitteln. Da der Umformgrad pro Umformstufe in der Umformzone für jede Richtung und Furchtiefe unterschiedlich groß ist, werden durch eine angemessene Mittelwertbildung, die sich in der Größe und Lage der Auswertfelder spiegelt, die verschiedenen Formänderungen auf einen Umformgrad pro Umformstufe reduziert.

Die Bilder der Gefügestruktur wurden mit Hilfe einer Software ausgewertet. Vor der Analyse müssen die Gefügebilder mit geeigneten Grafikfiltern derart bearbeitet werden, dass eine Auswertung der verschiedenen Phasenanteile möglich ist. Danach erfolgen die Kalibrierung des zu untersuchenden Bildes mit einem Längennormal und die Analyse auf die in Tabelle 5.5 beispielsweise eingetragenen Größen Fläche, Umfang, Formfaktor und Sehnenlänge in 0° und 90° des Gefüges.

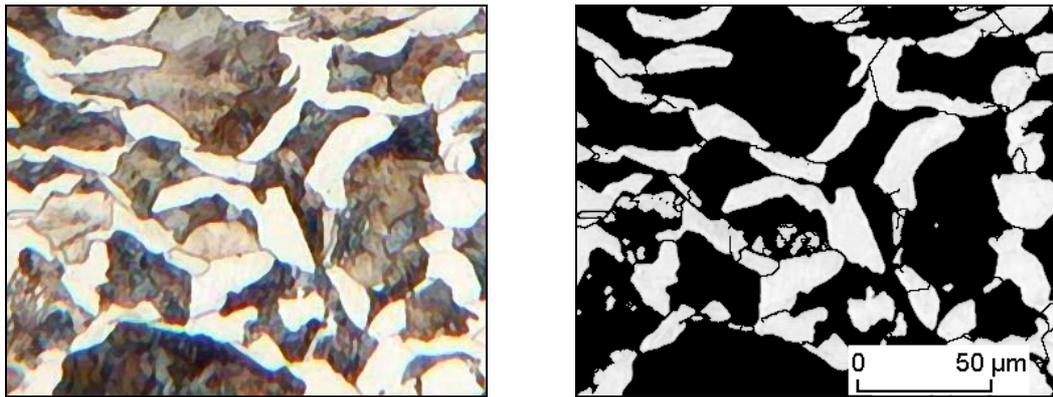


Abbildung 5.21: Bildvorbereitung bei der Gefügeanalyse

Merkmal	Minimum	Maximum	Mittelwert	Stand.abw.
Fläche [μm^2]	15,43	844,5	185,63	206,83
Umfang [μm]	20,33	315,34	89,82	69,17
Formfaktor	0,08	0,69	0,3	0,13
Sehnenlänge 0° [μm]	2,91	18,76	6,8	3,28
Sehnenlänge 90° [μm]	2,05	16,54	5,51	3,01

Tabelle 5.5: Ergebnisbeispiel für eine Gefügeanalyse

Um den Umformgrad der erzeugten Furche zu ermitteln, wurden drei Bereiche festgelegt, die für die Auswertung des Werkstoffes von Bedeutung sind. In Abbildung 5.22 sind diese Bereiche eingezeichnet. Hierbei handelt es sich um die beiden Flankenbereiche und den Messbereich unterhalb des Furchengrundes.

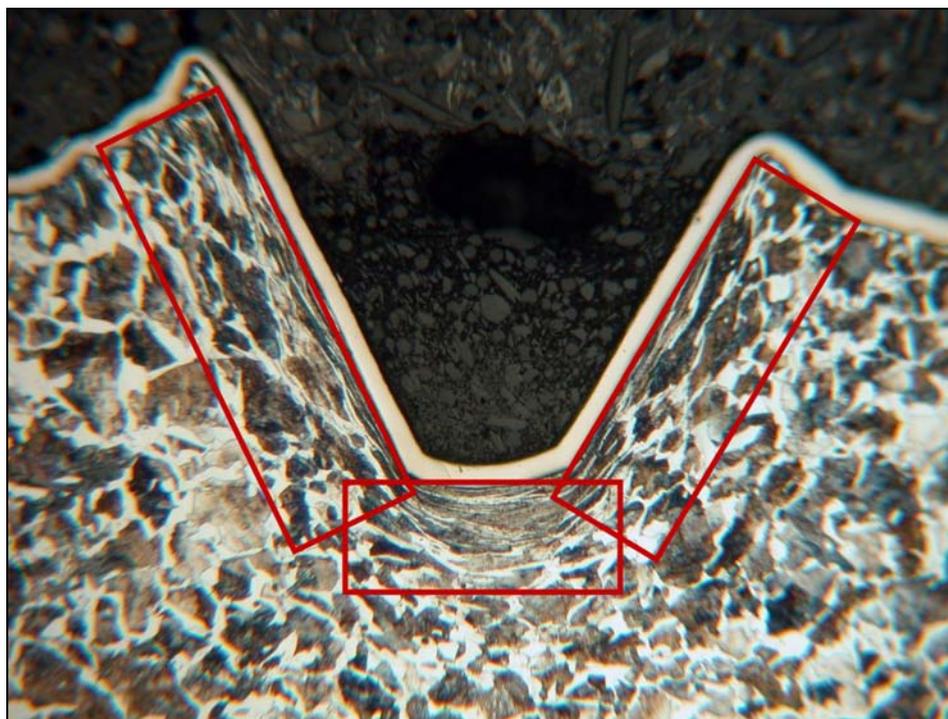


Abbildung 5.22: Messbereiche einer Umformstufe

Die Abmaße der Messrechtecke wurden den Umformzonen im Furchengrund und an den Flankenseiten entsprechend angepasst. In der Tabelle 5.6 sind die Ergebnisse der Gefügeanalyse für das unbeeinflusste Grundgefüge und die Umformstufen acht bis zehn für C45k zusammengestellt.

	Fläche [μm^2]			Sehnenlänge 90° [μm]		
	Gefügebereiche			Gefügebereiche		
Umformstufe	Furchengrund	rechte Flanke	linke Flanke	Furchengrund	rechte Flanke	linke Flanke
Grundgefüge	225	225	225	8,06	8,06	8,06
8	154	150	142	5,58	4,83	4,76
9	140	152	139	5,01	4,99	5,13
10	139	133	139	3,96	3,89	4,69

Tabelle 5.6: Ergebnisse Gefügeanalyse

Die Umformgradbestimmung erfolgt angelehnt an die viseoplastische Formänderungsanalyse aus der Blechumformung.

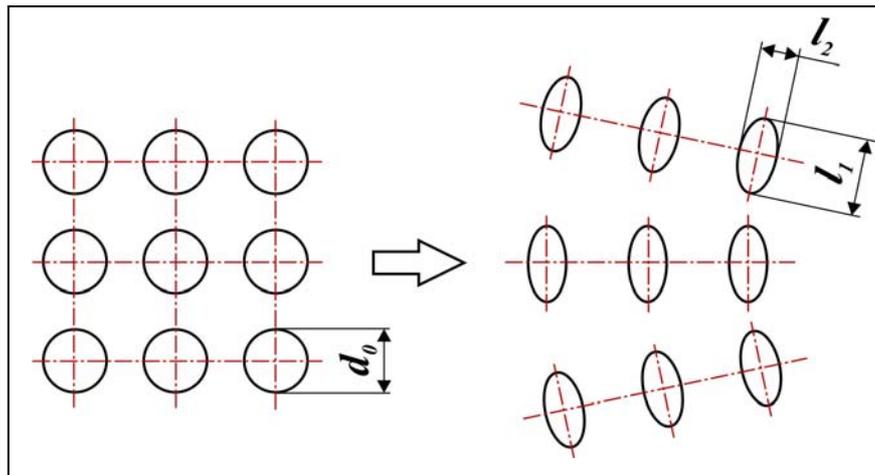


Abbildung 5.23: Viseoplastische Formänderungsanalyse [44]

Durch das Anbringen eines Kreisrasters vor und das Ausmessen der sich ergebenden Ellipsen nach der Verformung wird der Umformgrad mit

$$\varphi_1 = \ln\left(\frac{l_1}{d_0}\right) \quad \text{bzw.} \quad \varphi_2 = \ln\left(\frac{l_2}{d_0}\right) \quad \text{Gl. 5.40}$$

bestimmt. Diese Vorgehensweise soll auf die Gefügeuntersuchung übertragen werden, da die Ferritkörner vor der Verformung nahezu kreisförmig sind. Zur Berechnung wird der Umformgrad aus der Sehnenlänge der Körner in senkrechter Richtung bestimmt.

Es ergibt sich der in Tabelle 5.7 eingetragene Umformgrad φ_{iGef} für 10 Ufst. mit einer Zustellung von $h_{fi}=0,04\text{ mm}$ und den entsprechenden Aufwurfhöhen h_{ai} pro Umformstufe (Tabelle 5.1) für eine maximale Gewindetiefe von $h_{fmax}=0,4\text{ mm}$.

Ufst.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
φ_{iGef}	0,095	0,104	0,212	0,226	0,292	0,329	0,355	0,364	0,555	0,602

Tabelle 5.7: Umformgrad Gefügeuntersuchung

5.4.4 Auswahl des Modells

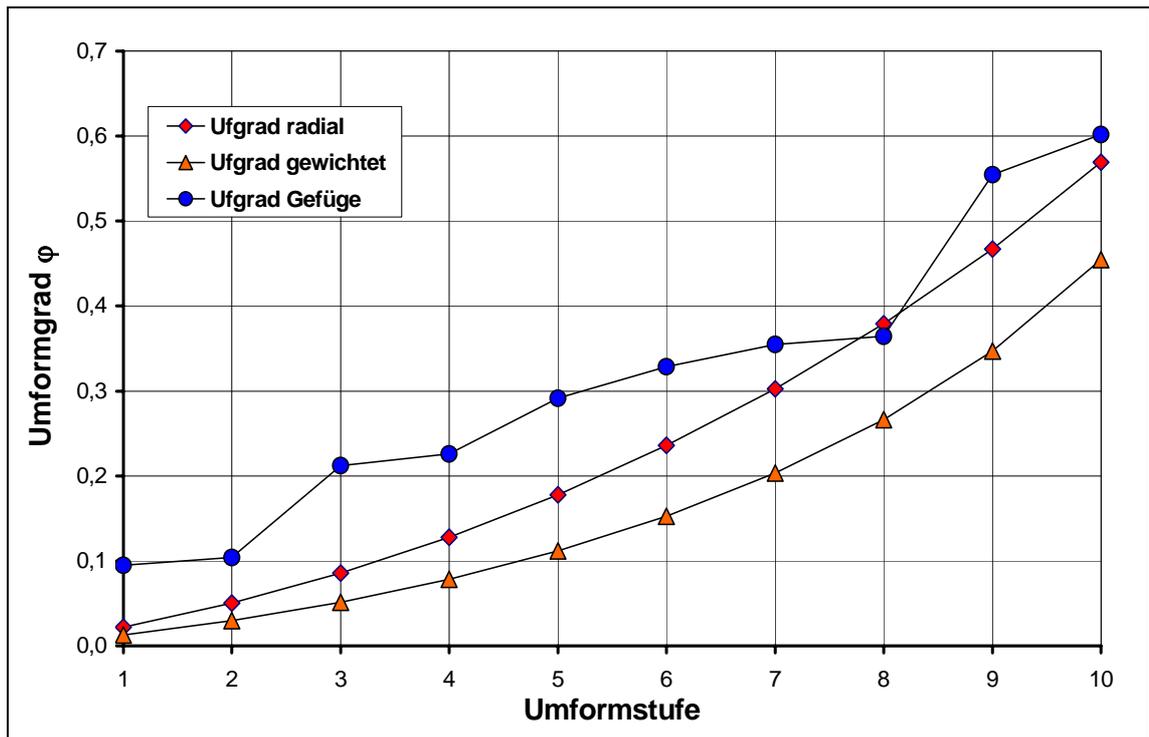


Diagramm 5.2: Vergleich der verschiedenen Modellansätze zur Ermittlung des Umformgrads

In Diagramm 5.2 sind die Ergebnisse der verschiedenen Modellansätze zur Bestimmung des Umformgrades dargestellt. Die Ergebnisse für den Umformgrad liegen in einem relativ gleichen Bereich, so differiert der Umformgrad für die zehnte Umformstufe lediglich zwischen $\varphi_i=0,45$ bei dem gewichteten Modell und $\varphi_{iGef}=0,62$ bei der Gefügeanalyse. Da die Ansätze zur Ermittlung des Umformgrades, die auf der Gefügeanalyse basieren, sehr aufwendig durchzuführen sind und durch subjektive Einflüsse des jeweiligen Betrachters bei der Gefügeanalyse beeinflusst werden, erfolgt die Bestimmung der Kaltverfestigung des Werkstoffes bei den folgenden Berechnungsschritten in Abhängigkeit des radialen Umformgrades. Der Vorteil dieser Methode ist die einfache Berechnung des Umformgrades aus den vorhandenen Abmaßen, ohne weitere Beachtung empirischer Anteile wie der Verformung des Gefüges. In Diagramm 5.3 sind die berechnete Fließspannung k_f und Schubfließspannung k

nach Tresca in radialer Umformrichtung für 10 Umformstufen mit einer Zustellung $h_f=0,04 \text{ mm}$ für die verwendeten Werkstoffe C45K und AlMgSi1 eingetragen.

