

Untersuchungen zum Präzisionsschmieden von Laufverzahnungen

Vom Fachbereich Maschinenbau
der Universität Hannover
zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor-Ingenieur
genehmigte Dissertation
von

Dipl.-Ing. Rüdiger Bohnsack
geboren am 03.07.1967 in Bad Gandersheim

1999

1. Referent: Prof. Dr.-Ing. E. Doege
2. Referent: Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. mult. H. K. Tönshoff
Vorsitz: Prof. Dr.-Ing. E. Reithmeier

Tag der Promotion: 22.12.1999

Kurzzusammenfassung

Die Produktionstechnik besitzt auch in der heutigen Dienstleistungsgesellschaft eine Schlüsselposition, bestimmt sie doch maßgeblich die Fertigungskosten und damit die Wettbewerbsfähigkeit eines Produktes im internationalen Markt. Daraus resultiert zum einen der Einsatz neuer Fertigungstechnologien und zum anderen eine zunehmende Globalisierung der Unternehmen, die einher geht mit der Veränderung bestehender Lieferketten. So werden aus reinen Teilelieferanten Systemzulieferer mit einem entsprechend höheren Anteil an der Wertschöpfung eines Produktes. Auch die Schmiedeindustrie, als typischer Lieferant hochwertiger Zwischenprodukte für den Automobil- und Maschinenbau, sieht sich diesen veränderten Bedingungen ausgesetzt. Innovative Technologien wie das Präzisionsschmieden gewinnen daher an Bedeutung und werden bereits für die Herstellung von Kegelrädern, Synchronverzahnungen und geradverzahnten Planeten- oder Rücklaufkränzen genutzt.

Um dieses Verfahren auf komplexe schrägverzahnte Getriebezahnräder zu übertragen ist neben einer geeigneten Werkzeugtechnologie besonders die umfassende Kenntnis der qualitätsbestimmenden Einflußgrößen während der Umformung notwendig.

In der vorliegenden Arbeit sind daher umfangreiche Grundlagenuntersuchungen durchgeführt worden. Für verschiedene Zahnradgeometrien wurden Rohteilmasse und -temperatur, Pressenenergie und -geschwindigkeit sowie Einsatzmaterial und Schmierung variiert. Die Untersuchungen sind durch die Analyse von Umform-, Gestell- und Auswerferkräften sowie der Geometrie und des Gefüges der geschmiedeten Zahnräder ausgewertet worden.

Es zeigte sich, daß die Rohteilmasse generell die Abmessungen des Werkstücks in Umformrichtung beeinflusst. Ursache sind elastische Dehnungen im Werkzeug, was durch Berechnungen belegt wird. Die Rohteiltemperatur bestimmt über die Werkstückschrumpfung nach der Umformung in erster Linie die Verzahnungsqualität. Auch hierfür werden Ansätze vorgestellt, die eine Berechnung der Effekte erlauben. Einen ähnlichen Einfluß wie die Temperatur hat auch das Werkstückmaterial, da die chemische Zusammensetzung des Werkstoffs das thermische Verhalten und somit die Schrumpfung entscheidend beeinflusst. Durch die Schmierung wird die Reibung zwischen Werkstückmaterial und Gesenk wand verändert, was sich in geringem Maße auf den Werkstofffluß während der Umformung auswirkt. Zudem steigt die zum Auswerfen des Zahnrades aus dem Gesenk benötigte Kraft bei Unterbrechung der Gesenkschmierung stark an. Die Umformmaschine beeinflusst über ihre Energieabgabe im wesentlichen die Belastungen während der Umformung. Generell positiv wirkt sich eine höhere Stößelgeschwindigkeit aus, die den Wärmeübergang vom warmen Werkstück in das Schmiedegesenk vermindert.

Übertragen wurden die gewonnenen Erkenntnisse bei der Entwicklung und Umsetzung alternativer Werkzeug- und Verfahrenstechnologien, die das wirtschaftliche Potential des Präzisionsschmiedens erhöhen. Dies wird abschließend durch gemeinsame Untersuchungen mit Industrieunternehmen belegt.

Schlagnvorte: Verfahrensentwicklung, Präzisionsschmieden, Zahnrad

Abstract

Even in the present service society the production technology has a key position in the international economic competition of nations. This results in the upcoming use of modern manufacturing technologies. Parallel to this, companies change their structures and become large internationally operating firms. Because of this, existing supply chains, especially in the automotive industry, are redesigned. Previously small or medium size enterprises are developing into system suppliers. Even the forging industry, an important manufacturer of semi-finished parts for the automotive industry, is influenced by this development and uses more and more innovative technologies like precision hot forging. This technology is already well known in the production of bevel gears, clutch gearings and straight spur gears.

For the precision forging of complex parts like helical gears special tool technologies and basic investigations are necessary to fulfil the high demands of the product. The most important process influencing parameters have to be detected so as to guarantee a sufficient workpiece quality.

In order to meet these requirements a large number of forging tests were performed and are documented in this elaboration. During the tests different gear geometries, slug mass, material and temperature, press energy and velocity, and the lubrication were varied. To detect the influence of each parameter on the process behaviour and workpiece quality characteristic dimensions were measured and statistically analysed. These are process loads like press load, deformation load and ejection load and workpiece dimensions like gear geometry, formfilling or height of the parts.

Each process parameter influences the workpiece quality in a special way. Mass variations lead to a changing thickness of the gears, because of elastic tool deformations in axial direction. These effects are analysed with theoretical calculations. The forging temperature mainly influences the radial dimensions of the gear and therefore, the gearing quality. The thermal effects are described with a mathematical model, too. The material of the workpiece has a similar influence as temperature. The reason for this is the chemical composition which is responsible for the thermal behaviour of each material. The lubrication changes the force of the friction factor which is needed for the ejection of the forged gears and the material flow during the deformation. The forging machine influences the forging process with its working principle and the slide velocity. When an energy bounded forging machine is used, various press energy levels are leading to different process loads because superfluous energy has to be absorbed in rebounding surfaces. A higher slide velocity minimises the heat transfer from the hot workpiece into the forging tool.

Based on the test results two alternative tool concepts were developed and tested. Both tool concepts are using massive slugs instead of bored slugs to optimise the economic potentials of precision forging. Finally, the developed solutions proved to be successful in co-operation with industrial partners.

Keywords: Process development, precision hot forging, helical gears

Inhaltsverzeichnis

Formelzeichen und Abkürzungen	VII
1 Einleitung	1
2 Ausgangssituation	2
2.1 Situation der Schmiedeindustrie	2
2.2 Massivumformung von Zahnrädern	4
2.2.1 Kalt- und Halbwarmfließpressen	5
2.2.2 Präzisionsschmieden	6
2.2.3 Pulverschmieden	9
2.3 Bewertung der vorgestellten Verfahren	10
2.3.1 Technologische Gesichtspunkte	10
2.3.2 Konstruktive Gesichtspunkte	12
2.3.3 Wirtschaftliche Gesichtspunkte	15
3 Entwicklungsbedarf	17
4 Stand der Forschung	19
5 Zielsetzung	22
6 Grundlagenuntersuchungen	23
6.1 Versuchsplanung	23
6.1.1 Einflußgrößen	24
6.1.2 Zielgrößen	24
6.1.3 Versuchsumfang	26
6.2 Versuchsaufbau	28
6.2.1 Umformmaschine	28
6.2.2 Umformwerkzeug	29
6.2.3 Meßtechnik	30
6.3 Versuchsdurchführung	31
6.4 Versuchsauswertung	32
6.4.1 Interpretation der Meßwerte	32
6.4.2 Statistische Auswertung der Meßwerte	34
6.4.3 Bewertung der Versuchsstreuung	39
6.5 Versuchsergebnisse	40
6.5.1 Einfluß der Rohteilmasse	41
6.5.2 Einfluß der Rohteiltemperatur	43

6.5.3 Einfluß der Stößelgeschwindigkeit	48
6.5.4 Einfluß der Pressenenergie	49
6.5.5 Einfluß der Gesenkschmierung	52
6.5.6 Einfluß des Zahnradwerkstoffes	54
6.6 Variation des Schrägungswinkels	56
6.7 Diskussion der Ergebnisse	58
6.7.1 Analyse mechanischer Effekte	59
6.7.2 Analyse thermischer Effekte	64
7 Ergänzende Untersuchungen	69
7.1 Entwicklung von Verfahrensalternativen	69
7.1.1 Napfformstauchen	69
7.1.2 Kombiniertes Napfformstauchen-Querfließpressen	73
7.2 Analyse der Werkzeugverschleißmechanismen	79
7.3 Analyse des Optimierungspotentials	83
8 Umsetzung der Erkenntnisse	84
8.1 Auslegung des Schmiedeteils	84
8.2 Auslegung der Stadienfolge	85
8.3 Verfahrenserprobung	86
8.3.1 Einfluß der Parametervariation auf das Prozeßverhalten	87
8.3.2 Einfluß der Parametervariation auf die Qualitätsmerkmale	90
8.4 Weiterverarbeitung des geschmiedeten Zahnrades	93
8.5 Bewertung der Ergebnisse	95
9 Zusammenfassung	97
10 Literaturverzeichnis	99

Formelzeichen und Abkürzungen

Symbol	Einheit	Bedeutung
a	[mm]	Achsabstand
A	[-]	Einstellfaktor
A_U	[mm ²]	Querschnitt des Unterstempels
A_W	[mm ²]	tatsächliche Kontaktfläche
A_i	[mm ²]	Querschnitt des i-ten Bauteils
b	[mm]	Zahnbreite
B	[-]	Einstellfaktor
c	[-]	Anzahl der Wiederholungen pro Versuchspunkt
C_i	[-]	Anzahl der Wiederholungen am i-ten Versuchspunkt
d	[mm]	Teilkreisdurchmesser
D_a	[mm]	Außendurchmesser des Schmiedegesenkes
D_a	[mm]	Kopfkreisdurchmesser
D_b	[mm]	Grundkreisdurchmesser
D_f	[mm]	Fußkreisdurchmesser
D_i	[mm]	Bohrungsdurchmesser
E	[N/mm ²]	Elastizitätsmodul
F	[-]	F-Testgröße
F_A	[N]	Auswerferkraft
F_{AN}	[N]	Anschlagkraft
F_β	[µm]	Flankenlinien-Gesamtabweichung
F_f	[µm]	Profil-Gesamtabweichung
F_F	[N]	Federkraft
f_{Form}	[%]	Formfüllung
F_G	[N]	Gestellkraft
$f_{H\alpha}$	[µm]	Profil-Winkelabweichung
$f_{H\beta}$	[µm]	Flankenlinien-Winkelabweichung
F_N	[kN]	Nennkraft
F_O	[kN]	Oberstempelkraft
F_U	[kN]	Umformkraft
h	[mm]	Zahnradbundbreite
K	[-]	Anzahl der Faktoren des Versuchsplanes
K_f	[N/mm ²]	Fließspannung des Zahnradwerkstoffes
l_{AN}	[mm]	Länge des Stößelanschlags
L_i	[mm]	Länge des i-ten Bauteils
L_U	[mm]	Länge des Unterstempels