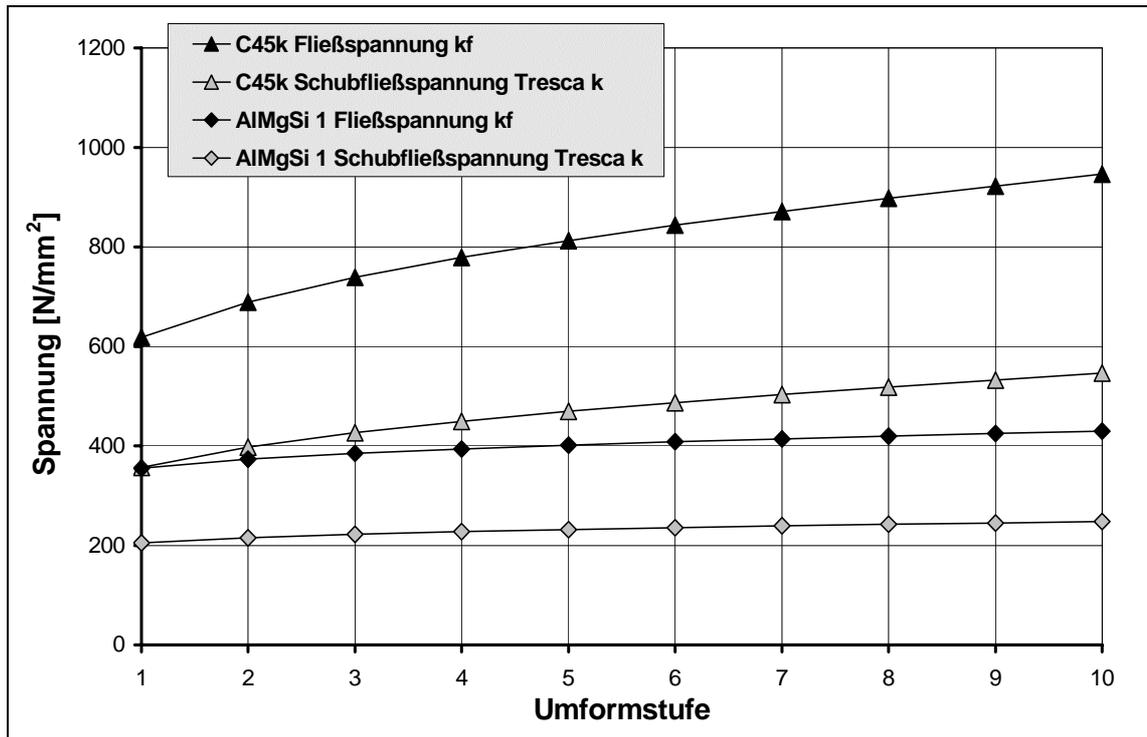


Diagramm 5.3: Fließ- und Schubfließspannung für C45k und AlMgSi 1

5.5 Berechnung der radialen Umformkraft F_x

Die Berechnung der radialen Umformkraft wird mit zwei verschiedenartigen Methoden durchgeführt. Zum einen wird eine Lösung auf Basis der idealisierten verlustfreien Umformung beim Stauchen unter Voraussetzung von Volumenkonstanz erarbeitet. Die angewendeten Formeln fußen auf der elementaren Plastizitätstheorie, mit deren Hilfe eine gute Übereinstimmung zwischen Kraftberechnung und experimenteller Ermittlung für verschiedene Umformverfahren, wie z.B. das Napf-Rückwärts-Fließpressen, erreicht wird [35]. Die Voraussetzung zur Berechnung derartiger Umformvorgänge ist der symmetrische bzw. rotationssymmetrische Aufbau des Umformprozesses. Da der Umformvorgang des Gewindefurchens auf eine zweidimensionale Problemstellung zurückgeführt wird, kann der beschriebene Ansatz hier Anwendung finden.

Zum anderen soll eine Lösung mit Hilfe der Gleitlinientheorie entwickelt werden, welche bei der Berechnung verschiedener Umformverfahren, wie z.B. dem bereits oben angeführten Napf-Rückwärts-Fließpressen, von [42] angewendet wurde und dort ebenfalls eine gute Übereinstimmung lieferte. Weiterhin wurde von [41] eine Kraftberechnung beim artverwandten Gewindefertigungsverfahren Außengewindewalzen

auf Basis verschiedener Gleitlinienlösungen durchgeführt, die eine sehr gute Übereinstimmung zwischen dem Berechnungsmodell und dem realen Versuch erreichte. Für beide Berechnungsmodelle gelten die im Folgenden beschriebenen Randbedingungen:

- Die komplexe Umformung des Gewindes beim Gewindefurchen wird auf einen ebenen Umformprozess reduziert.
- Der zu Grunde gelegte Querschnitt ist trapezförmig und besitzt keine Rundungsradien.
- Die in den Werkstoff einzubringenden Stempel sind symmetrisch.
- Die Umformung des Werkstoffes erfolgt nur in den oberflächennahen Bereichen um den Vorbohrdurchmesser.
- Bei der Fertigung der Furche handelt es sich um einen stufenförmigen Umformprozess.
- Der Umformvorgang verläuft quasistationär.

5.5.1 Kraftberechnung mit Hilfe der elementaren Plastizitätstheorie

Die gesamte benötigte Umformkraft pro Umformstufe setzt sich aus den Anteilen $F_{id\ i}$ für die ideale Umformarbeit, $F_{R\ i}$ zur Überwindung der Reibung an den Flanken und $F_{Sch\ i}$ zur Werkstoffumlenkung beim Eindringen des Formkeils in den Werkstoff an den Flanken zusammen.

$$F_{ges\ i} = F_{id\ i} + F_{R\ i} + F_{Sch\ i} \quad \cdot \quad \text{Gl. 5.41}$$

Im Folgenden werden die verschiedenen Kraftanteile der Gesamtumformkraft berechnet.

5.5.1.1 Ideale Umformkraft $F_{id\ i}$ pro Umformstufe

Um die Verfestigung des Werkstoffes bei der Berechnung der Radialkräfte pro Umformstufe zu beachten, muss die jeweilige mittlere Fließspannung k_{fm} pro Umformstufe in Abhängigkeit des Umformgrades berechnet werden. Die mittlere Fließspannung pro Umformstufe ergibt sich als arithmetischer Mittelwert aus der Fließspannung k_{f1} vor und k_{f2} nach der Umformung einer Umformstufe i . Die ideale Umformkraft F_{id} wird als Produkt der projizierten Kontaktfläche $A_{ges\ i\ proj.}$ und der Fließspannung berechnet:

$$F_{id\ i} = k_{fmi}(\varphi) \cdot A_{ges\ i\ proj.} \quad \cdot \quad \text{Gl. 5.42}$$

5.5.1.2 Reibungskraft F_{Ri} pro Umformstufe

Die Reibungskraft setzt sich aus den Kraftanteilen der Flanken und der Stirn zusammen:

$$F_{Ri} = 2 \cdot F_{RFi} + F_{RSi} \quad . \quad \text{Gl. 5.43}$$

Die Verlauf der Reibungskraft an der Stirn des Formkeils ergibt sich aus dem Integral der Reibspannungsverteilung in radialer Richtung

$$\sigma_x = k_{fmi}(\varphi) \cdot \frac{\mu}{h_{fi}} \cdot \left(\frac{a}{2} - x\right) \quad \text{Gl. 5.44}$$

über die Stempelfläche A_{Stirn}

$$F_{RSi} = \int_A \sigma_x dA \quad . \quad \text{Gl. 5.45}$$

Es ergibt sich für die Stirnreibungskraft:

$$F_{RSi} = A_{Stirn} K_{fmi} \cdot \frac{\mu}{6} \cdot \frac{a}{h_{fi}} \quad . \quad \text{Gl. 5.46}$$

In Abbildung 5.24 sind die Normalkraft und die entstehende Reibungskraft an einer Flanke eines Formkeils für einen beliebigen Punkt eingezeichnet.

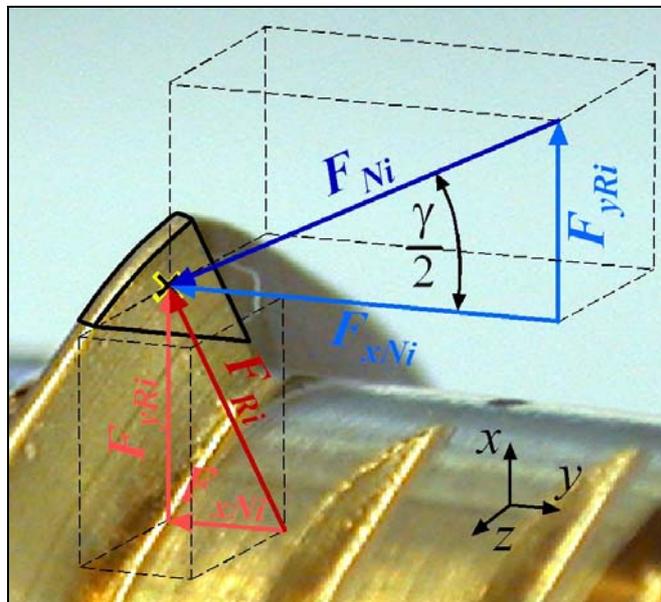


Abbildung 5.24: Normal- und Reibungskraft an den Flanken des Formkeils

Die während des Umformvorgangs an den Flanken entstehende Reibungskraft F_{RFi} ist von der zur Umformung notwendigen Normalkraft in Größe des Coulombschen Reibungskoeffizienten μ abhängig:

$$F_{Ri} = \mu \cdot F_{Ni} \quad . \quad \text{Gl. 5.47}$$

Die Komponenten in x- und y- Richtung ergeben sich zu

$$F_{Rxi} = F_{Ri} \cdot \sin \frac{\gamma}{2} \quad \text{und} \quad F_{Ryi} = F_{Ri} \cdot \cos \frac{\gamma}{2} \quad .$$

Die Normalkraft F_{Ni} pro Umformstufe wird über die Komponente F_{xNi} bestimmt:

$$F_{Ni} = F_{Nxi} \cdot \cos \alpha \quad . \quad \text{Gl. 5.48}$$

Die Berechnung der Kraftkomponente F_{Nxi} erfolgt durch

$$F_{Nxi} = A_{xi} \cdot k_{fxi}(\varphi_{axial}) \quad , \quad \text{Gl. 5.49}$$

mit der jeweiligen pro Umformstufe auftretenden Fließspannung in Abhängigkeit des axialen Umformgrades. Die Maße zur Berechnung des axialen Umformgrades sind in Abbildung 5.25 eingetragen.

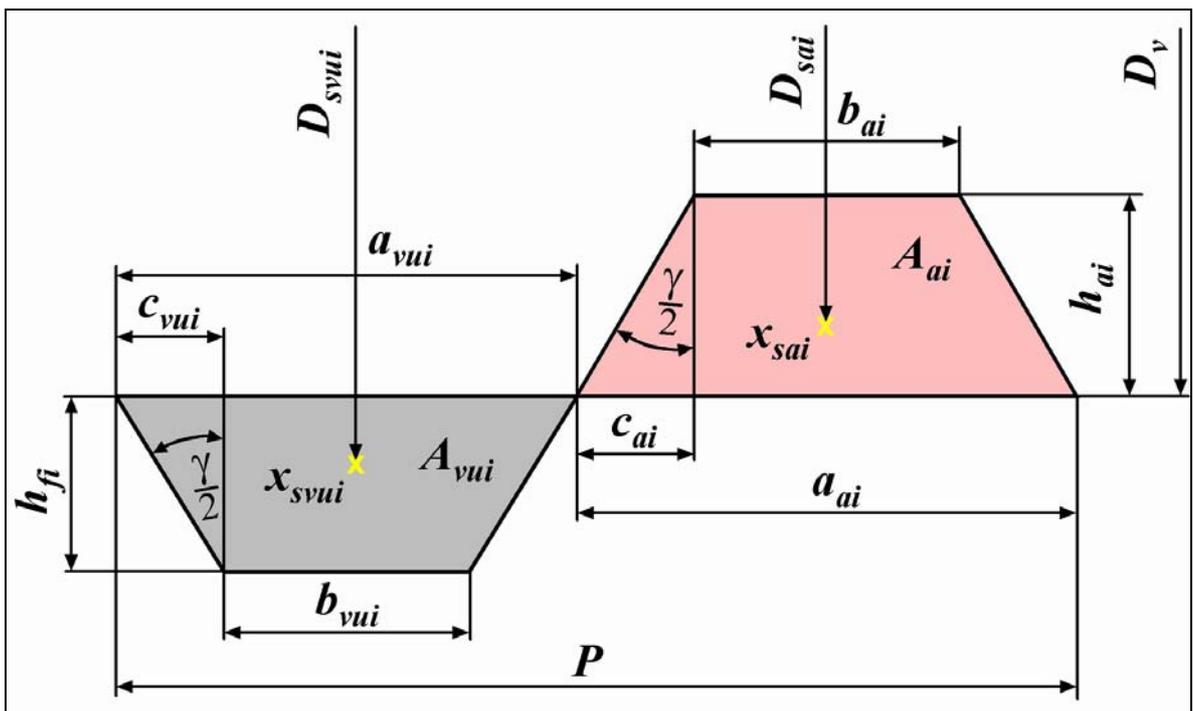


Abbildung 5.25: Formänderungsmodell in axialer Umformrichtung

Die axiale Formänderung φ_{axi} pro Umformstufe i wird unter Voraussetzung der konstanten Steigung P berechnet. Die sich in axialer Richtung ändernde Größe ist die Seite a_{vui} , die von der jeweiligen Zustellung h_{fi} abhängig ist. Die axiale Formänderung pro Umformstufe φ_{ayi} ergibt sich zu

$$\varphi_{ayi} = \ln \left(\frac{P - a_{vui}}{P} \right) \quad . \quad \text{Gl. 5.50}$$

In Tabelle 5.8 ist der axiale Umformgrad φ_{axi} pro Umformstufe für eine Zustelltiefe von $h_f=0,04 \text{ mm}$ und eine Steigung von $P=1,5 \text{ mm}$ eingetragen.

Ufst.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
φ_{aiy}	0,169	0,207	0,245	0,285	0,327	0,371	0,416	0,464	0,514	0,567

Tabelle 5.8: Formänderung in axialer Umformrichtung für $h_f=0,04 \text{ mm}$ mit 10Ufst

5.5.1.3 Schiebungskraft F_{schi} pro Umformstufe

Analog zum Vollvorwärtsfließpressen ergibt sich die Verschiebungsarbeit W_{schi} pro Umformstufe i eines Volumenelementes dV mit der mittleren Schubfließspannung pro Umformstufe k_{mi} und dem Verschiebungswinkel $\gamma/2$ durch

$$W_{Schi} = \int_V k_{mi} \cdot \frac{\gamma}{2} \cdot dV_i \cdot \quad \text{Gl. 5.51}$$

Für eine quasistationäre Umformung liefert

$$\frac{W_{Schi}}{V_i} = \frac{F_{Schi}}{A_{2yi \text{ proj.}}} \quad \text{Gl. 5.52}$$

für die Schiebungskraft F_{Schi}

$$F_{Schi} = A_{2yi \text{ proj.}} \cdot k_{mi} \cdot \frac{\gamma}{2} \cdot \quad \text{Gl. 5.53}$$

Dabei ist $A_{2yi \text{ proj.}}$ die projizierte Kontaktfläche an den Flanken und $\gamma/2$ der Verschiebungswinkel bzw. der Spitzenwinkel einer Flanke. In Abbildung 5.26 ist das verschobene Volumen für den Umformprozess skizziert.

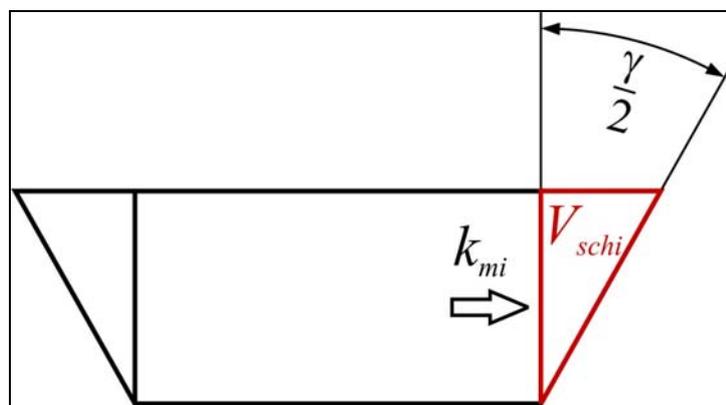


Abbildung 5.26: Verschobenes Volumen

5.5.2 Kraftberechnung mit Hilfe von Gleitlinienlösungen

Da beim Einpressen eines Formkeils in den Werkstoff sowohl stumpfe als auch keilförmige Bereiche in den Werkstoff eingebracht werden, sollen die Gleitlinienlösungen für das Eindringen eines flachen und eines keilförmigen Stempels kombiniert werden, um die radiale Umformkraft zu berechnen. Der Querschnitt des zusammengesetzten Körpers bzw. Stempels ist dabei trapezförmig. In Abbildung 5.27 ist die Druckverteilung am zusammengesetzten Stempel skizziert.

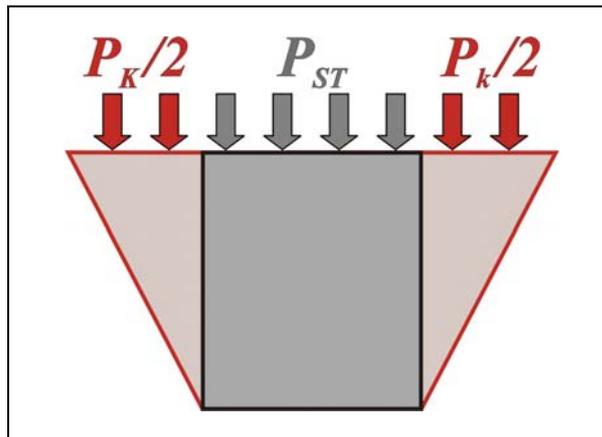


Abbildung 5.27 Kombination Rechteckstempel u. Spitzkeil

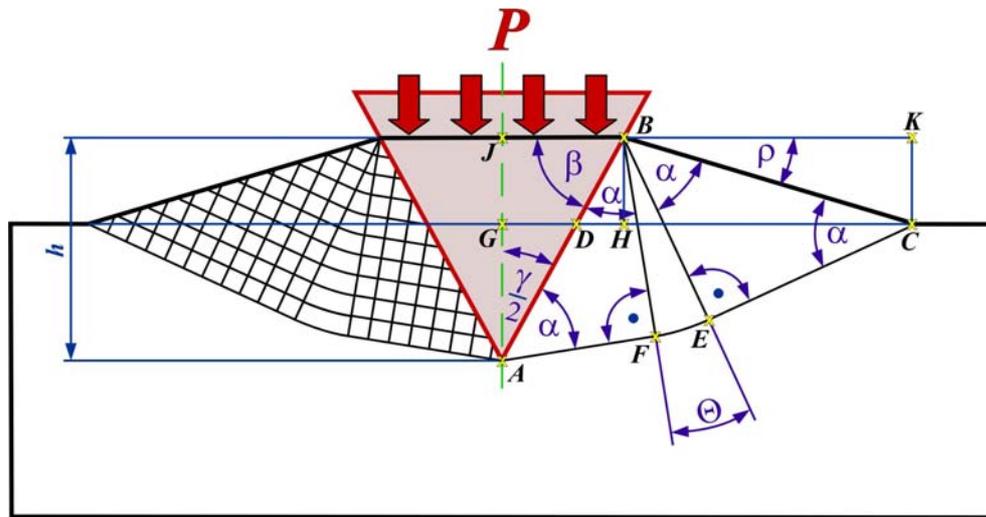
Es ergibt sich für einen flachen Stempel zur Berechnung der benötigten Eindringspannung

$$P = \frac{2 \cdot k_f}{\sqrt{3}} \cdot \left(l + \frac{\pi}{2} \right) \quad \text{Gl. 5.54}$$

und für einen keilförmigen Stempel

$$P = \frac{2 \cdot k_f}{\sqrt{3}} \cdot (l + \hat{\theta}) \quad \text{Gl. 5.55}$$

Die Größe k_f ist die Fließspannung des Werkstoffs in radialer Umformrichtung. Für den keilförmigen Stempel ist es notwendig, in Abhängigkeit des jeweiligen Spitzenwinkels γ , in diesem Fall von $\gamma=60^\circ$, den Gleitlinienwinkel $\hat{\theta}$ zu berechnen. In Abbildung 5.28 sind die geometrischen Beziehungen zwischen dem verdrängten und aufgeworfenen Querschnitt eingezeichnet.


Abbildung 5.28: Gleitlinienfeld beim Eindringen eines Spitzkeils

Mit den in Abbildung 5.28 eingezeichneten Strecken

$$a = \overline{CD}, b = \overline{BH}; c = \overline{DH}; d = \overline{CH}$$

$$e = \overline{BC}; f = \overline{AB}; g = \overline{AG}; h = \overline{AJ}; i = \overline{DG}$$

und den sich daraus ergebenden geometrischen Zusammenhängen

$$a = c + d; b = e \cdot \sin \rho; c = b \cdot \tan \frac{\gamma}{2}; d = e \cdot \cos \rho;$$

$$e = \frac{g}{\cos \frac{\gamma}{2}}; f = \frac{g}{\cos \frac{\gamma}{2}}; g = h - b; i = h \cdot \tan \frac{\gamma}{2}$$

kann unter der Bedingung der Volumenkonstanz, in diesem Fall aufgrund der vorausgesetzten ebenen Umformung Flächenkonstanz,

$$A_{BCD} = A_{ADG} \quad \text{Gl. 5.56}$$

der Querschnitt des verdrängten und aufgeworfenen Volumens

$$A_{BCD} = \frac{1}{2} \cdot a \cdot b \quad \text{und} \quad A_{ADG} = \frac{1}{2} \cdot g \cdot i$$

berechnet werden. Es ergeben sich

$$A_{BCD} = \frac{g^2}{2 \cdot \cos^2 \frac{\gamma}{2}} \cdot \left(\tan \frac{\gamma}{2} \cdot \sin^2 \rho + \sin \rho \cdot \cos \rho \right) \quad \text{Gl. 5.57}$$

und

$$A_{ADG} = \frac{h^2 \cdot \tan \frac{\gamma}{2}}{2 \cdot \cos^2 \frac{\gamma}{2}} \cdot \left(\cos \frac{\gamma}{2} - \sin \rho \right)^2 \quad \text{Gl. 5.58}$$

Durch Einsetzen von Gl. 5.57 und Gl. 5.58 in Gleichung Gl. 5.56 kann für einen beliebigen Keilwinkel γ_w der Winkel ρ berechnet werden. Darauf basierend liefert der Zusammenhang

$$\Theta = 180^\circ - \rho - 90^\circ - \left(90^\circ - \frac{\gamma}{2} \right) \quad \text{bzw.} \quad \Theta = \frac{\gamma}{2} - \rho \quad \text{Gl. 5.59}$$

den Gleitlinienwinkel Θ . Für $\gamma/2=30^\circ$ ergibt sich ein Gleitlinienwinkel von $\theta=17^\circ$. Die erforderliche Umformkraft F_{UGleit} , die beim Einpressen des Stempels in den Werkstoff entsteht, lässt sich allgemein durch

$$F_{uGleit} = P \cdot A \quad \text{Gl. 5.60}$$

berechnen. Da die Geometrie des Formkeils als trapezförmig definiert ist, ergibt sich die Umformkraft als Kombination der beiden Gleitlinienlösungen:

$$F_{uGleit} = P_{Stempel} \cdot A_{Stempel} + P_{Keil} \cdot A_{Keil} \quad \text{Gl. 5.61}$$

Das Einsetzen der Gleitlinienlösungen liefert

$$F_{uGleit} = \frac{2 \cdot k_f}{\sqrt{3}} \cdot \left(\left(\left(1 + \frac{\pi}{2} \right) \cdot A_{Stempel} \right) + \left((1 + \Theta) \cdot A_{Keil} \right) \right) \quad \text{Gl. 5.62}$$

5.6 Berechnung des Furchmomentes

Auf Basis der Umformkraft in radialer Richtung entsteht über die Reibung am Formkeil die Reibungskraft $F_{Rtan i}$ in tangentialer Richtung. Zusätzlich resultiert aus der Umformung des Werkstoffes in tangentialer Richtung eine Umformkraft F_{Uti} am Formkeil. Beide Kraftanteile ergeben die Gesamtkraft $F_{zges,i}$ in tangentialer Richtung:

$$F_{zges,i} = F_{Rtan i} + F_{Uti} \quad \text{Gl. 5.63}$$

Die für die Berechnung der Reibungskraft F_{Rtan} benötigte Reibungszahl μ wurde im Modellversuch Gewindefurchen Reibung für einen Gewindefurcher mit TiN-Beschichtung bei Raumtemperatur $T=RT$ mit Schmierung für eine Umfangsgeschwindigkeit von $v_u=20 \text{ m/min}$ für eine Furchentiefe von $h_{fmax}=0,4 \text{ mm}$ ermittelt. Der ermittelte Reibungskoeffizient hat einen Wert von $\mu_{TiN Schmier}=0,23$. Für das Berech-

nungsmodell nach der elementaren Plastizitätstheorie ergibt sich für die benötigte gesamte tangentielle Kraft $F_{zges.i}$ pro Umformstufe

$$F_{zges.i} = \underbrace{(F_{idi} + F_{Ri} + F_{Schi})}_{F_{Rtani}} \cdot \mu_{TiN\ Schmier} + F_{Uti} \quad \text{Gl. 5.64}$$

Die Berechnung des Furchmomentes auf Basis der Gleitlinienberechnung liefert als Kombination der Gleitlinienberechnung mit der tangentialen Umformkraft F_{Uti} für die gesamte tangentielle Kraft $F_{zges.i}$ pro Umformstufe

$$F_{zges.i} = F_{uGleit} \cdot \mu_{TiN\ Schmier} + F_{Uti} \quad \text{Gl. 5.65}$$

Die Berechnung der tangentialen Umformkraft F_{tui} erfolgt durch

$$F_{Ui} = K_{fmi}(\varphi) \cdot A_{proj.tan} \quad \text{Gl. 5.66}$$

mit der projizierten Fläche $A_{proj.tan}$ in tangentialer bzw. y -Richtung und der auftretenden Fließspannung K_{fmi} pro Umformstufe.

Das inkrementale Furchmoment pro Umformstufe ergibt sich analog zu Kapitel 4 durch die Multiplikation der Kraft $F_{zges,i}$ in tangentialer Richtung mit dem jeweiligen Hebelarm, an dem sie angreift:

$$M_{yi} = F_{zges.i} \cdot r_i \quad \text{Gl. 5.67}$$

Durch die Summation der inkrementalen Furchmomente im Anformbereich kann das gesamte Furchmoment berechnet werden, welches während des Eingriffs am Furcher angreift.

$$M_{y\ ges} = \sum_{i=1}^n M_{yi} \quad \text{Gl. 5.68}$$

5.7 Zusammenfassung Theoretische Untersuchungen

Innerhalb dieses Kapitels sollten die Berechnung der Umformkraft in radialer Richtung des Formkeils und des Furchmomentes um die Werkzeugachse des Gewindefurchers durchgeführt werden. Es mussten verschiedene Vorarbeiten durchgeführt werden, um diese Hauptziele zu erreichen. Es wurde derart verfahren, dass für verschiedene Problematiken mehrere unterschiedliche Lösungsvarianten ausgearbeitet wurden, von denen die den Erfordernissen entsprechendste ausgewählt wurde. Um die Kraftberechnung durchführen zu können, musste im ersten Schritt das verdrängte Volumen berechnet werden, um die entstehende Aufwurfhöhe zu ermitteln. Diese Berechnung erfolgte auf zwei Arten, von denen das Modell Trapez mit Dreiecksaus-

schnitt das bessere Ergebnis lieferte und für die weiteren Berechnungen verwendet wurde. Im zweiten Schritt erfolgte die mathematische Beschreibung des Formkeils und des Werkstücks, womit die Kontaktfläche berechenbar war.

Um die Kaltverfestigung des Werkstoffs beim Gewindefurchen zu beachten, wurde der Umformgrad verschiedenartig modelliert. Für die Berechnung der jeweiligen Fließspannung kam die Modellierung „Ansatz radial“ zum Einsatz.

Abschließend erfolgte die Berechnung der benötigten Umformkraft in radialer Richtung und des Furchmomentes um die Werkzeugachse. Die Berechnungen wurden mit Hilfe von zwei verschiedenen, in der Umformtechnik üblichen, Ansätzen durchgeführt. Es kamen Lösungen auf Basis der elementaren Plastizitätstheorie der Gleitli-
nientheorie zum Einsatz. Die berechneten Umformkräfte und -momente werden in Kapitel 6 für verschiedene Parametervariationen mit den im Modellversuch Gewindefurchen ermittelten verifiziert.