M	[-]	Reibfaktor
M	[kg]	Masse
M_n	[mm]	Normalmodul
MQ	[-]	mittlere quadratische Abweichung
N	[-]	Anzahl der Versuchspunkte
n	[-]	Gesamtzahl der Versuche pro Block
P_i	[N/mm ²]	Werkzeuginnendruck
Q	[-]	Verhältnis
R_{max}	[µm]	Maximale Rauhtiefe
r	[mm]	Teilkreisradius
s	[mm]	Zahndicke
s_i^2	[-]	Zeilenvarianz
s_i^2	[-]	mittlere gewichtete Streuung
S_M	[mm]	Matrizenweg
SQ	[-]	Summe der Quadrate
T_U	[°C]	Rohteiltemperatur
V	[mm ³]	Volumen
v_{St}	[mm/s]	Stößelgeschwindigkeit
x	[mm]	Profilverschiebung
Y	[-]	Meßwert der Stichprobe
z	[-]	Zähnezahl
α	[K ⁻¹]	Längenausdehnungskoeffizient
α_n	[°]	Normal-Eingriffswinkel
α_t	[°]	Stirn-Eingriffswinkel
β	[°]	Schrägungswinkel
γ	[°]	Winkel
δ	[°]	Winkel
Δ	[-]	Differenz
ε_α	[-]	Profilüberdeckung
ε_β	[-]	Sprungüberdeckung
σ	[N/mm ²]	Spannung
Σ	[-]	Summe
ν	[-]	Freiheitsgrad
ν	[-]	Querkontraktionszahl
+/-	[-]	Einstellstufen

1. Einleitung

In einer Gesellschaft wie der unseren, in der das produzierende Gewerbe noch immer eine dominierende Position sowohl bei der Beschäftigtenzahl als auch bei der erbrachten Wertschöpfung innehat, befindet sich die Produktionstechnik in einer Schlüsselstellung. Innovative Fertigungsverfahren auf höchstem technologischen Niveau kennzeichnen nicht nur die hiesige Wirtschaft, sie sind auch die Voraussetzung für den Fortbestand heimischer Produktionsstandorte. Diese stehen aufgrund des immer härteren weltweiten Wettbewerbs unter hohem Kostendruck, der durch globale Firmenfusionen weiter verstärkt wird. Hinzu kommen ständig steigende Auflagen des Gesetzgebers, insbesondere hinsichtlich Umweltschutz, Recycling oder Produkthaftung. Weitere Anforderungen entstehen zudem durch das veränderte Konsumverhalten der Verbraucher und die daraus resultierenden, immer kürzer werdenden, Produktzyklen. Auch die gesellschaftliche Akzeptanz bestimmter Produktgruppen und deren Herstellverfahren ist von steigender Bedeutung für den wirtschaftlichen Erfolg, da durch den wachsenden Einfluß der Massenmedien auf die öffentliche Meinung das Image eines Produkts immer entscheidender wird. Zudem wird besonders in Deutschland auf die Umweltverträglichkeit großen Wert gelegt. Für Produktionsbetriebe werden geringe Geräusch- und Schadstoffemissionen, eine abfallarme Produktion und ein niedriger Energieverbrauch gefordert.

In der Produktionstechnik reagiert man mit veränderten Lieferstrukturen und dem verstärkten Einsatz alternativer Technologien auf die neuen Rahmenbedingungen. Besonders deutlich wird dies in der Automobilindustrie. Zulieferbetriebe wandeln sich vom reinen Teilelieferanten zum Systemlieferanten, der die Verantwortung für ganze Baugruppen trägt und bereits in der Entwicklungsphase intensiv einbezogen wird. Neben der Verlagerung von Entwicklungs- und Qualitätssicherungstätigkeiten resultieren hieraus auch ständige Weiterentwicklungen klassischer Fertigungsverfahren. Vor allem unter dem Aspekt der Gewichtsreduzierung zur Verbrauchsminimierung bei Kraftfahrzeugen gewinnen Umformteile mit ihren hohen spezifischen Gestaltfestigkeiten und den einsatzmaterialsparenden Fertigungsverfahren an Bedeutung.

Für die Umformtechnik bedeutet dies allerdings auch, daß immer anspruchsvollere Bauteile bei höchster Fertigungssicherheit zum Teil einbaufertig hergestellt werden. Ein Verfahren, daß sich aus diesen Gründen in den letzten Jahren etabliert hat, ist das Präzisionsschmieden als Sonderverfahren der Warmmassivumformung. Mit diesem Verfahren werden endkonturnahe oder einbaufertige Werkstücke mit Qualitäten, die denen der spanenden Weichbearbeitung entsprechen, unter Ausnutzung der hohen Produktivität der Warmumformung hergestellt. Typische Beispiele für präzisionsgeschmiedete Bauteile sind Kegelräder, Synchronverzahnungen, Gleichlaufgelenke oder Ventile.

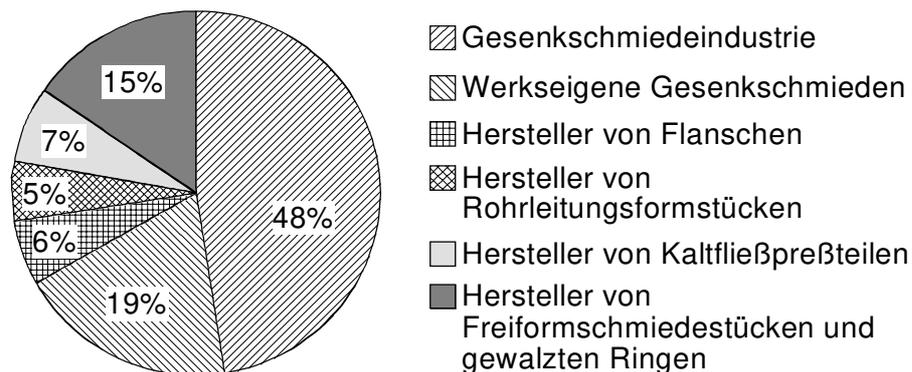
Da sich diese Bauteile neben einer hohen Produktqualität auch durch hervorragende Wirtschaftlichkeit auszeichnen, wurden in den letzten Jahren die Anstrengungen verstärkt, diese Eigenschaften auch bei der industriellen Fertigung von Laufverzahnungen zu nutzen. Hierzu sollen die Untersuchungen der vorliegenden Arbeit einen elementaren Beitrag leisten.

2. Ausgangssituation

2.1 Situation der Schmiedeindustrie

Die deutsche Schmiedeindustrie liegt im internationalen Vergleich hinter den USA/Kanada und Japan mit einem Weltmarktanteil von ca. 10% an dritter Stelle. In der EU besitzen deutsche Gesenkschmiedebetriebe einen Anteil von 45% am Gesamtproduktionsvolumen von 1.990.500 t (1997) [1]. Hinzu kommen noch die werkseigenen Schmieden der Fahrzeugindustrie, Freiformschmieden oder Hersteller von Kaltfließpreßteilen, die zusammen noch einmal ein vergleichbares Produktionsvolumen wie die freie Gesenkschmiedeindustrie bereitstellen [2]. Die Beschäftigtenzahl in der deutschen Gesenkschmiedeindustrie lag bei etwa 15.800 im zweiten Quartal 1998 [3]. Diese Zahl verteilt sich auf ca. 120 überwiegend mittelständische Unternehmen, die zum Großteil in Familienbesitz sind. Dem gegenüber stehen als Hauptabnehmer Großunternehmen aus der Kraft- und Nutzfahrzeugindustrie (Abb. 2.1).

Produktion der deutschen Schmiedeindustrie im Jahr 1996
Stahlschmiedeteile, Produktion gesamt: 1,756 Mio. t



Inländische Abnehmerstruktur der deutschen Gesenkschmiedeindustrie 1997

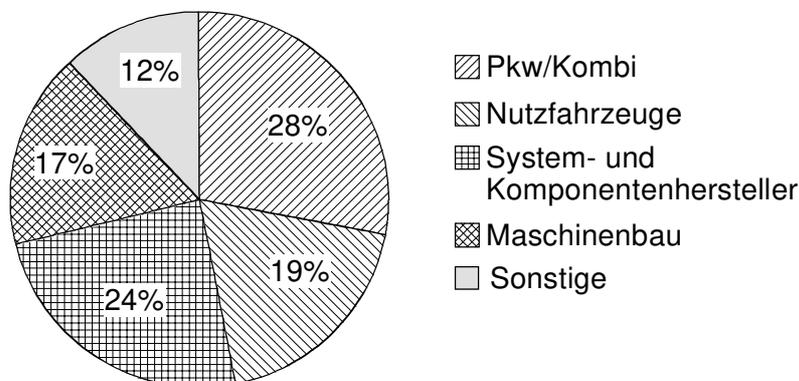


Abb. 2.1: Produktion der deutschen Schmiede-Industrie/Abnehmerstruktur [2]

Da insbesondere die Automobilindustrie in den letzten Jahren enorme Anstrengungen zur Reduzierung der Herstellkosten unternommen hat, ist gerade der Markt für "klassische" Schmiedeteile wie Flanschwellen, Radnaben, Achszapfen oder Zahnradrohlinge unter einen erheblichen Preisdruck geraten. Verstärkt wird die Tendenz für solche relativ einfachen Bauteile durch Anbieter aus Niedriglohnländern, die verstärkt auf die westlichen Märkte drängen. Auswirkung dieser Lieferbeziehungen ist unter anderem, daß die erzielten Preise für Schmiedeteile in den letzten zwölf Jahren um ca. 8% gesunken sind, während die Kosten kontinuierlich um 37% anwuchsen (Abb. 2.2).