6 Verifizierung der Berechnungsmodelle

Die theoretischen Berechnungsmodelle und die damit errechneten Ergebnisse werden im Folgenden mit den im Modellversuch Gewindefurchen entstandenen Kräften und Furchmomenten verifiziert. Zu diesem Zweck sind mit dem Berechnungsmodell nach der elementaren Plastizitätstheorie und dem Gleitlinienberechnungsmodell Kraft- und Furchmomentberechnungen für Parametervariationen, die den allgemeinen Gültigkeitsbereich definieren, durchgeführt worden.

Die Parametervariation erfolgte bezüglich der Furchergeometrie, des Werkstoffes, der Zustelltiefe und der Formkeilanzahl. Zur Verifizierung der theoretischen Modelle mit dem Modellversuch wurden die Furchertypen A und C ausgewählt, da diese beiden Werkzeuge die kleinste bzw. die größte Kontaktfläche besitzen.

Für den Werkstoff C45k erfolgten die Berechnungen für 10 bzw. 8 Umformstufen mit den Zustelltiefen $h_f=0,04\text{ mm}$ bzw. $h_f=0,05\text{ mm}$ und für AlMgSi 1 für 10 bzw. 5 Umformstufen mit den Zustelltiefen $h_f=0,04\text{ mm}$ bzw. $h_f=0,08\text{ mm}$. In Abbildung 6.1 sind die zwei Werkstoffe und die verschiedenen Parameter, für die die Berechnungen durchgeführt wurden, eingetragen.

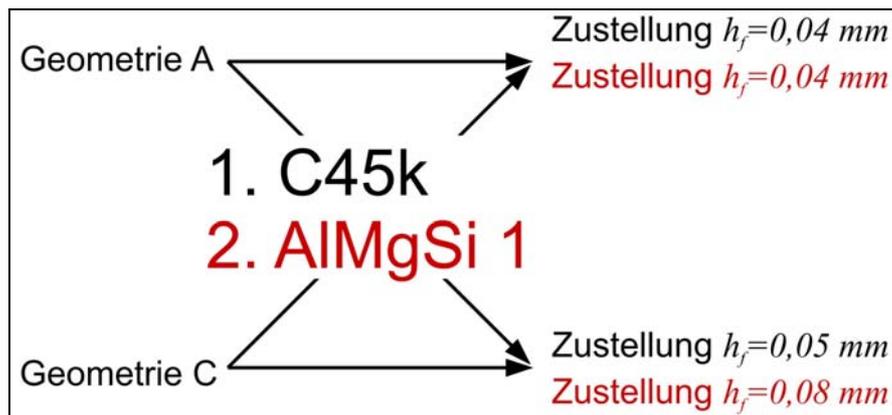


Abbildung 6.1: Eckpunkte der Verifizierung der radialen Umformkraft F_x

Die Kräfte und Momente, die zur Verifizierung der Berechnungsmodelle dienen, wurden im Modellversuch Gewindefurchen für C45k bei einer Umfangsgeschwindigkeit von $v_u=20\text{ m/min}$ und für AlMgSi 1 bei einer Umfangsgeschwindigkeit von $v_u=30\text{ m/min}$ aufgenommen. Als Beschichtung der Werkzeuge kam TiN mit einem ermittelten Reibwert von $\mu=0,23$ zum Einsatz.

6.1 Verifizierung der Kraftberechnungsmodelle durch den Modellversuch

Alle Varianten der Kraftberechnung wurden für einen Vorbohrdurchmesser von $D_v=31\text{ mm}$ durchgeführt. Als Basis der Berechnung der Aufwurfhöhe bzw. der Kontaktflächen diente das Volumenmodell Trapez mit Dreiecksausschnitt, welches die beim Gewindefurchen charakteristische Kralle berücksichtigt. Die jeweils benötigte Fließspannung wurde in Abhängigkeit des radialen Umformgrades bestimmt.

6.1.1 C45k, Gewindefurcher Typ A

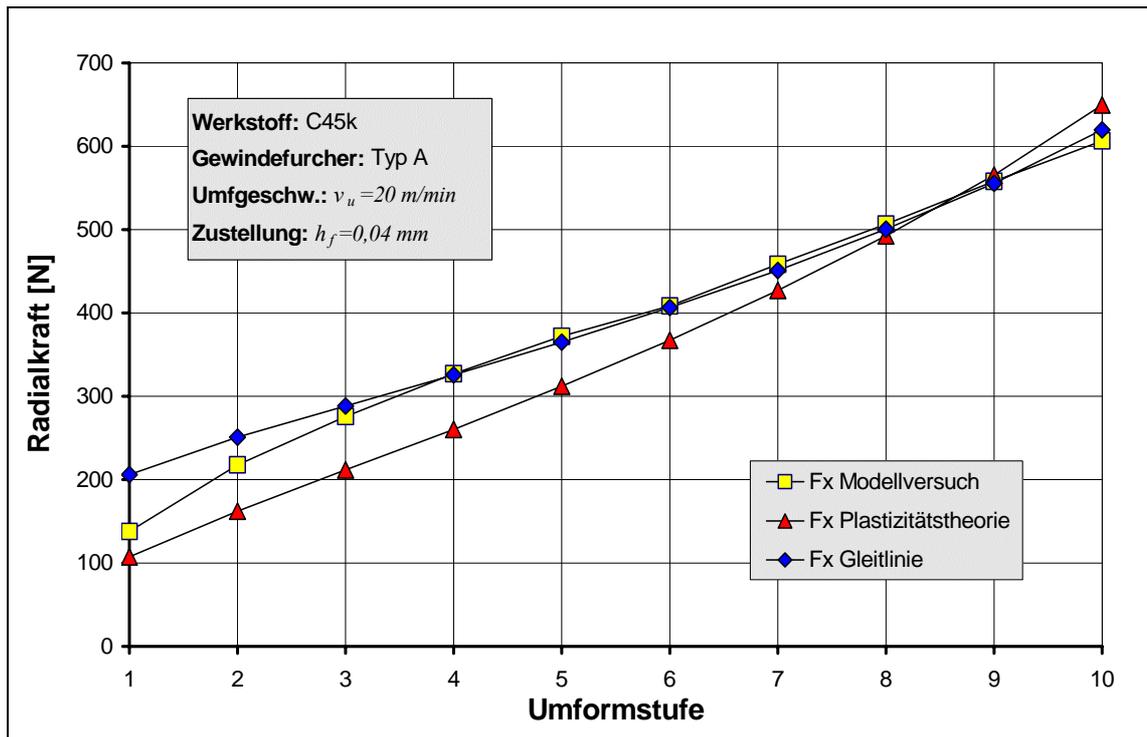


Diagramm 6.1: Verifizierung der Kraft F_x , C45k, Gewindefurcher Typ A, $h_f=0,04\text{ mm}$

In Diagramm 6.1 und Diagramm 6.2 sind die radialen Umformkräfte F_x für die Zustellungen $h_f=0,04\text{ mm}$ und $h_f=0,05\text{ mm}$ des Furchertyps A für den Realversuch und die Berechnungsmodelle eingetragen. Das Berechnungsmodell nach der elementaren Plastizitätstheorie liefert für beide Zustellungen trotz einer größeren Abweichung zu den realen Kräften als das Gleitlinienberechnungsmodell eine gute Übereinstimmung. Die berechneten Kräfte sind tendenziell kleiner als die im Versuch ermittelten und die Steigung der Kraftverläufe kann als zu steil eingestuft werden.

Das Gleitlinienberechnungsmodell ergibt für den Gewindefurcher Typ A für beide Zustellungen eine sehr gute Übereinstimmung. Tendenziell ergibt sich eine etwas zu hohe Kraft. Die größere Abweichung der berechneten Kräfte nach dem Gleitlinienberechnungsmodell bei der ersten ($h_f=0,05\text{ mm}$) bzw. den ersten beiden ($h_f=0,04\text{ mm}$) Umformstufen kann dadurch begründet werden, dass der Einfluss der Werkzeuggeometrie bei den kleinen Zustellungen in der kombinierten Gleitlinienberechnung verstärkt eingeht. Dadurch dass die Vergleichsspannung für einen rechteckigen Stempel $P_{\text{Stempel}} \approx 3 k_f$ beträgt, ergibt sich durch den großen Anteil der Kontaktfläche des Rechteckstempels an der Gesamtkontaktfläche pro Umformstufe eine größere Teilkraft $F_{u\text{Stempel}}$ für die ersten Umformstufen. Diese Problematik zeigt sich auch bei den folgenden Parametervariationen sowie bei AIMgSi 1.

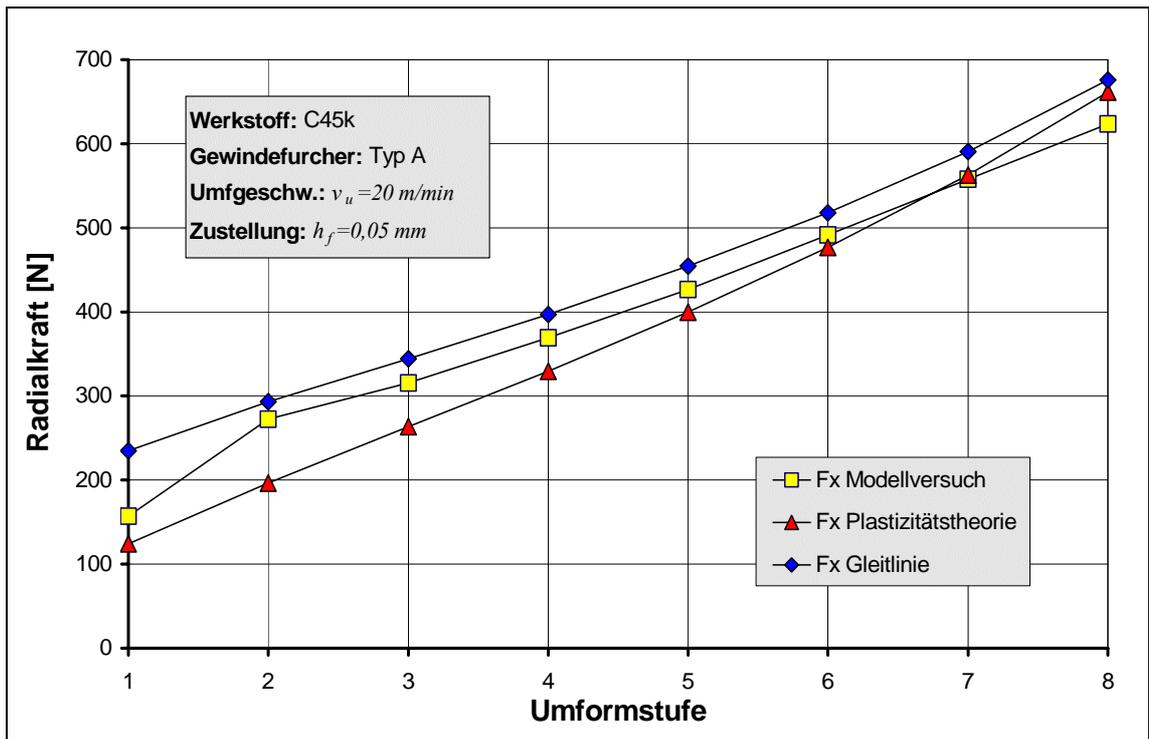


Diagramm 6.2: Verifizierung der Kraft F_x , C45k, Gewindefurcher Typ A, $h_f = 0,05 \text{ mm}$

In Diagramm 6.3 sind die Kräfte $F_{uStempel}$ und F_{Keil} für die jeweilige Gleitlinienlösung und die Gesamtkraft F_{uges} eingetragen. Es ist zu erkennen, dass der berechnete Kraftanteil für den Stempel schon bei den ersten Umformstufen sehr hoch ist, woraus hohe Kräfte F_x resultieren.

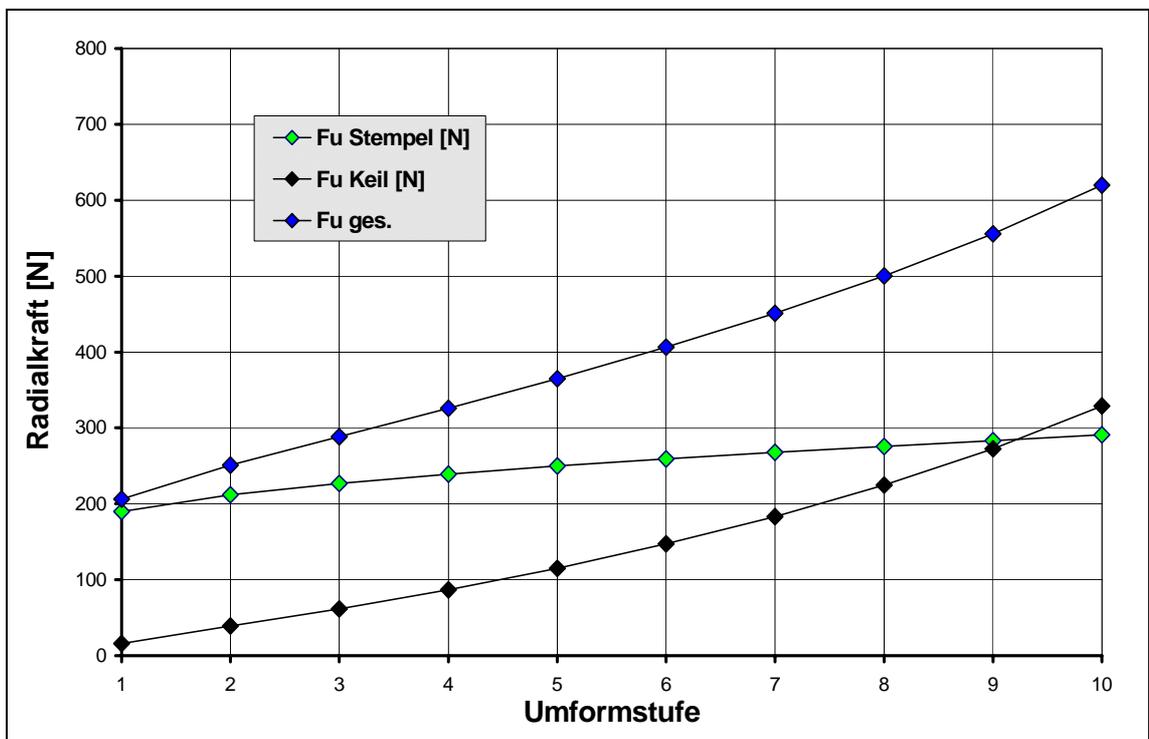


Diagramm 6.3: Bestandteile der Gesamtkraft F_{uges} beim Gleitlinienberechnungsmodell