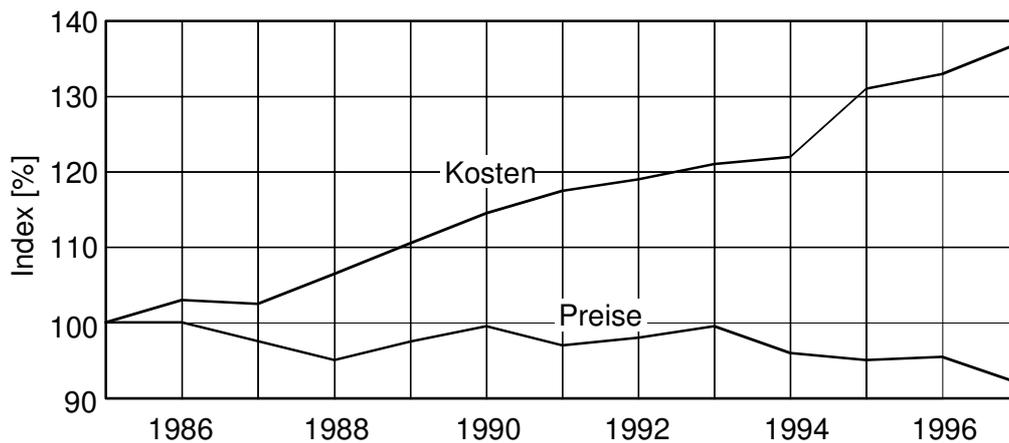


Abb. 2.2: Preis- und Kostenentwicklung bei Schmiedeteilen [1]

Auswege aus dieser für die Schmiedeindustrie unbefriedigenden Situation entstehen z.B. durch die Substitution bisher gegossener oder zerspannter Bauteile durch komplexe Schmiedeteile, durch den Einsatz neuer Werkstoffe, die eine Integration der Wärmebehandlung im Anschluß an die Warmumformung ermöglichen oder durch das Präzisionsschmieden [4, 5, 6, 7]. Mit diesem Verfahren kann man weitgehend einbaufertige Werkstücke hoher Genauigkeit herstellen. Bedingung für solche Entwicklungen ist jedoch, daß die Schmiedebetriebe schon im Vorfeld in die Entwicklung neuer Komponenten einbezogen werden und so das Ausnutzen verfahrensimmanenter Vorteile ermöglicht wird.

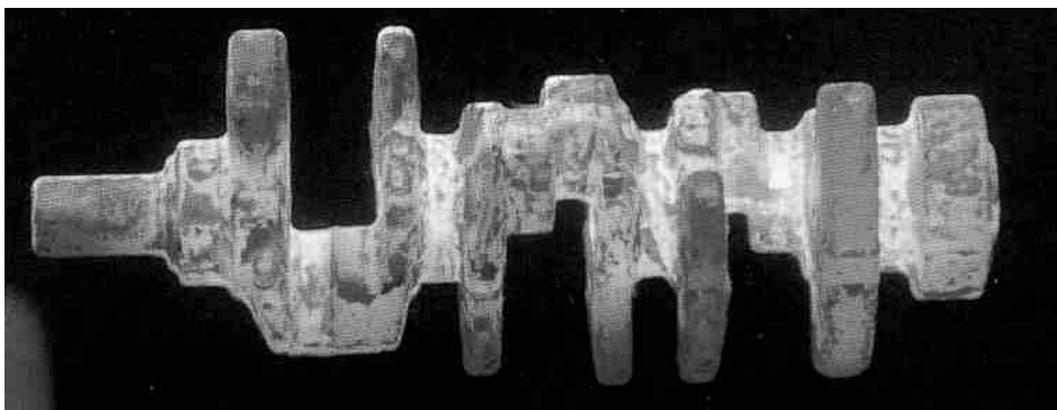


Abb. 2.3: Geschmiedete Kurbelwelle (Werkbild: Krupp Gerlach GmbH)

Begünstigt werden solche Potentiale auch durch die technische Entwicklung. So führt der steigende Anteil direkteinspritzender Dieselmotoren im Kraftfahrzeugbau zu einer wachsenden Nachfrage nach geschmiedeten Kurbelwellen (Abb. 2.3). Ursache hierfür sind erheblich gestiegene Innendrucke im Brennraum, wodurch die spezifischen Lagerbelastungen steigen. Außerdem steigt der Anteil der V-Motoren, was ebenfalls die spezifischen Lagerbelastungen erhöht. Untersuchungen haben ergeben, daß die Oberflächen geschmiedeter Kurbelwellen höhere Lasten bei gleichzeitig höherer Lebensdauer ertragen [8].

Forderungen nach günstigeren Herstellkosten bei gleichzeitig geringem Gewicht führen auch im Bereich Fahrwerksteile vermehrt zum Einsatz geschmiedeter Komponenten anstelle von Gußteilen [9, 10, 11]. Das Beispiel eines Pkw-Schwenklagers mit integriertem Bremsträger und Rohrklemmung verdeutlicht die Vorteile des Schmiedeteils. Das geschmiedete Teil wiegt als Fertigteil 3,4 kg, die Variante aus Sphäroguß kommt auf 4,8 kg. Das geschmiedete Aluminium-Bauteil wiegt einschließlich Mehrgewicht für das angeschraubte Radlager und die geschraubte Bremse 3,2 kg. Es ergibt sich somit ein Gewichtsvorteil von nur 0,2 kg für den Einsatz von Aluminium. Allerdings ist die Alu-Variante doppelt so teuer wie das Stahlschmiedeteil, weshalb dieses den Vorzug erhielt. [12].



Stahl, geschmiedet: 3,4 kg

Sphäroguß: 4,8 kg

Al, geschmiedet: 3,2 kg

Abb. 2.4: Pkw-Schwenklager (Werkbild: CDP, Ennepetal)

2.2 Massivumformung von Zahnrädern

Für die umformtechnische Herstellung von Zahnrädern sprechen mehrere Argumente. Zum einen gehören Zahnräder zu den am häufigsten verwendeten Konstruktionselementen im Maschinenbau und werden in Folge dessen täglich in großen Stückzahlen mit unterschiedlichen Verfahren produziert. Allein im Baunataler Volkswagenwerk werden jeden Tag ca. 11.000 Getriebe gefertigt [13]. Da bieten sich Umformverfahren aufgrund ihrer hohen Produktivität, ihrer Prozeßsicherheit, der guten Materialausnutzung und der günstigen Automatisierbarkeit für industrielle Massenfertigungen an. Zum anderen ergeben sich aus der umformtechnischen Herstellung von Verzahnungen auch konstruktive und technologische Vorteile.

Nachdem sich die umformende Fertigung von Kegelrädern im industriellen Maßstab eindeutig etabliert hat, führen Fortschritte im Bereich der Massivumformverfahren auch zu einem vermehrten Einsatz der Massivumformung für die Herstellung von Stirnrädern mit einfachen, langsam laufenden Verzahnungen. Die gebräuchlichsten Verfahren zum Massivumformen von Stirnrädern sind das Kalt- und Halbwarmfließpressen sowie das Präzisionsschmieden. Mit diesen Verfahren kann in einer oder mehreren Umformstufen die vollständige Zahnradgeometrie inklusive Grundkörper abgebildet werden, was bei Profilwalzverfahren nicht möglich ist. Verwendung finden Walzverfahren jedoch beim Kalibrieren von Verzahnungen. Im folgenden sollen nun die wichtigsten, im industriellen Maßstab eingesetzten, Massivumformverfahren zur Herstellung von Stirnradverzahnungen näher erläutert werden.

2.2.1 Kalt- und Halbwarmfließpressen

Das Fließpressen von verzahnten Bauteilen ist seit vielen Jahren Gegenstand intensiver Entwicklungsarbeiten. Erste ernsthafte Erfolge konnte Samantha in den siebziger Jahren in den USA vorweisen [14]. Ein Jahrzehnt später beschäftigten sich König in Aachen, Dohmann in Paderborn und Lange in Stuttgart mit dem Kaltfließpressen unterschiedlicher Stirnverzahnungen. In Aachen griff man auf die Entwicklungen von Samantha zum Hohlvorwärtsfließpressen zurück. Es gelang, Verzahnungen mit der Qualität 7 nach DIN 3960 ff zu pressen. Aufgrund der auftretenden Härteverzüge war jedoch eine spanende Nachbearbeitung notwendig [15, 16, 17, 18].

In Paderborn wurden umfangreiche Untersuchungen zum Napfformstauchen und Querfließpressen durchgeführt. Auch hier mußten die Verzahnungen nach dem Umformen noch weiter zerspannt werden [19, 20, 21, 22]. Hinzu kommt bei allen genannten Untersuchungen, daß die Zahnräder lediglich einfache Grundformen aufwiesen und aufgrund der geringen realisierbaren Dimensionen nicht für den Pkw-Getriebbau geeignet waren.