6.1.2 C45k, Gewindefurcher Typ C

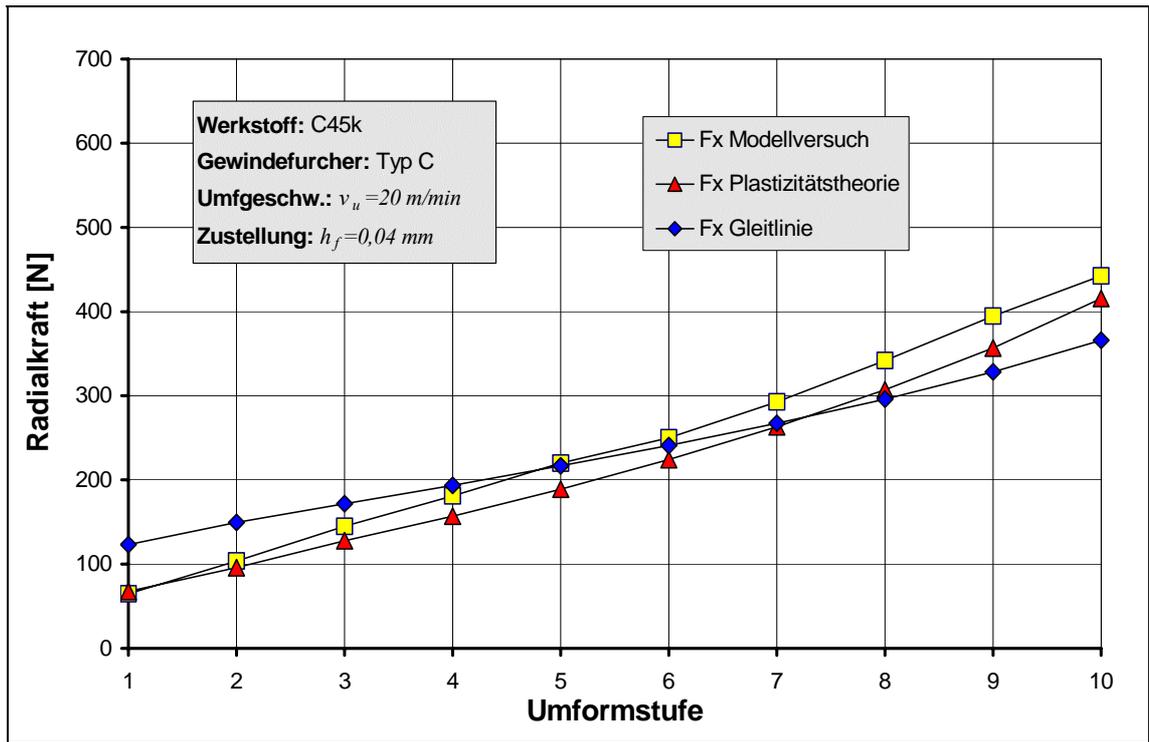


Diagramm 6.4: Verifizierung der Kraft F_x , C45k, Gewindefurcher Typ C, $h_f=0,04 \text{ mm}$

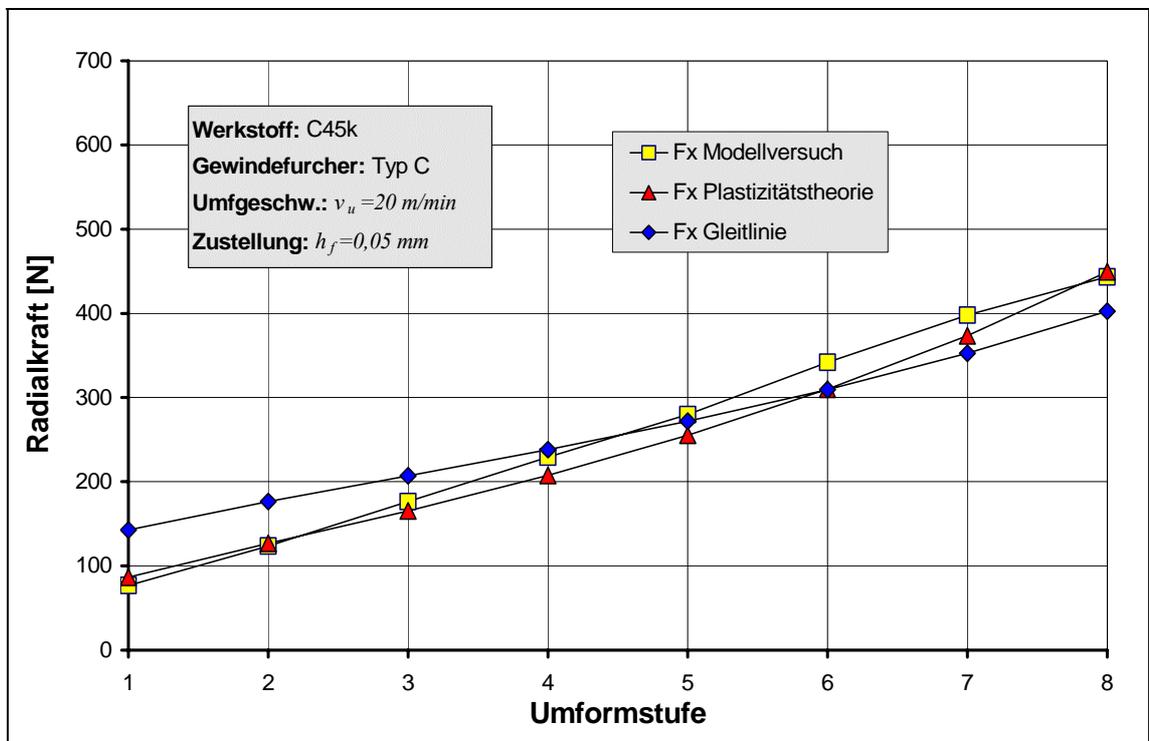


Diagramm 6.5: Verifizierung der Kraft F_x , C45k, Gewindefurcher Typ C, $h_f=0,05 \text{ mm}$

In Diagramm 6.4 und Diagramm 6.5 sind die radialen Umformkräfte F_x für die Zustellungen $h_f=0,04 \text{ mm}$ und $h_f=0,05 \text{ mm}$ des Furchertyps C für den Realversuch und die

Berechnungsmodelle zu sehen. Es ergibt sich eine gute Übereinstimmung zwischen dem Berechnungsmodell nach der elementaren Plastizitätstheorie und dem Modellversuch. Die Abweichungen zwischen diesem Rechenmodell und dem Modellversuch sind für beide Zustellungen minimal.

Die Berechnungen nach der Gleitlinientheorie ergeben für den Kraftverlauf eine flachere Steigung, woraus eine schlechtere Übereinstimmung zum Versuch resultiert. Die Abweichung ist für beide Zustellungen bei den ersten beiden Umformstufen mit ca. 75% als hoch einzustufen.

6.1.3 AlMgSi 1, Gewindefurcher Typ A

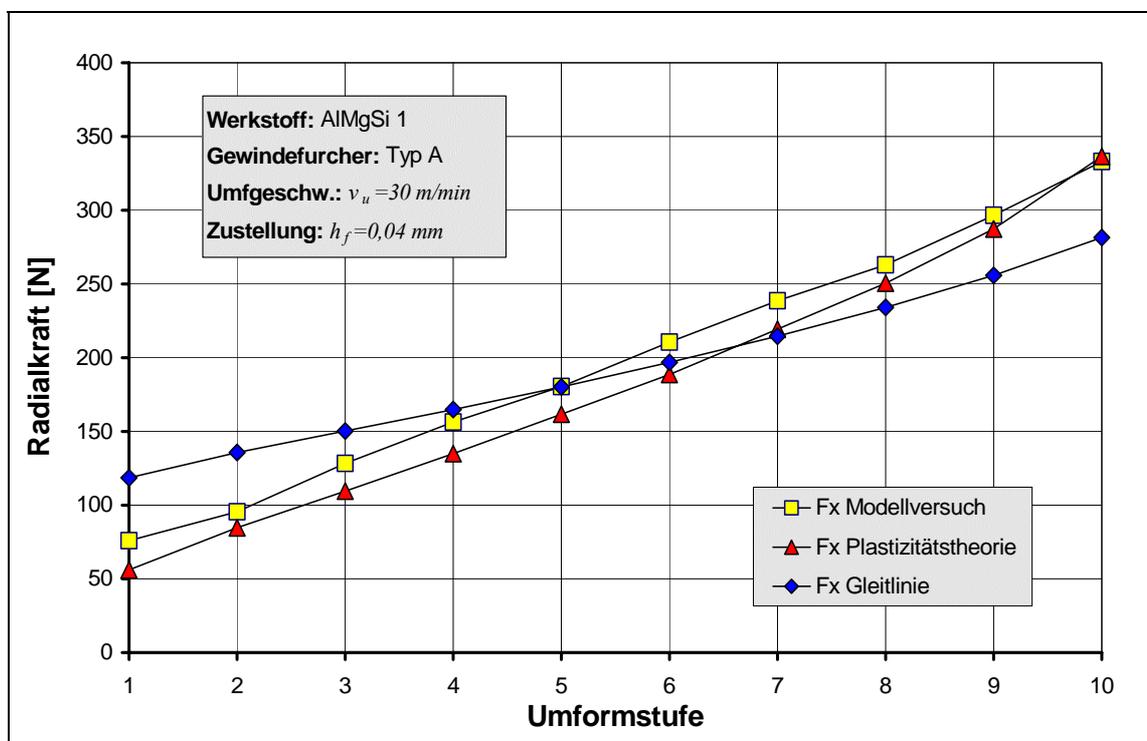


Diagramm 6.6: Verifizierung der Kraft F_x , AlMgSi 1, Gewindefurcher Typ A, $h_f=0,04 \text{ mm}$

In Diagramm 6.6 und Diagramm 6.7 sind die radialen Umformkräfte F_x für die Zustellungen $h_f=0,04 \text{ mm}$ und $h_f=0,08 \text{ mm}$ des Furchertyps A für den Realversuch und die Berechnungsmodelle eingetragen. Das Berechnungsmodell nach der elementaren Plastizitätstheorie ergibt für die radiale Umformkraft F_x beider Zustellungen eine gute Übereinstimmung mit dem Modellversuch.

Das Gleitlinienberechnungsmodell liefert für die Kraftverläufe beider Zustellungen eine flachere Steigung als der Modellversuch. Die größten Abweichungen sind für dieses Berechnungsmodell bei den ersten Umformstufen zu finden.

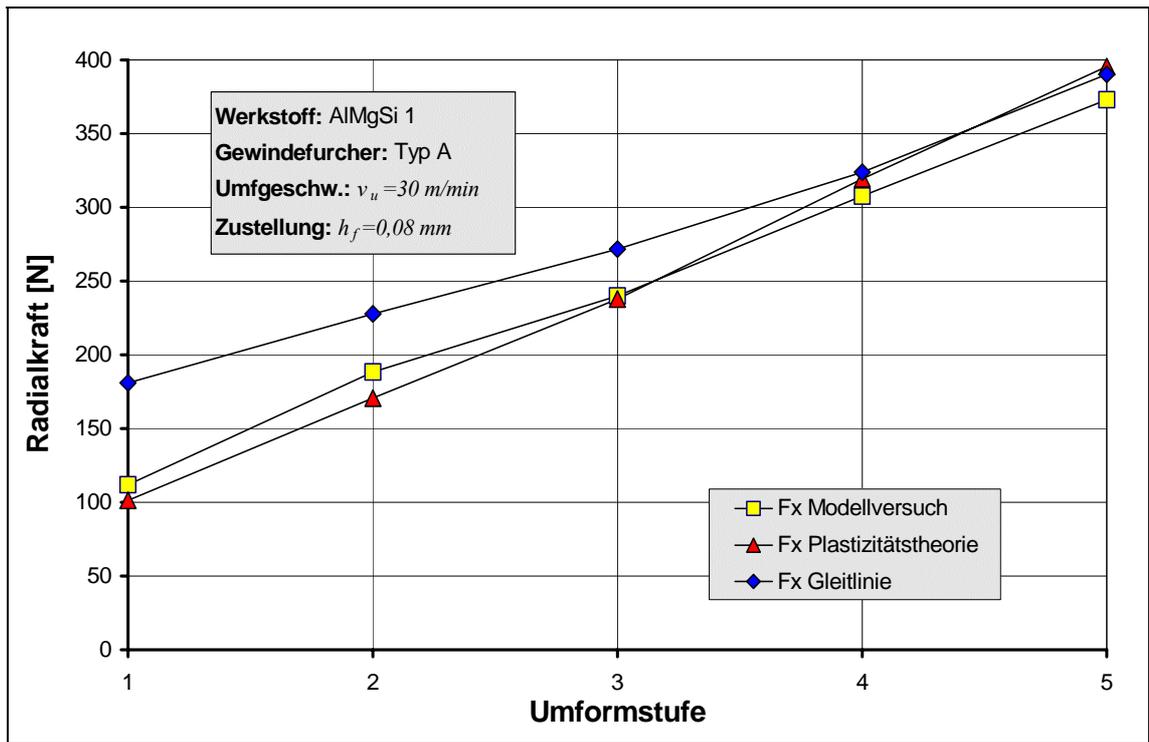


Diagramm 6.7: Verifizierung der Kraft F_x , AIMgSi 1, Gewindefurcher Typ A, $h_f = 0,08 \text{ mm}$

6.1.4 AIMgSi 1, Gewindefurcher Typ C

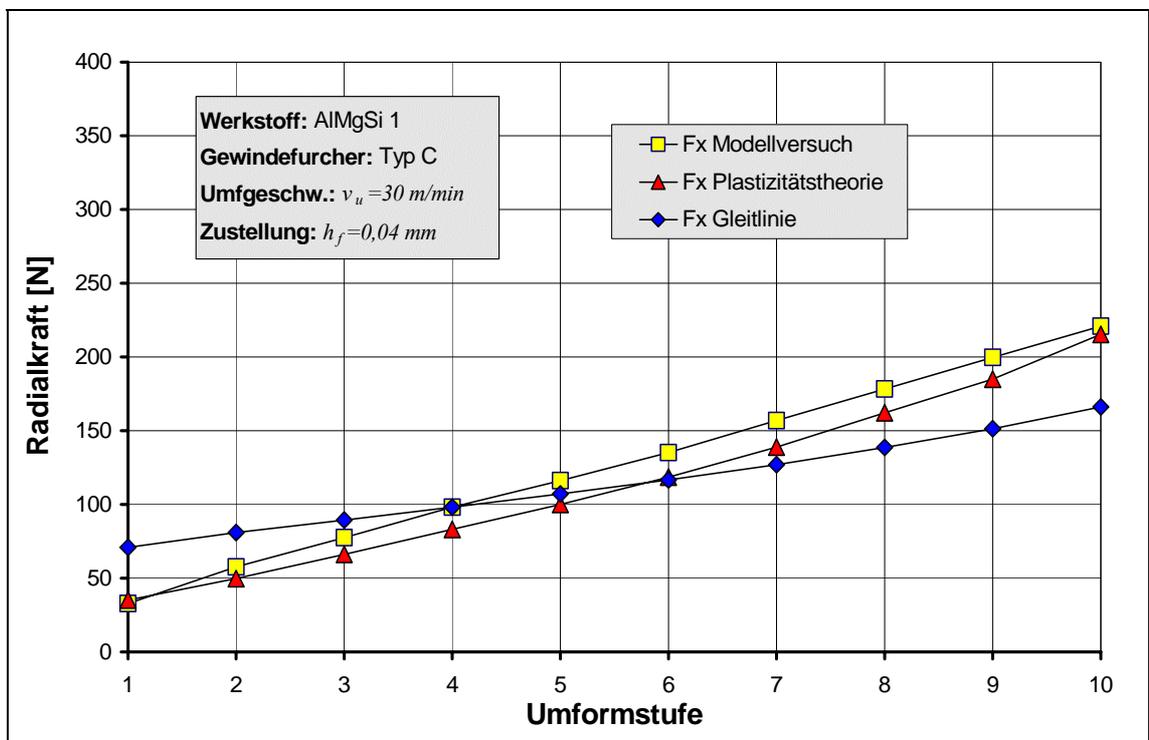


Diagramm 6.8: Verifizierung der Kraft F_x , AIMgSi 1, Gewindefurcher Typ C, $h_f = 0,04 \text{ mm}$

In Diagramm 6.8 und Diagramm 6.9 sind die radialen Umformkräfte F_x für die Zustellungen $h_f = 0,04 \text{ mm}$ und $h_f = 0,08 \text{ mm}$ des Furchertyps C für den Realversuch und die

Berechnungsmodelle eingetragen. Das Berechnungsmodell nach der elementaren Plastizitätstheorie ergibt für die radiale Umformkraft F_x beider Zustellungen eine sehr gute Übereinstimmung mit dem Modellversuch.

Die mit der Gleitlinientheorie berechneten Kräfte bzw. Kraftverläufe liefern für die Zustellung $h_f=0,04\text{ mm}$ eine ausreichende Übereinstimmung. Durch die geringere Steigung beider Kraftverläufe ergibt sich eine schlechtere Übereinstimmung mit dem Modellversuch als bei dem Berechnungsmodell nach der elementaren Plastizitätstheorie.

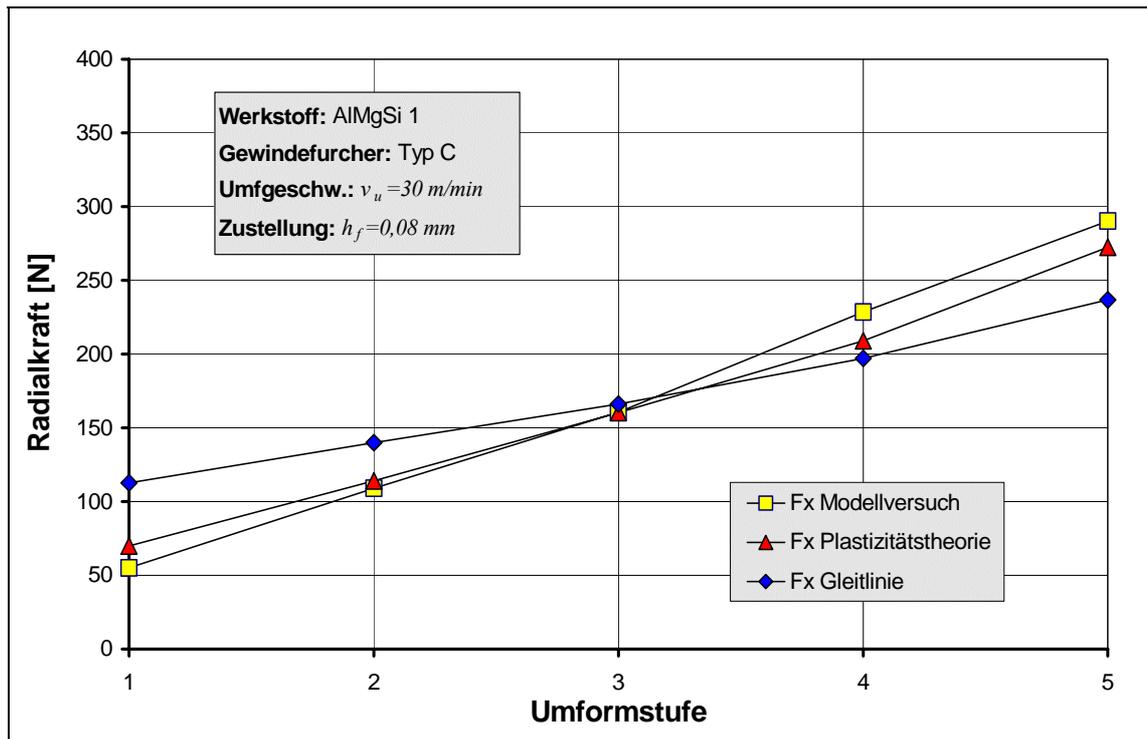


Diagramm 6.9: Verifizierung der Kraft F_x , AIMgSi 1, Gewindefurcher Typ C, $h_f=0,08\text{ mm}$

6.2 Verifizierung der Furchmomentberechnungsmodelle durch den Realversuch

Um die berechneten Furchmomente mit den real entstandenen Furchmomenten verifizieren zu können, werden im Realversuch Gewindefurchen Vergleichsversuche durchgeführt.

Bei der Berechnung der Furchmomente wird nur der Anformteil des Gewindefurchers betrachtet. Das bedeutet für die verwendeten Gewindefurcher, dass nur die ersten 10 Formkeile eines Gewindefurchers beim Realversuch beachtet werden dürfen, also der Bereich, in dem das Gewinde fast ausgeformt wird. Für die verwendeten Gewindefurcher mit 5fach-Polygonquerschnitt sind nach zwei Umdrehungen die 10 Formkeile des Anformbereichs im Eingriff. Bei einer Umfangsgeschwindigkeit von $v_u=20\text{ m/min}$ benötigt der Gewindefurcher für 2 Umdrehungen $0,188\text{ s}$, bei einer Umfangsgeschwindigkeit von $v_u=30\text{ m/min}$ werden $0,125\text{ s}$ benötigt.

Zur statistischen Absicherung wird eine Mittelwertbildung für die Furchmomente aus zehn Versuchen durchgeführt.

In Diagramm 6.10 ist das gemessene reale Furchmoment für zwei Umdrehungen eines Gewindefurchers mit einem 5fach-Polygon in Abhängigkeit der Zeit dargestellt. Das Drehmoment erreicht nach der Eingriffszeit von $t=0,188\text{ s}$ ein maximales Furchmoment von $M_y=10,0\text{ Nm}$.

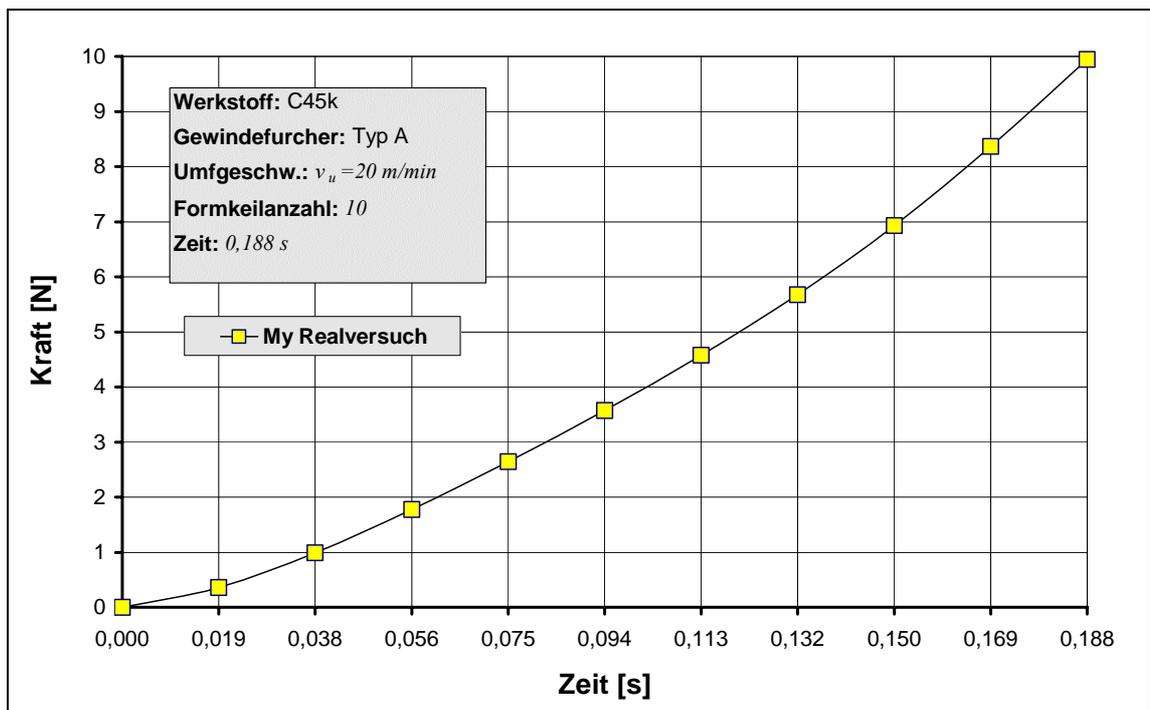


Diagramm 6.10: Furchmoment Gewindefurchen, $v_u=30\text{ m/min}$, 10% Emulsion

6.2.1 C45k

In Diagramm 6.11 ist das Gesamtfurchmoment $M_{y\text{ ges.}}$ des Furchertyps A für den Realversuch und die Berechnungsmodelle aufgetragen. Das resultierende Furchmoment des Berechnungsmodells nach der elementaren Plastizitätstheorie zeigt ein nahezu gleiches Steigungsverhalten wie das reale Furchmoment, liegt aber geringfügig darunter. Die maximale Abweichung des Gesamtfurchmoments beträgt ca. 16%. Das Gleitlinienberechnungsmodell liefert ebenfalls einen nahezu identischen Verlauf des Gesamtfurchmomentes. Die Abweichung des berechneten Gesamtfurchmomentes beträgt nur ca. 6%.

In Diagramm 6.12 ist das Gesamtfurchmoment $M_{y\text{ ges.}}$ des Furchertyps A für den Realversuch und die Berechnungsmodelle eingetragen. Das Berechnungsmodell nach

der elementaren Plastizitätstheorie liefert für das Furchmoment ein ähnliches Steigungsverhalten wie das reale Furchmoment. Das Gesamtfurchmoment liegt ca. 15% unter dem des realen Versuchs. Das Gleitlinienberechnungsmodell liefert ein nahezu gleiches Ergebnis mit einer kleineren Abweichung für das berechnete Gesamtfurchmoment von ca. 8%.