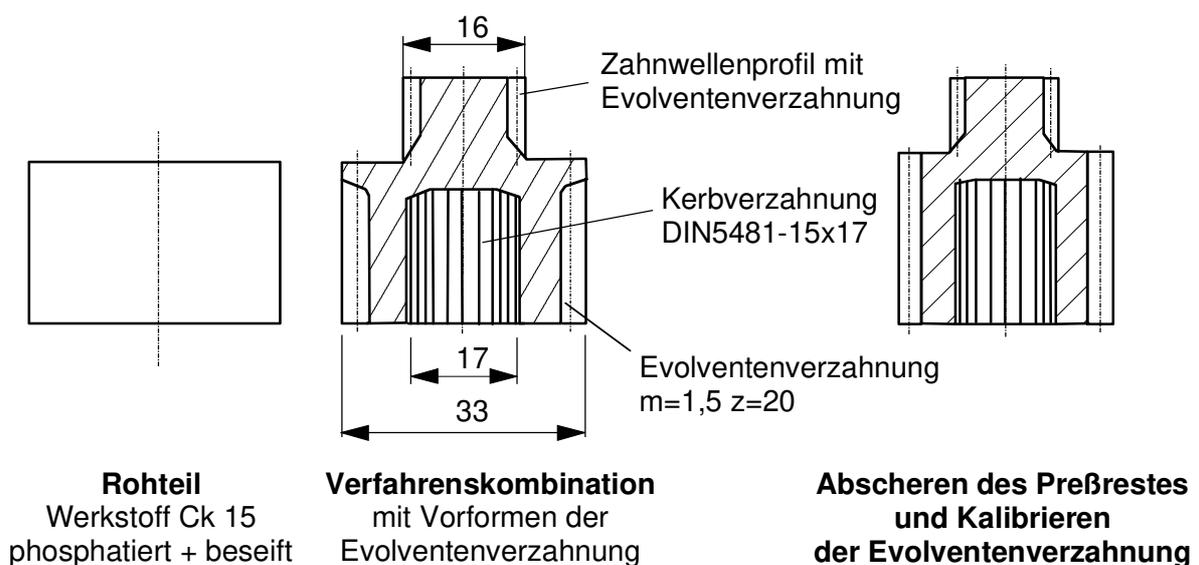


Abb. 2.5: Fertigungsfolge zur Herstellung von Mehrfachverzahnungen (nach [23])

Eine Methode zum Fließpressen von einbaufertigen Zahnrädern mit mehreren Verzahnungen ist von Jütte beschrieben worden [23]. Hierbei wird ein geradzahntes Zahnrad mit einer Innenkerbverzahnung und einem stirnseitigen Zahnwellenprofil in einer Verfahrenskombination aus Voll-Vorwärts-Fließpressen und Napfrückwärtsfließpressen und einer abschließenden Kalibrierung mit Hilfe einer aktiven Matrize hergestellt [24]. Die Fertigungsfolge ist Abb. 2.5 zu entnehmen.

Ein anderes Verfahren, das besonders in Korea [25, 26, 27] und Japan [28, 29, 30, 31, 32, 33] vorangetrieben wird, ist das Querfließpressen von Zahnrädern. Dieses Verfahren eignet sich im Gegensatz zum Napfformstauhen oder Hohlvorwärtsfließpressen auch zum Herstellen von schmalen Zahnrädern mit entsprechend geringer Zahnbreite und ist somit für Anwendungen in Automobilgetrieben interessanter [34, 35, 36, 37].

Industriell durchsetzen konnte sich das Kaltfließpressen vor allem für kleinere Zahnräder mit geringeren Anforderungen an die Zahnradqualität [38, 39]. Typische kaltfließgepreßte Zahnräder sind Anlasserritzel oder kleinere Planetenräder. Abb. 2.6 zeigt zwei Beispiele. Anlasserritzel werden täglich in großen Stückzahlen und unterschiedlichen Dimensionen gefertigt. Die Verzahnung des Ritzels ist einbaufertig, die Bohrung wird gebohrt, Bund und Stirnseiten werden übergedreht [40]. Das weitere Beispiel ist ein schrägverzahntes Planetenrad mit ebenfalls einbaufertiger Verzahnung [41, 42].

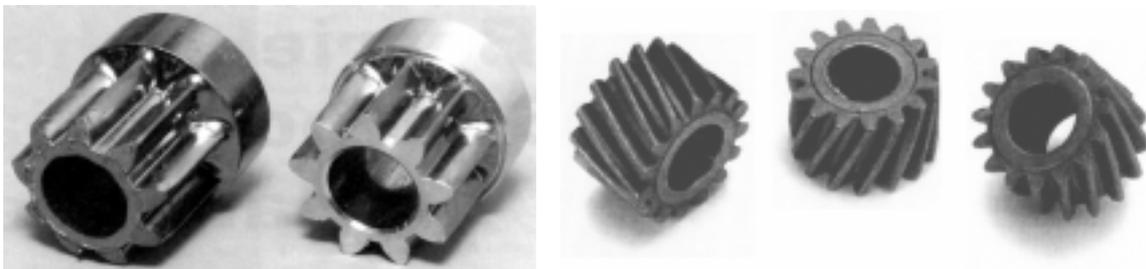


Abb. 2.6: Fließgepreßte einbaufertige Verzahnungen [40, 41]

2.2.2 Präzisionsschmieden

Das Präzisionsschmieden geradzahnter Stirnräder ist bereits seit vielen Jahren Gegenstand von Untersuchungen [43, 44, 45]. Adams entwickelte am IFUM ein Verfahren zum Präzisionsschmieden von Anlasserritzeln mit einbaufertiger Verzahnung, bei dem das Zahnrad durch Querfließpressen von Präzisionsrohrabschnitten mit Hilfe einer schwimmend gelagerten Matrize geschmiedet wurde [46, 47, 48]. Dieses Verfahren wurde weiterentwickelt und zum Schmieden von endkonturnahen, geradzahnten Planetenrädern mit einer Masse bis 1.200 g eingesetzt [49, 50]. Behrens realisierte auf Basis dieses Umformverfahrens einen automatisierten Schmiedeprozess mit integrierter Qualitätsprüfung [51].

In [52] werden Untersuchungen vorgestellt, in denen gescherte Knüppelabschnitte durch einen eindringenden Dorn umgeformt werden. Der Dorn bildet dabei nach

erfolgreicher Umformung den Lochboden, dessen Stärke zur Kompensation von Masseschwankungen der Rohteile genutzt wird.

Auch in industriellem Maßstab hat sich das Präzisionsschmieden von geradzahnten Stirnrädern minderer Qualität etabliert. Besonders für Lastkraftwagen sowie Land- und Baumaschinen erfüllen geschmiedete Verzahnungen die zum Teil extrem hohen Anforderungen an die Bauteilfestigkeit, die aufgrund der rauen Betriebsbedingungen vorliegen [53]. In Abb. 2.7 sind Zahnräder für den Landmaschinenbau zu sehen. Bei diesen Zahnrädern ist die Verzahnung präzisionsgeschmiedet und weist lediglich ein Feinbearbeitungsaufmaß von 0,1-0,2 mm pro Zahnflanke auf [54, 55].

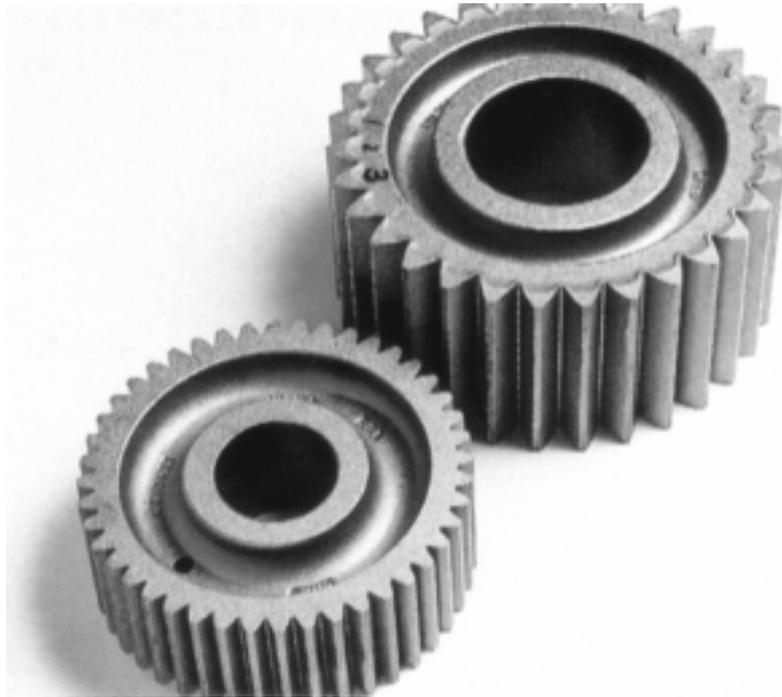


Abb. 2.7: Geschmiedete Planetenräder (Werkbild: Thyssen Umformtechnik)

Ähnliche Werkstücke werden auch in [56] beschrieben. Hierbei handelt es sich ebenfalls um Zahnräder aus dem Nutzfahrzeugbereich, jedoch mit unterschiedlichen Spezifikationen. So wird für das in Abb. 2.8 links dargestellte Zahnrad ein umlaufendes Bearbeitungsaufmaß von $0,3 \pm 0,125$ mm angegeben. Die Bohrung wird durch Lochen hergestellt und muß ebenfalls nachbearbeitet werden. Für Normalmodule von 2-6 mm, maximale Außendurchmesser bis 254 mm und Zahnbreiten bis 152 mm werden Zahndickenschwankungen und Profilform- und Teilungsschwankungen kleiner als 0,08 mm angegeben. Gleiche Grenzabmessungen gelten auch für das rechts abgebildete Zahnrad. Allerdings ist hier nur ein Bearbeitungsaufmaß von lediglich $0,1 \pm 0,05$ mm im Eingriffsprofil vorhanden. Der Zahnfußbereich ist fertig geschmiedet. Aufgrund des geringen Bearbeitungsaufmaßes ist die Qualität der geschmiedeten Verzahnung entsprechend enger toleriert. Zulässige Zahndicken-, Profilform- und Teilungsschwankungen werden mit 0,05 mm angegeben.