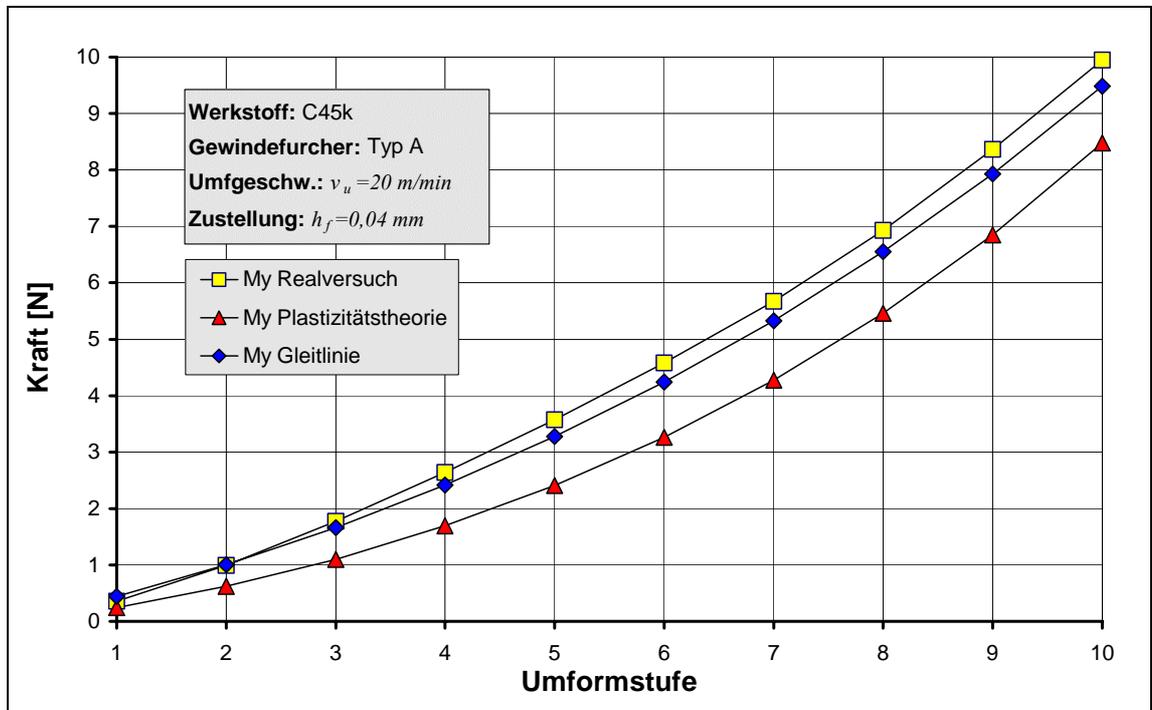


Diagramm 6.11: Verifizierung Furchmoment $M_{y ges.}$, C45k, Gewindefurcher Typ A, $h_f=0,04 mm$

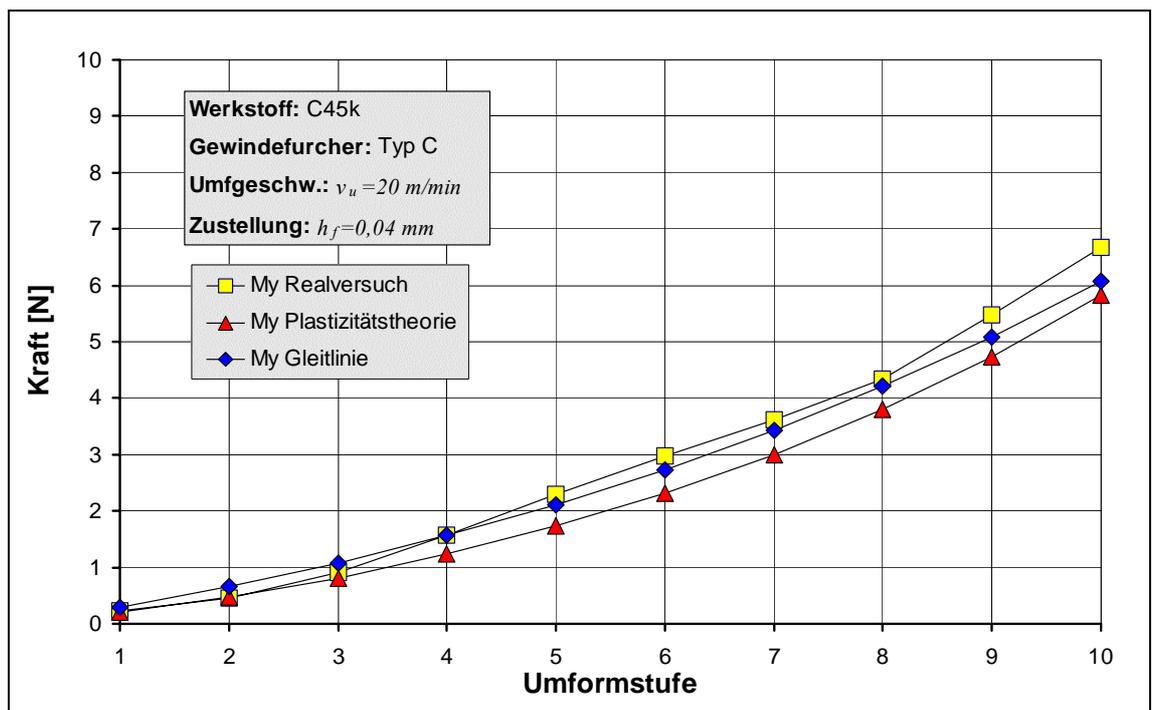


Diagramm 6.12: Verifizierung Furchmoment $M_{y ges.}$, C45k, Gewindefurcher Typ C, $h_f=0,04 mm$

6.2.2 AlMgSi 1

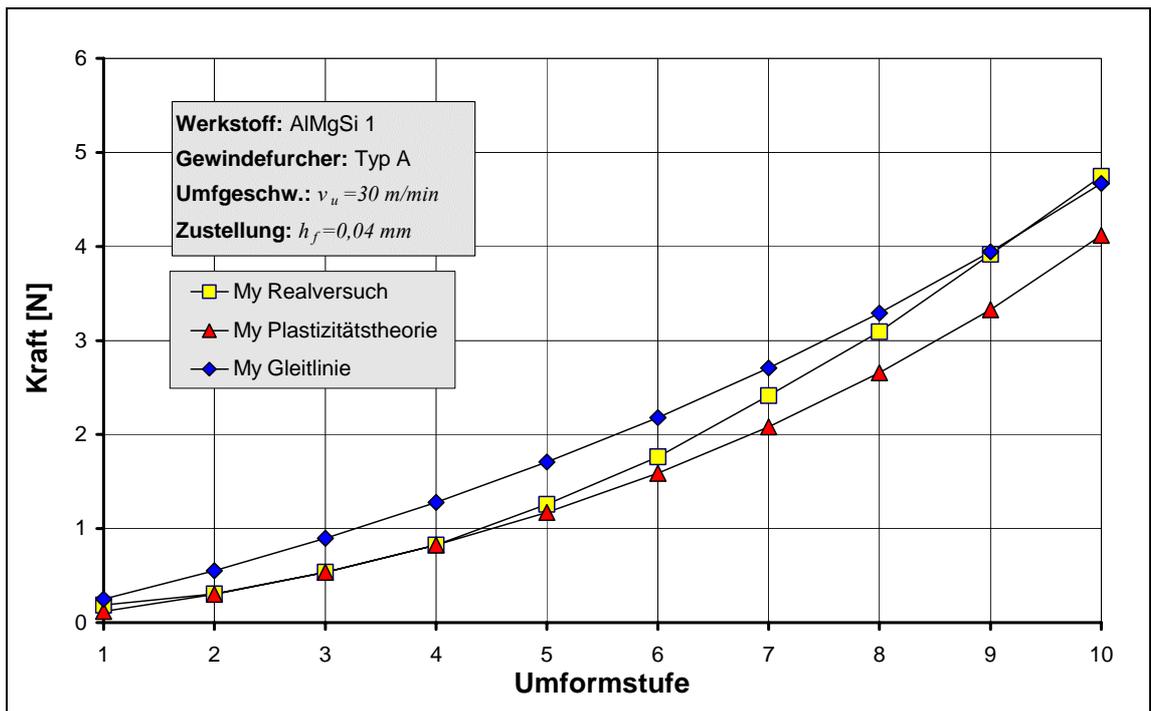


Diagramm 6.13: Verifizierung Furchmoment $M_{y \text{ ges.}}$, AlMgSi 1, Gewindefurcher Typ A, $h_f = 0,04 \text{ mm}$

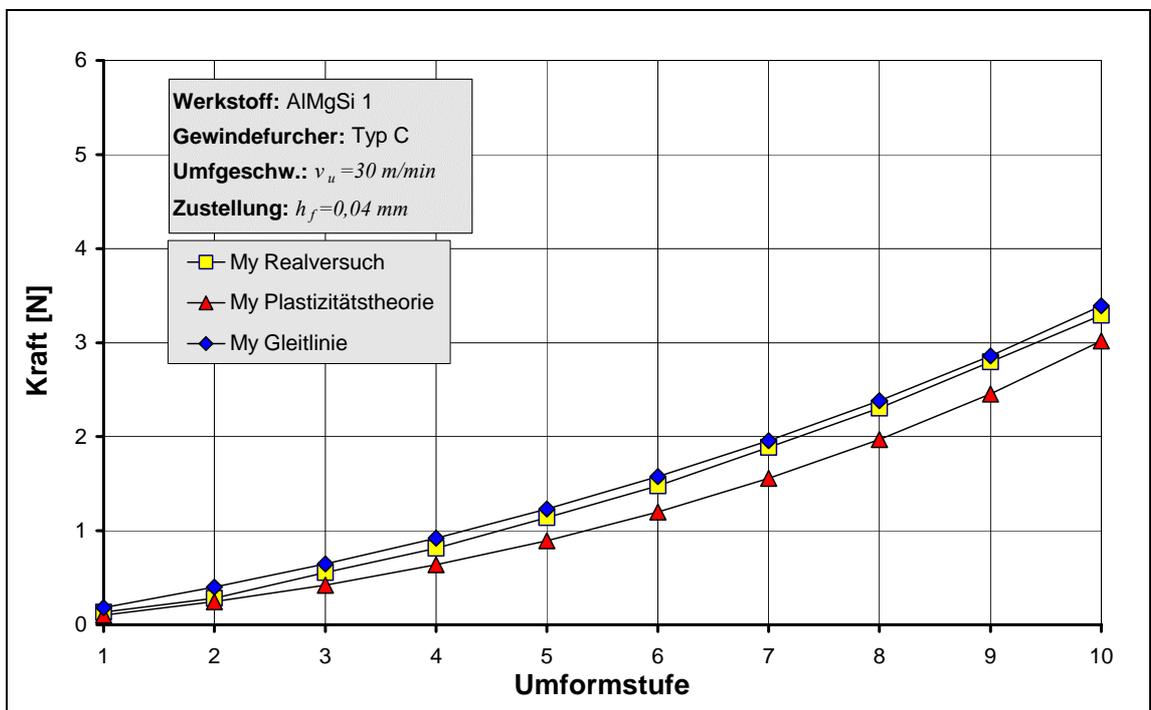


Diagramm 6.14: Verifizierung Furchmoment $M_{y \text{ ges.}}$, AlMgSi 1, Gewindefurcher Typ C, $h_f = 0,04 \text{ mm}$

In Diagramm 6.13 ist das Gesamtfurchmoment $M_{y \text{ ges.}}$ des Furchertyps A für den Realversuch und die Berechnungsmodelle aufgetragen. Das mit dem Berechnungsmodell nach der elementaren Plastizitätstheorie berechnete Gesamtfurchmoment besitzt

eine maximale Abweichung bei der letzten Umformstufe von ca. 15%. Der durch das Gleitlinienberechnungsmodell errechnete Furchmomentverlauf liegt bis zur 8. Umformstufe über dem real ermittelten Furchmoment. Das Gesamtfurchmoment hat nur eine minimale Abweichung.

In Diagramm 6.14 ist das Gesamtfurchmoment $M_{y, ges.}$ des Furchertyps A für den Realversuch und die Berechnungsmodelle aufgetragen. Beide Berechnungsmodelle liefern für das Furchmoment ein ähnliches Steigungsverhalten wie das reale Furchmoment. Das mit dem Berechnungsmodell nach der elementaren Plastizitätstheorie berechnete Gesamtfurchmoment liegt bei allen Umformstufen ca. 12% unter dem Verlauf der realen Kraft. Der durch das Gleitlinienberechnungsmodell errechnete Furchmomentverlauf gibt nahezu den gleichen Verlauf wie der Realversuch wieder. Bei der letzten Umformstufe ist nur eine minimale Abweichung von 3% aufgetreten.

6.3 Zusammenfassung Verifizierung

Die Verifizierung beider Berechnungsmodelle erfolgte mit den Furchergeometrien Typ A und Typ C, dem Werkstoff C45k mit den Zustelltiefen $h_f=0,04\text{ mm}$ und $h_f=0,05\text{ mm}$ und dem Werkstoff AlMgSi 1 mit den Zustelltiefen $h_f=0,04\text{ mm}$ und $h_f=0,08\text{ mm}$.

Das Berechnungsmodell nach der elementaren Plastizitätstheorie ergibt ein besseres Gesamtergebnis bei der Kraftberechnung für die verwendeten Parameter als das Gleitlinienberechnungsmodell, welches bei der Zustellung $h_f=0,05\text{ mm}$ bei C45k und bei AlMgSi 1 insgesamt eine ausreichende Übereinstimmung lieferte.

Die Furchmomentverläufe für die Gewindefurchergeometrien A und C werden bei beiden Werkstoffen durch die beiden Berechnungsmodelle gut abgebildet, wobei die größte Abweichung für das höchste Gesamtfurchmoment bei dem Gleitlinienberechnungsmodell für beide Werkstoffe 8% beträgt und damit eine geringere Abweichung als das Berechnungsmodell nach der elementaren Plastizitätstheorie liefert.

7 Zusammenfassung/Ausblick

In dieser Arbeit wurden die technischen und physikalischen Eigenschaften am Formkeil auf Basis eines Modellversuchs in Abhängigkeit verschiedener Prozessparameter und Werkstoffe ermittelt.

Bei C45k resultieren aus den kleinen Zustellungen die kleinsten Kräfte F_x, F_z und das kleinste Gesamtfurchmoment $M_{y\ ges}$. Die Kräfte und das Gesamtfurchmoment hängen nahezu linear von der Zustellungstiefe ab und zeigen im untersuchten Geschwindigkeitsbereich keine Abhängigkeit von der Umfangsgeschwindigkeit.

Tendenziell ist bezüglich der Werkzeuggeometrie bei C45k eine Abhängigkeit der Kräfte F_x und F_z und des Gesamtfurchmoments von der Kontaktflächengröße zu erkennen, wobei die Werkzeuge mit einer höheren Hubhöhe, und dementsprechend einer kleineren Kontaktfläche, kleinere Kräfte und Gesamtfurchmomente erzeugen. Im Querschliff zeigte sich für alle verwendeten Geometrien eine nahezu gleiche un-symmetrische Ausformung der erzeugten Furche.

Bei AlMgSi 1 ist die radiale Kraft F_x linear abhängig von der Zustelltiefe. Für die Kraft F_z und das Gesamtfurchmoment $M_{y\ ges}$ ergeben sich durch die starke Adhäsionsneigung des Aluminiumwerkstoffes, die sich in Aufschweißungen äußert, nicht lineare Kraftverläufe. Durch die höheren Zustellungen werden größere Kräfte und größere Gesamtfurchmomente erzeugt. Die Kraft F_z und das Gesamtfurchmoment $M_{y\ ges}$ zeigen die Tendenz, dass bei langsameren Umfangsgeschwindigkeiten höhere Kräfte und Gesamtfurchmomente erzeugt werden.