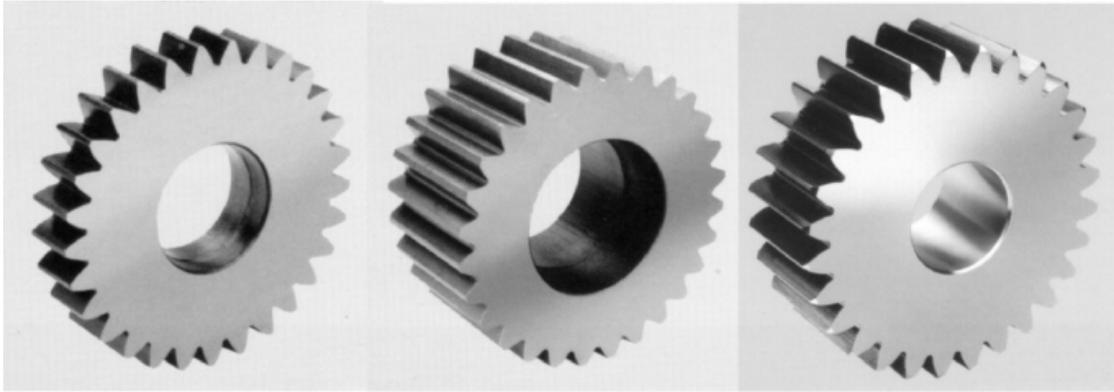


Abb. 2.8: Geschmiedete Nutzfahrzeugzahnräder (Werkbild: Presrite, USA)

Größer ausgelegt ist das in der Bildmitte dargestellte Zahnrad, das bis zu einem Außendurchmesser von 356 mm und einer Zahnbreite bis 203 mm lieferbar ist. Dieses Bauteil weist ein umlaufendes Bearbeitungsaufmaß von 1-2 mm auf. Die zulässige Zahndickenabweichung beträgt 0,2 mm, die maximalen Profilform- und Teilungsabweichungen 0,16 mm. Auch hier wird das Zahnrad mit einer gelochten Bohrung ausgeliefert. Durch die großen Abmessungen der beschriebenen Zahnräder verspricht hier besonders die Materialeinsparung durch das Präzisionsschmieden der Verzahnung wirtschaftliche Vorteile. Zudem sind die Härteverzüge geringer als bei vollständig spanend hergestellten Verzahnungen. Da bei allen Rädern jedoch die Stirnseiten nach dem Schmieden noch komplett übergedreht werden, ist eine Wärmebehandlung aus der Schmiedewärme nicht möglich, da dies Probleme bei der Hartbearbeitung der Stirnflächen erzeugt.

Auch Kuhlmann beschreibt in [57] das Präzisionsschmieden von geradverzahnten Stirnrädern unterschiedlicher Geometrien (d_a : 80 - 170 mm, m_n : 2,5 – 5 mm) in der Serienproduktion. Probleme ergaben sich allerdings beim Warmlochen der Bohrung, da Verzüge der Laufverzahnung auftraten. Als Rohmaterial wurde geschältes Knüppelhalbzeug eingesetzt, daß mit Gewichtstoleranzen von ca. 20g gesägt wurde. Die Rohteile wurden unter Schutzgas induktiv auf ca. 1065°C erwärmt, wobei die Rohteiltemperatur mit einem Infrarot-Sensor überwacht wurde. Die Regelung der Erwärmung geschah manuell. Die Umformung erfolgte in zwei Stufen: Vorstauchen des Rohteils und Fertigschmieden im geschlossenen Gesenk, wobei die Werkstücktemperatur beim Stauchen um ca. 40°C sinkt. Die Verzahnung muß nach dem Schmieden noch nachbearbeitet werden, teilweise konnten auch die Zahneckern nicht vollständig ausgeschmiedet werden.

Im Gegensatz zu den oben beschriebenen Verfahren zum Präzisionsschmieden von geradverzahnten Stirnrädern, wo eine nachfolgende Feinbearbeitung der Zahnflanken notwendig ist, lassen sich die Verzahnungen für Pkw-Rückwärtsgangräder vollständig durch Umformoperationen herstellen. Die Besonderheit bei diesen Bauteilen liegt in den hinterstellten Zahnflanken. Abb. 2.9 zeigt ein präzisionsgeschmiedetes Rücklaufgrad, das industriell in großen Stückzahlen mit Stückmassen von 300 bis 500 g gefertigt wird [58]. Die Verzahnung wird nach dem Präzisionsschmieden durch ein abschließendes Kalibrieren oder Rollen fertiggestellt.

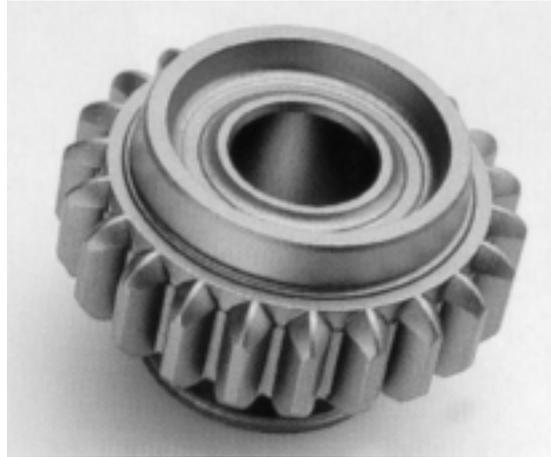


Abb. 2.9: Präzisionsgeschmiedetes Rücklaufrad [58]

Aufgrund der umformspezifischen, belastungsorientierten Gefügestruktur ergeben sich Festigkeitszuwächse, die funktionsoptimale Auslegungen konstruktiver Merkmale hinsichtlich Gewicht und Form erlauben. So steigt die Zahnfußfestigkeit gegenüber spanabhebend produzierten Rücklaufrädern um ca. 15%. Prozeßbedingte Kantenrundungen minimieren zusätzlich Kerbwirkungen und ermöglichen Verbesserungen der Zahngestalt, die Verschleiß und Geräuschanregung reduzieren [59, 60]

2.2.3 Pulverschmieden

Das Pulverschmieden ist ein Verfahren, daß in den letzten Jahrzehnten aus einer Kombination von Sintern und Schmieden entstanden ist. Der Unterschied zum Schmieden besteht darin, daß keine herkömmlichen Rohteile verwendet werden, sondern gesinterte Rohteile, die vorher unter hohem Druck aus Metallpulver gepreßt wurden. Hierdurch ist es möglich, homogene Rohteile mit unterschiedlichsten Werkstoffen und Geometrien zu erzeugen. Etabliert hat sich das Pulverschmieden für hochbeanspruchte Bauteile im Fahrzeugbau, wie Pleuel oder Synchronisationsringe [61, 62].

Für gerad- und schrägverzahnte Stirnräder konnte sich das Pulverschmieden erst bedingt durchsetzen. Umfangreiche Untersuchungen zum Pulverschmieden von Stirnrädern wurden in den achtziger Jahren an der RWTH Aachen durchgeführt [64, 65, 66, 67]. Die Untersuchungen zeigen, daß die erreichbare Maßhaltigkeit Vorverzahnungsqualität erreicht. Die mechanischen Eigenschaften der Zahnräder hängen in erster Linie von der möglichen Restporosität und der Legierungszusammensetzung des eingesetzten Pulvers ab. Bei der Prozeßführung ist besonders auf die Einhaltung geringer Handhabungszeiten zu achten, da bei pulvermetallurgisch erzeugten Werkstoffen die Gefahr einer Oxidbildung entlang der oberflächennahen Korngrenzen besteht. In [63] wird ein pulverschmiedetes schrägverzahntes Stirnrad, das in der sogenannten Schichtverbundtechnik hergestellt wurde, beschrieben. Dabei wird ein Rohteil mit einem gradierten Gefügebau durch Sintern hergestellt und anschließend in einem Präzisionsschmiedeprozess geschmiedet.

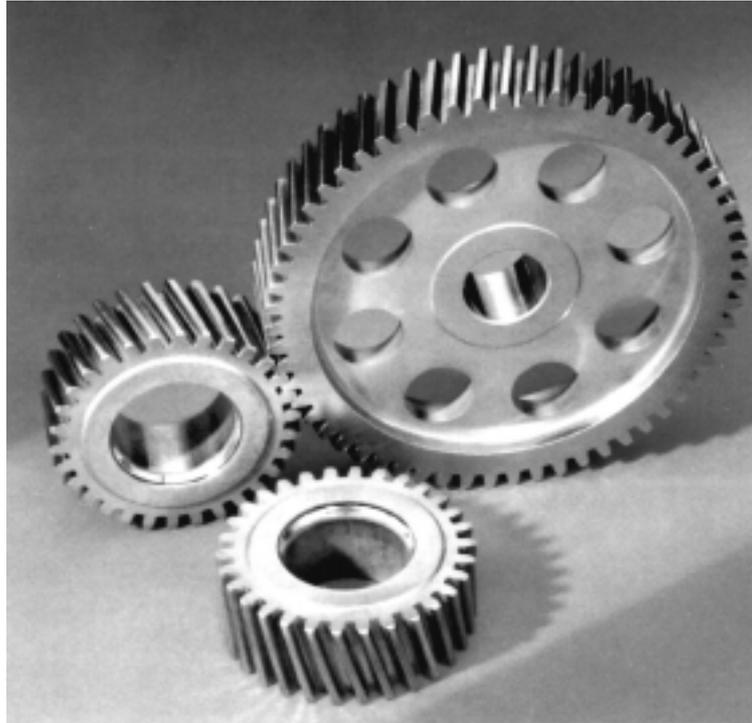


Abb. 2.10: Pulvergeschmiedete Zahnräder (Werkbild: Mannesmann DEMAG)

Abb. 2.10 zeigt pulvergeschmiedete Getrieberäder mit 15° Schrägungswinkel. Es zeigen sich deutlich die Vorteile dieses Verfahrens, wie die problemlose Einbringung von Bohrungen zur Gewichtsminimierung. In [68] werden Getrieberäder mit Dachschrägen an den Zähnen, die der Synchronisierung dienen, beschrieben. Ein Beispiel demonstriert anschaulich, wie eine verfahrensgerechte Auslegung schon in der Konstruktionsphase die Vorteile eines Fertigungsverfahrens zur Geltung bringt. Das Bauteil erfüllt mehrere Funktionen, es dient sowohl als Rückwärtsgang sowie auch als Synchronhülse für den ersten und zweiten Gang. Die Laufverzahnung muß nach dem Schmieden noch geschliffen werden [68].

2.3 Bewertung der vorgestellten Verfahren

2.3.1 Technologische Gesichtspunkte

Für eine Reihe von Bauteilen ergeben sich technologische Vorteile durch die umformtechnische Herstellung. Hauptgründe hierfür sind die Ausrichtung der Gefügestruktur durch den Stofffluß während der Umformung, die der Außenkontur des Werkstückes folgt und günstigere Eigenschaften unter Belastung aufweist, sowie Gefügeveränderungen wie z.B. Kaltverfestigungen.