Bezüglich der Werkzeuggeometrie ist bei AlMgSi 1 zu erkennen, dass die Werkzeuge mit einer höheren Hubhöhe, und dementsprechend einer kleineren Kontaktfläche, kleinere Kräfte und Gesamtfurchmomente erzeugen.

Durch die starken Aufschweißungen an den verschiedenen Formkeilen ergeben sich nicht definierbare Reibbedingungen in der direkten Kontaktzone zwischen Werkzeug und Werkstück. Die resultierenden Kräfte F_z hängen deshalb tendenziell stärker von den jeweiligen Aufschweißungen bzw. Reibbedingungen als von der Geometrie des Formkeils ab, wodurch gleich große Kräfte F_z und damit Gesamtfurchmomente $M_{y\ ges}$ für verschiedenartige Formkeilgeometrien entstehen können.

Durch die Hubhöhe wird die Ausformung der Furche entscheidend beeinflusst. Bei den Werkzeugen mit kleineren Hubhöhen erfolgt die Umformung der Furche langsa-

mer als bei den hohen Hubhöhen, woraus eine kleinere Reibungsenergiedichte im verformten Werkstoff resultiert und damit die auftretende Temperatur während des Umformvorganges niedriger ist. Infolgedessen fließt der Werkstoff bei der Bearbeitung mit einer Geometrie mit einer niedrigen Hubhöhe langsamer, was zu einer geringeren Ausformung der Furche führt.

Die Veränderung des Anformbereichs eines Gewindefurchers erfolgte dahingehend, dass durch die Umverteilung des verdrängten Volumens eine Entlastung der am stärksten belasteten Formkeile im Anformbereich erreicht wurde. Allerdings entstand durch die größere Kontaktfläche pro Formkeil ein höheres Gesamtfurchmoment.

Bei der Fertigung der Gewinderillen traten mehrfach unsymmetrische Ausformungen der Furchen auf. Als Ergebnis konnte diesbezüglich formuliert werden, dass die Bearbeitungsrichtung, und damit der Versuchsaufbau, keinen Einfluss auf die Ausformung der Furche hatte. Die unsymmetrische Ausformung resultiert maßgeblich aus dem größeren Druck, den die Werkzeugflanke aufbringt, die in Bearbeitungsrichtung als erstes mit dem Werkstoff in Kontakt kommt.

Durch die Variation der Steigung konnte ebenfalls Einfluss auf die Ausformung der Furche genommen werden. Durch die Verringerung der Steigung der Furche gegenüber der Normalsteigung wurde eine fast symmetrische Ausformung erreicht. Eine Erhöhung der Steigung bewirkte eine einseitig größere Ausformung in der jeweiligen Bearbeitungsrichtung.

Die Modellierung einer Gewindekralle sollte ein zum realen Gewindefurchen vergleichbares Arbeitsergebnis liefern. Beide Einzelfurchen waren leicht unsymmetrisch ausgebildet. Die Ausformung der Gewindekralle war trotzdem nahezu symmetrisch. Die Betrachtung des Gefüges und der Härte der erzeugten Gewindefurchen verdeutlichte, wie stark der Werkstoff verformt und dadurch kaltverfestigt wurde.

Im Modellversuch Gewindefurchen Reibung ergaben sich für die geprüften Beschichtungen TiN und TiAlN+WC/C bei Raumtemperatur ohne Schmierung starke Abweichungen zu den vom Hersteller angegebenen Werten. Die Reibungszahl von TiN lag im Versuch mit $\mu \approx 0,56$ etwa 40% höher als der von Hersteller angegebene Wert. Der

Reibwert der TiAlN+WC/C-Beschichtung lag mit einer maximalen Reibungszahl von $\mu \approx 0,62$ sogar um 200% höher. Weiterhin stellte sich die WC/C-Komponente der TiAlN+WC/C-Beschichtung als druckempfindlich und dementsprechend für das Gewindefurchen in Stahl nur bedingt geeignet heraus.

Mit Hilfe theoretischer Ansätze sollte die Berechnung der Umformkraft in radialer Richtung des Formkeils und das Furchmoment um die Werkzeugachse realisiert werden. Die Berechnung der Umformkraft, und darauf basierend der Furchmomente, soll die Möglichkeit bieten, bereits in der Konzeptionsphase eines Gewindefurchers die auftretenden Kräfte und Furchmomente am einzelnen Formkeil bzw. dem ganzen Gewindefurcher durch rein theoretische Methoden bestimmen zu können.

Um die Hauptziele der Kraft- bzw. Furchmomentberechnung zu erreichen, wurden verschiedene Vorarbeiten durchgeführt. Zuerst erfolgte die Berechnung des verdrängten Volumens mit Hilfe des Modells Trapez mit Dreiecksausschnitt, um die entstehende Aufwurfhöhe zu ermitteln. Danach wurden der Formkeil und das Werkstück mathematisch beschrieben, um die Kontaktfläche zu berechnen. Um die Kaltverfestigung des Werkstoffs zu beachten, wurde die Fließspannung in Abhängigkeit des Umformgrades, welcher mit Hilfe des Modells „Ansatz radial“ modelliert wurde, ermittelt. Abschließend erfolgten die Berechnung der benötigten Umformkraft in radialer Richtung und des Furchmomentes um die Werkzeugachse mit Hilfe der elementaren Plastizitätstheorie und der Gleitlinientheorie.

In der abschließenden Verifizierung ergab das Berechnungsmodell nach der elementaren Plastizitätstheorie ein besseres Gesamtergebnis bei der Kraftberechnung für die verwendeten Parameter als das Gleitlinienberechnungsmodell. Die Furchmomentverläufe für die Gewindefurchegeometrien A und C wurden bei beiden Werkstoffen durch die beiden Berechnungsmodelle gut abgebildet, wobei das Gleitlinienberechnungsmodell für beide Werkstoffe eine etwas geringere Abweichung lieferte.

Die Untersuchungen in dieser Arbeit haben gezeigt, wie die Ermittlung der Prozessparameter durch die Modifikation von Gewindefurchern direkt am Formkeil durchgeführt werden kann. Der nächste Entwicklungsschritt ist die Konzeption eines Standmengenversuchs auf Basis des Modellversuchs Gewindefurchen. Mit Hilfe eines derartigen Versuchs könnte die Entwicklung von Gewindefurchern komplett von der

herkömmlichen Vorgehensweise entkoppelt werden, bei der unzählige Gewinde mit den Werkzeugprototypen gefertigt werden müssen, um die Prozessparameter und die Verschleißfestigkeit der Werkzeuge zu ermitteln.

Die in dieser Arbeit entwickelten theoretischen Methoden ermöglichen eine Berechnung der Kräfte und Furchmomente am Formkeil, wodurch die Konzeption von Werkzeugen für verschiedene Werkstoffe und Prozessparameter durchgeführt werden kann. Wenn im nächsten Schritt die Simulation des Modellversuchs gelänge, könnten die Belastung des Werkzeuges und das Verhalten des Werkstoffes für verschiedene Prozessparameter simuliert werden, wodurch eine noch sicherere Prognose über die Eigenschaften des entworfenen Werkzeugprototyps und das entstehende Arbeitsergebnis möglich wäre.

Die Vorgehensweise stellt eine sehr kostengünstige und schnelle Methode zur Entwicklung von Gewindefurchern für unterschiedlichste Belange dar, die nicht nur auf theoretischen Überlegungen basierende Simulationen des Fertigungsprozesses Gewindefurchen erlaubt, sondern auch die berechneten Ergebnisse im Modellversuch zu verifizieren und am Ende ein optimal entwickeltes Gewindewerkzeug zu liefern.

8 Literaturverzeichnis

- [1] DIN Blatt 5, Fertigungsverfahren: Druckumformen und Eindrücken, Beuth-Verlag, Berlin, Mai 1970
- [2] König, W., Fieber, M. Gewindefurchen, eine Alternative zum Gewindebohren in Aluminium-Druckguß. Giesserei 79, 1992, Heft 5, Seiten 187-192
- [3] Prautsch, W. Gewindeformer für Innengewinde. Metallverarbeitung Berlin 44, 1990, Seiten 134-136
- [4] Herstellen von Innengewinden durch spanlose Formgebung. Technica Heft 23, 1965, Seiten 2141-2151
- [5] Kretschmer, R. Beitrag zum bildsamen Formen von Innengewinden. Werkstattstechnik 50, 1960, Heft 1, Seiten 12-14
- [6] Jäger, H. Gewindefurchen auf Drehautomaten. Zeitschrift für industrielle Fertigung, Heft 8, Springer Verlag 1970, Seiten 432-434
- [7] Siebert, H. Werkstattblatt 501. Carl Hanser Verlag München, 1970
- [8] Hartkamp, H. G. TiN beschichtete Werkzeuge, formen und bohren Innengewinde reibungsarm. Maschinenmarkt Würzburg 94, Heft 15, 1988, Seiten 41-45
- [9] Zurawsky, W. Leistungssteigerung bei der Innengewindefertigung. Carl Hanser Verlag München, 1990
- [10] Gewinde Herstellung. Die Maschine, Heft 10, 1986, Seiten 27-32
- [11] Häuser, K. Verdichten macht standfest, Innengewinde mit Formwerkzeugen umformend herstellen. Maschinenmarkt, Würzburg 83, 1977, Seiten 1989-1993
- [12] Gewindeformen ersetzt Gewindebohren. Werkstatt und Betrieb 121, 1988, Seite 918
- [13] Spanlos Gewindeformen mit getriebenem Kern. Werkstatt und Betrieb 115, 1982, Seite 729
- [14] Lyczko, K. Die Verteilung des verschobenen Werkstoffvolumens beim Gewindefurchen. Obrobka Plastyczna metali, Band 3 [1992], Heft 5, Seite 29-34
- [15] Lyczko, K. Werkzeugverschleißprobleme beim Innengewindefurchen in Verbindungsstücken von Bremsleitungen. Tribologie und Schmierungstechnik, Band 47 (2000) Heft 6, Seite 8-10
- [16] Rikman, S. F.; Natapow, L. M. Verstärkte spanlose Gewindefurcher. Patent SU 21202923 (B21H3/08), [1979]
- [17] Rikman, S. F. Spanloser Gewindefurcher. Patent SU 1090513 (B23G7/02), [1984]

- [18] Rikman, S. F. Spanloser Gewindefurcher. Patent SU 1574337 (B21H3/08), [1990]
- [19] Rikman, S. F.; Natapow, L. M. Spanloser Gewindefurcher. Patent SU 1637924 (B21H3/08), [1991]
- [20] Uralpow, G. P. Spanloser Gewindefurcher. Patent SU 1648615 (B21H3/08), [1991]
- [21] DIN 50320. Verschleiß. Deutsches Institut für Normung e.V., Dez. 1979
- [22] DIN 50323 Teil 1, Tribologie. Deutsches Institut für Normung e.V., November 1988
- [23] DIN 50323 Teil 2, Tribologie. Deutsches Institut für Normung e.V., November 1988
- [24] DIN 50323 Teil 3, Tribologie. Deutsches Institut für Normung e.V., November 1988
- [25] Czicos, K., Habig, H. Tribologie Handbuch: Reibung und Verschleiß. Friedr. Vieweg und Sohn Verlag, Braunschweig, 1992
- [26] Kunst H. Verschleißhemmende Schichten. Expert Verlag, Renningen-Malmsheim, 1993
- [27] Grosch J. Schadenskunde im Maschinenbau. 2. Auflage, Expert Verlag, Renningen-Malmsheim, 1990
- [28] Weiß H. Bauteilschäden: Verschleiß u. Verschleißschutz. VDI Berichte 1231, VDI Verlag GmbH, Düsseldorf, 1995
- [29] Nehl E. Tribologische Aspekte in der Umformtechnik. Expert Verlag, Renningen-Malmsheim
- [30] Jünemann H. Tribometrie. Expert Verlag, Renningen-Malmsheim, 1997
- [31] Wuttke, W. Tribophysik: Reibung und Verschleiß von Metallen. Carl Hanser Verlag München, 1987
- [32] VDI Berichte 1231; Bauteilschäden: Verschleiß und Verschleißschutz. VDI Verlag, Düsseldorf 1995
- [33] Vetter, J., Burgmer, W. Stand der Beschichtung von Bauteilen und Werkzeugen. HTM Nr. 47, 1992
- [34] Bergmann, W.; Werkstofftechnik 1. Carl Hanser Verlag München 2002
- [35] Lange, K. Band 1: Grundlagen. Springer Verlag Berlin, Heidelberg, New York, 1993

-
- [36] Lange, K. Band 2: Massivumformung. Springer Verlag Berlin, Heidelberg, New York, 1993
- [37] Flimm, J.; Spanlose Formgebung. Carl Hanser Verlag München 1996
- [38] Dahl, W.; Kopp, R.; Pawelski, O.; Umformtechnik, Plastomechanik und Werkstoffkunde. Verlag Stahleisen und Springer-Verlag Berlin, Heidelberg, New York, 1993
- [39] Thomas, K.; Grundlagen der bildsamen Formgebung. Verlag Stahleisen 1966
- [40] Lippmann, H.; Mechanik des Plastischen Fließens - Grundlagen und technische Anwendung. Springer Verlag Berlin, Heidelberg, New York, 1981
- [41] Kaliszky, Sándor. Plastizitätslehre - Theorie und technische Anwendungen. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1984.
- [42] Herold, K.; Methodik zur Berechnung der Umformkraft. Dissertation 1987, TU Dresden
- [43] Storoschew, M. W.; Popow, E. A.; Grundlagen der Umformtechnik. VEB Verlag Technik 1968
- [44] Johnson, W; Mellor, P. B.; Engineering Plasticity. Van Nostrand Reinhold Company, London 1973
- [45] Beitz W.; Grote K.-H.; Dubbel - Taschenbuch für den Maschinenbau. Springer Verlag Berlin Heidelberg New York (1997)