Für Zahnräder sind in der Vergangenheit diverse Untersuchungen durchgeführt worden, in denen die Tragfähigkeit umgeformter Verzahnungen mit zerspannten Verzahnungen verglichen wurde. Besonders interessant für den Einsatz umgeformter Verzahnungen im Kfz-Bereich sind Aussagen über die Zahnfußtragfähigkeit, da diese bei Verzahnungen mit kleinen Modulen, wie sie im Pkw-Bau üblich sind, eine

kritische Größe darstellt. In der folgenden Tabelle sind die Ergebnisse mehrerer Untersuchungen [64, 69, 70, 71] zusammengefaßt.

Tabelle 2.1: Zahnfußdauerfestigkeitsgewinn durch umformende Herstellung

Bezeichnung	Kegelrad (A)	Stirnrad (B)	Stirnrad (C)	Stirnrad (D)
Verfahren	Schmieden nach [69]	Walzen nach [70]	Walzen nach [71]	Pulverschmieden nach [64]
Werkstoff	17 CrNiMo 6	16 MnCr 5	42 CrMo 4 V	16 MnCr 5/ *)
Modul m_n	7 mm	3,5 mm	3,5 mm	3,5 mm
Zähnezahl z	16	25	25	21
Schrägungswinkel β	0°	0°	0°	0°
Festigkeitszuwachs	+25%	+11%	+25%	+17%

*) : Fe + 1,9% Ni + 0,5% Mo + 0,25% Mn + 0,08% Cr

Für geschmiedete Kegelräder (A) ergab sich eine Erhöhung der Zahnfußtragfähigkeit um 25% im einsatzgehärteten Zustand. Im BF-geglühten Zustand stieg der Vorteil der geschmiedeten Verzahnungen sogar auf 30%. Auffällig bei den Untersuchungen war die Tatsache, daß die geschmiedeten Verzahnungen stets durch den Bruch der Radnabe ausfielen. Durch eine steifere Auslegung des Zahnradkörpers wären somit noch höhere Zahnfußfestigkeiten bei geschmiedeten Kegelrädern erreichbar. Bei den Untersuchungen wurden Vergleichsräder mit identischer Geometrie verwendet, um Unterschiede durch abweichende Fußausrundungen auszuschließen.

Durch Kaltwalzen (B, C) konnte die Zahnfußfestigkeit von gradverzahnten Stirnrädern um 11% -25% gesteigert werden. Unterschiede ergaben sich hier für verschiedene Werkstoffe. Da durch das Einsatzhärten verfahrensbedingte Kaltverfestigungen aufgehoben wurden, wird der Zugewinn an Fußfestigkeit auf die gewalzte Oberfläche im Fuß zurückgeführt.

Auch durch Pulverschmieden kann die Tragfähigkeit spanend gefertigter Zahnräder übertroffen werden, wie das Beispiel (D) zeigt. Hierbei muß allerdings berücksichtigt werden, daß der Pulverwerkstoff eine andere chemische Zusammensetzung aufwies als der vergleichend betrachtete spanende bearbeitete Einsatzstahl 16 MnCr 5.

Bestätigt werden diese Untersuchungen auch durch Ergebnisse, die in [73] beschrieben werden. Danach liegt das maximal übertragbare Drehmoment für geschmiedete Kegelradverzahnungen durchschnittlich um 11% über dem für zerspante Verzahnungen.

Die Abb. 2.11 zeigt außerdem, daß die Zunahme des Verzahnungsspiels nach einem Dauerversuch für die geschmiedete Übersetzung ca. 50% geringer ist, was auf eine verschleißfestere Zahnoberfläche schließen läßt. Pittingtests an Kegelradübersetzungen in [74] bestätigen diese Aussage. So weisen zerspante Vergleichsverzahnungen 38,5% mehr Pittingschäden auf, als die geschmiedeten Verzahnungen. Zudem sind 30,6% mehr Zähne geschädigt.

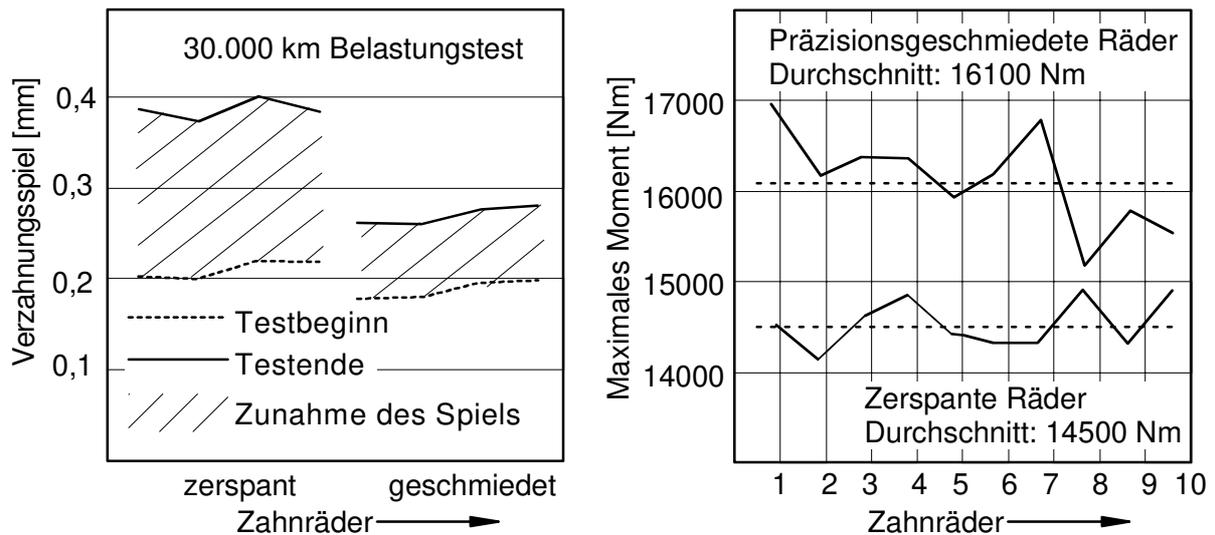


Abb. 2.11: Vergleich geschmiedeter und spanabhebend gefertigter Kegelradpaarungen (nach [73])

2.3.2 Konstruktive Gesichtspunkte

Wälzfräß-, Wälzstoß- oder Schleifmaschinen benötigen aufgrund ihrer Funktionskinematik Werkzeugausläufe. Durch die Einsparung dieser Ausläufe können beispielsweise Zahnradkörper deutlich kompakter gestaltet werden. Ein Anwendungsfall ist in Abb. 2.12 dargestellt.



Abb. 2.12: Präzisionsgeschmiedetes Schaltrad mit einbaufertiger Schaltverzahnung (Thyssen Umformtechnik)

Es handelt sich um ein präzisionsgeschmiedetes Schaltrad, bei dem die Schaltverzahnung in den Grundkörper eingebettet wurde. Die Schaltverzahnung liegt nach dem Schmieden und Kalibrieren des Hinterschnittes einbaufertig vor und bedarf keiner weiteren (spanenden) Nachbearbeitung. Dadurch ist es möglich, die gesamte Breite des Zahnrades zu reduzieren. Durch die Anbindung der Schaltverzahnung an

den Grundkörper und die Ausrundung von Zahnfuß und Zahnbasis nimmt zudem die Belastbarkeit der Schaltverzahnung zu [75, 76, 77]. Eine weitere Gewichtsreduzierung kann durch die Einbringung von Aussparungen oder eingeschmiedeten Taschen realisiert werden. Je nach Zahnradgestaltung konnten auf diese Weise bis zu 10% der ursprünglichen Einsatzmasse eingespart werden. Dies bewirkt gerade bei Laufverzahnungen mit hohen Drehzahlen eine deutliche Senkung des Massenträgheitsmomentes und des Kraftstoffverbrauchs [78].

Auch bei Kegelrädern bietet sich die Möglichkeit, durch Anbindung der Verzahnung in den stirnseitigen Bereichen die Gestaltfestigkeit zu erhöhen. Da Differential-Kegelräder aufgrund ihres Einsatzgebietes keine hohen Abwälzgeschwindigkeiten erreichen, reicht die durch Kaltkalibrieren erzielbare Oberfläche der Verzahnung hinsichtlich Laufruhe und Eingriffsverhalten aus. Dadurch ist es möglich, die Evolvente und den Zahnfußbereich speziell an die Umformbedingungen anzupassen. Auf diese Weise wird das Umformverhalten begünstigt und die Belastbarkeit der Kegelradübersetzung kann erhöht werden. Die Zahnfußfestigkeit und die Zahnflankentragfähigkeit werden signifikant verbessert im Vergleich zu spanabhebend gefertigten Verzahnungen [72, 79, 76, 80].

Nicht nur für Schaltverzahnungen, Kegelräder und Zahnradgrundkörper bietet sich eine Optimierung der Werkstückkontur nach umformtechnischen Gesichtspunkten an. Auch Laufverzahnungen in Pkw-Getrieben mit ihren hohen Ansprüchen an Tragfähigkeit, Leistungsdichte, Wirkungsgrad, Laufruhe und Lebensdauer verfügen noch über ein beträchtliches Entwicklungspotential [81, 82]. So hat Höhn eine Vergleichsrechnung durchgeführt, in der eine praxisübliche, spanend hergestellte Hochverzahnung (VH) mit einer nach umformtechnischen Gesichtspunkten gestalteten Verzahnung (VU) verglichen wird (Abb. 2.13 und Abb. 2.14) [83].

Beide Verzahnungen weisen identische Abmessungen, wie Zahnbreite, Achsabstand, oder Schrägungswinkel auf. Um das Fließen des Werkstoffs zu begünstigen und um einen möglichst geringen Umformgrad zu erreichen, besitzt die Umformverzahnung einen größeren Eingriffswinkel. Ein kleinerer Normalmodul in Verbindung mit einer größeren Zähnezahl bewirkt trotzdem eine ausreichende Profilüberdeckung.

Eine rechnerische Überprüfung hinsichtlich Grübchentragfähigkeit ergab, daß die Hertz'sche Pressung für die Hochverzahnung zu Beginn des Zahneingriffs deutlich höhere Werte als für die Umformverzahnung aufweist. Für die Umformverzahnung kann somit eine höhere Grübchentragfähigkeit erwartet werden.

Die Gleitgeschwindigkeit ist die Haupteinflußgröße für die Bestimmung der Freßtragfähigkeit. Die jeweiligen Maxima werden zu Beginn und gegen Ende des Eingriffs erreicht. Aufgrund der niedrigeren Zahnhöhe der Umformverzahnung ergeben sich geringere Gleitgeschwindigkeiten und somit eine höhere Freßtragfähigkeit. Aufgrund des größeren Zahnfußquerschnittes und der geringeren Zahnhöhe ergibt sich für die Umformverzahnung auch eine höhere Zahnfußtragfähigkeit.

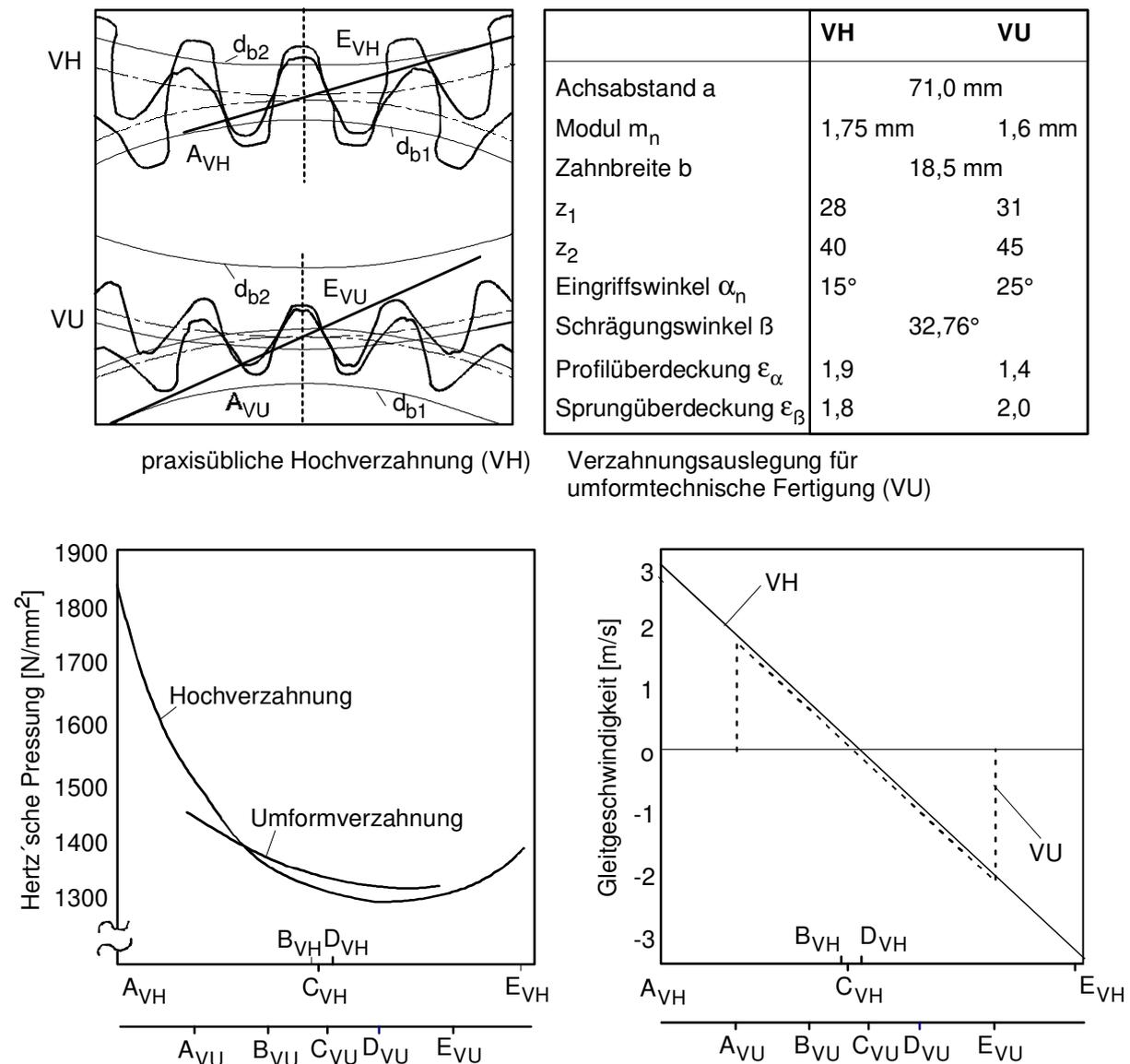


Abb. 2.13: Gegenüberstellung einer umformtechnisch optimierten Verzahnung mit einer herkömmlichen Hochverzahnung (nach [83])

Nicht nur die Tragfähigkeit spielt eine bedeutende Rolle bei der Beurteilung einer Verzahnung. Auch das Anregungsverhalten, das entscheidend für die Schwingungsarmut und das Laufgeräusch des Getriebes ist, wird aufgrund der stetig steigenden Komfort-Anforderungen des Verbrauchers immer wichtiger. Wie der Verlauf des Anregungspegels L_A über der Last (Abb. 2.14, links) zeigt, fallen durch die Wahl einer günstigen Sprungüberdeckung die Werte für die umformtechnisch optimierte Verzahnung geringer aus. Bestätigt wird dies auch durch den zeitlichen Verlauf der Verzahnungssteifigkeit, die die Stärke der Parameteranregung des Systems bestimmt. Die Schwankungen sind für die umformtechnisch optimierte Verzahnung deutlich geringer als für herkömmliche Hochverzahnung.

Wie die Untersuchungen von Höhn beweisen, verspricht eine umformspezifische Verzahnungsauslegung nicht nur eine günstigere umformende Herstellung sondern auch mindestens gleichwertige Betriebseigenschaften.

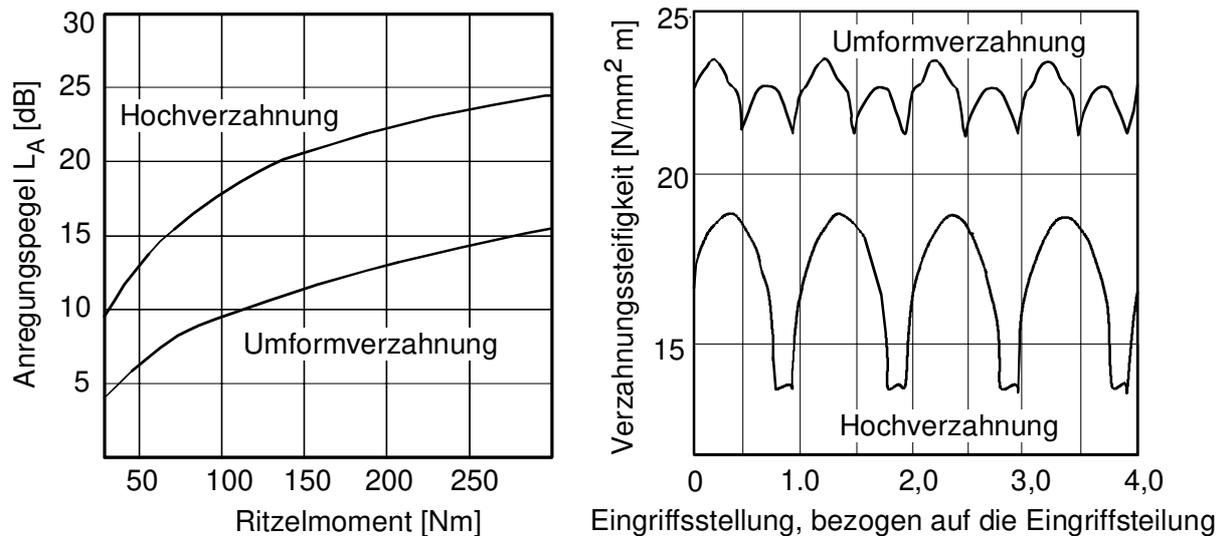


Abb. 2.14: Vergleich des Anregungsverhaltens einer herkömmlichen Hochverzahnung mit einer umformtechnisch optimierten Verzahnung (nach [83])

2.3.3 Wirtschaftliche Gesichtspunkte

Entscheidend für die Anwendung neuer Produktionsmethoden ist neben technologischen und konstruktiven Gesichtspunkten in erster Linie der wirtschaftliche Erfolg, der in niedrigen Stückkosten liegt. In mehreren Untersuchungen wurden die Herstellkosten von umgeformten und herkömmlich, d.h. spanend gefertigten Zahnrädern miteinander verglichen [72, 84, 85, 36]. Eine Zusammenfassung ist in Tabelle 2.2 dargestellt.

Tabelle 2.2: Niedrigere Herstellkosten durch umformende Herstellung

Bezeichnung	Stirnrad	Stirnrad	Stirnrad	Kegelrad
Verfahren	einstufiges Querfließpressen nach [36]	Voll-Vorwärtsfließpressen nach [84]	Präzisions-schmieden nach [85]	Präzisions-schmieden nach [72]
Kostensenkung	13%	25%	27%	15%

Für alle dem Vergleich zugrunde liegenden Verfahren läßt sich feststellen, daß die umformtechnische Herstellung von Zahnrädern wirtschaftliche Vorteile verspricht. Hauptgrund für diesen Trend ist, daß die Mehrkosten für die verzahnten Schmiedegesenke und das höherwertige Rohmaterial unter den Kosten für die spanende Weichbearbeitung der Verzahnung liegen. Für die beiden Kaltfließpreßverfahren wurden durchschnittliche Matrizenstandmengen von 20.000 Teilen zugrunde gelegt. Insbesondere die Einsparung von Fertigungsschritten bedeutet in der industriellen Praxis drastische Vorteile, da hierdurch nicht nur eine signifikante Verkürzung der Fertigungs- und Durchlaufzeiten erreicht wird. Auch die Schnittstellenproblematik zwischen den einzelnen Bearbeitungsstationen und der Aufwand für Logistik und Qualitätssicherung nimmt ab [86, 87, 88, 89].

Einen wichtigen Beitrag zur Prozeßkettenverkürzung liefert die Integration der Wärmebehandlung, die beim Präzisionsschmieden möglich ist. Hierbei werden die Rohteile vor dem Schmieden aufgekocht. Durch die Umformung verteilt sich die aufgekochte Randschicht entsprechend der Fließbewegung des Werkstoffes entlang der Zahnkontur. Nach dem Schmieden werden die Zahnräder unter Ausnutzung der Schmiedeendtemperatur gehärtet. Auf diese Weise kann eine beanspruchungsgerechte Härteverteilung über den Zahnquerschnitt erzeugt werden [46, 47, 48]

Doch nicht nur die Einsparung der spanenden Weichbearbeitung führt zu niedrigeren Fertigungskosten. Auch die Reduzierung des Materialbedarfs wirkt sich auf die Wirtschaftlichkeit aus. Vor allem im Bereich größerer Nutzfahrzeugzahnräder bewirken Materialeinsparungen von mehr als 30% bei Einsatz des Präzisionsschmiedens wirtschaftliche Vorteile [53].

Material und Bearbeitungskosten können zudem durch Integration mehrerer Bauteile gespart werden, wie am Beispiel eines Getriebezahnrades verdeutlicht wird [90]. Durch die umformtechnische Herstellung von Synchronverzahnung und Laufverzahnung in einem Bauteil konnten die Kosten um 15% gesenkt werden. Möglich wurde dieses aufgrund der nicht mehr benötigten Bearbeitungsfreiräume durch die Einsparung des Zerspanens der Schaltverzahnung.

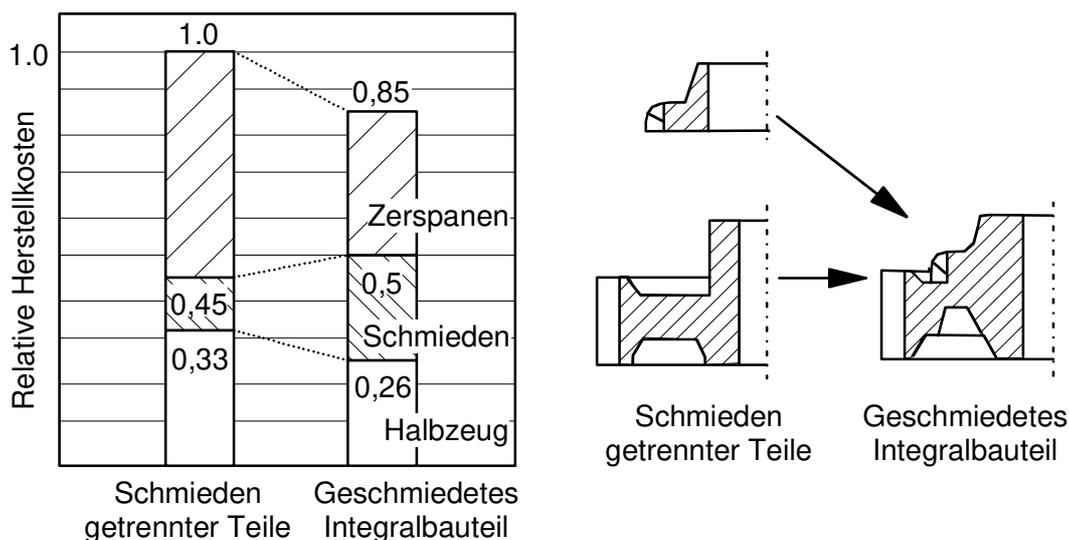


Abb. 2.15: Kostenreduzierung durch Integralbauteile (nach [90])

Wie die Bewertung der einzelnen Verfahren ergibt, liegt in der umformtechnischen Herstellung anspruchsvoller Laufverzahnungen ein erhebliches wirtschaftliches und technologisches Potential. Aufgrund der Abmessungen und der oft komplexen Geometrie solcher Zahnräder empfiehlt sich das Präzisionsschmieden als interessante Alternative, da hier insbesondere das Kaltfließpressen an Verfahrensgrenzen stößt.

3. Entwicklungsbedarf

Wie bereits erläutert, gehören Zahnräder zu den typischen Massenbauteilen, die im gesamten Bereich der Antriebstechnik in großem Maße eingesetzt werden. Zahnräder stellen komplexe Maschinenelemente dar, die äußerst vielschichtigen mechanischen Anforderungen standhalten müssen und für die Erfüllung ihrer Übertragungsfunktion eine hohe Fertigungsgenauigkeit erfordern. Die größte Gruppe der Zahnräder ist die der Zylinderräder aus dem Automobil- und Maschinengetriebebau, die in entsprechenden Stückzahlen gefertigt werden. In Pkw-Schaltgetrieben sind dies Festräder, Rücklaufträder sowie Losräder mit zusätzlichen Nebenformelementen. In Automatikgetrieben werden zudem Planetenräder und Sonnenräder für das Planetengetriebe benötigt. Diese Zahnräder sind in der Regel schrägverzahnt und weisen Schrägungswinkel bis zu 35° auf. Die Zähnezahlen liegen zwischen 11 und 60, bei Normalmoduln bis 5 mm und Eingriffswinkeln von 14° bis 25° [91].



Abb. 3.1: Pkw-Getrieberäder [13]

Solche komplexen schrägverzahnten Getrieberäder werden derzeit fast ausschließlich spanend hergestellt. Als Basis für die spanende Verzahnung dienen überwiegend grob vorgeschmiedete Rohteile, die in mehreren Schritten gedreht, vorverzahnt und feinbearbeitet werden. Neben dem hohen Zerspanaufwand mit einer Vielzahl aufeinanderfolgender Fertigungsschritte, die zudem von Geometrie zu Geometrie unterschiedlich sein können, ist in den letzten Jahren besonders die Problematik des Kühlschmierstoffeinsatzes bei der Zerspanung in den Vordergrund getreten [92].

Als Ausweg bietet sich die endkonturnahe oder einbaufertige Massivumformung der

kompletten Zahnräder an. Hierdurch kann die spanende Weichbearbeitung fast vollständig substituiert werden. Auch versprechen Massivumformverfahren eine Festigkeitssteigerung der Verzahnung, die sich günstig auf das Betriebsverhalten der Bauteile auswirkt, sowie wirtschaftliche und konstruktive Vorteile.

Aufgrund der Komplexität der äußeren Gestalt dieser Zahnräder sowie deren Abmessungen scheidet die Kaltmassivumformung mit ihrem begrenzten Formänderungsvermögen aus. Komplexe und filigrane Zahnräder könnten nur in mehreren Umformstufen, kombiniert mit Zwischenglühoperationen und ökologisch bedenklichen Oberflächenbehandlungen, gepreßt werden.

Das Präzisionsschmieden hingegen hat seine Eignung bereits in der industriellen Fertigung einfacher geradverzahnter Stirnräder, Kegelräder oder von Getrieberadrohten mit einbaufertiger Schaltverzahnung unter Beweis gestellt. Der Einsatz des Präzisionsschmiedens kann zudem die Integration der Wärmebehandlung aus der Schmiedewärme heraus ermöglichen [93, 94]. Aus diesen Gründen bietet sich das Präzisionsschmieden auch für die Fertigung schrägverzahnter Stirnräder an. Da dieses Verfahren für solche Werkstücke jedoch noch nicht in industriellem Umfang eingesetzt wird, soll in dieser Arbeit die wissenschaftliche Grundlage für eine breite und wirtschaftliche Anwendung des Präzisionsschmiedens schrägverzahnter Stirnräder gelegt werden.

Voraussetzung hierfür ist die Auswahl eines geeigneten Schmiedeverfahrens und die Ermittlung wesentlicher Verfahrensmerkmale. So sind vor allem die erreichbare Verzahnungsqualität und der dafür erforderliche verfahrenstechnische Aufwand von großer Bedeutung bei der wirtschaftlichen Beurteilung dieses Verfahrens.

Da die Formenvielfalt der in Frage kommenden Zahnräder zudem außerordentlich groß ist, ist die Bereitstellung möglicher Verfahrensalternativen für die industrielle Umsetzung der Präzisionsschmiedetechnologie notwendig. Auf diese Weise kann das jeweils am besten geeignete Schmiedeverfahren ausgewählt werden, um ein optimales Gesamtergebnis zu erreichen.

4. Stand der Forschung

Im Gegensatz zur Herstellung von Kegelrädern, geradverzahnten Stirnrädern oder Kupplungsverzahnungen wird das Präzisionsschmieden schrägverzahnter Stirnräder noch nicht in industriellem Umfang eingesetzt. Forschungsarbeiten zum Präzisionsschmieden von Schrägverzahnungen sind vor allem in den neunziger Jahren in Hannover unter Doege und in Birmingham (Großbritannien) unter Dean durchgeführt worden. Aus Japan sind eine Reihe von Patentanmeldungen bekannt, die zeigen, daß auch dort intensiv an dieser Thematik gearbeitet wird.

Tuncer und Dean beschreiben in [95, 96, 97, 99] unterschiedliche Werkzeugkonzepte, die sich zum Schmieden von Zahnrädern in geschlossenen Gesenken eignen (Abb. 4.1). Ziel der Untersuchungen war es, Zahnräder mit Bohrung zu schmieden. Hierzu wurden Rohteile mit Innenbohrung eingesetzt, um zusätzliche Lochoperationen zu vermeiden. Die ersten Versuche beschränkten sich auf geradverzahnte Stirnräder. Hierauf aufbauend wurden Untersuchungen zum Schmieden von schrägverzahnten Stirnrädern durchgeführt. Im Mittelpunkt stand das Ausstoßverhalten in Abhängigkeit unterschiedlicher Parameter [98]. Als Ergebnis theoretischer Überlegungen wurde für die Berechnung der notwendigen Auswerferkraft folgende Gleichung entwickelt:

$$F_A = \frac{m \cdot a \cdot k}{\cos \beta} \cdot A_W, \quad (4.1)$$

wobei m der Reibfaktor ist, a steht für das Verhältnis von tatsächlicher Kontaktfläche A_W zur theoretisch möglichen Kontaktfläche und k ist die vorliegende Scherspannung des Zahnradwerkstoffs. Während der praktischen Untersuchungen konnte ein direkter Zusammenhang zwischen der auftretenden Umformkraft und der resultierenden Auswerferkraft festgestellt werden, der auf die verbesserte Formfüllung bei höheren Umformkräften und die damit verbundene größere Kontaktfläche zwischen Zahnrad und Gesenk zurückgeführt wurde. Für geradverzahnte Zahnräder wurde zudem eine direkte Korrelation zwischen der Umformtemperatur und den erforderlichen Auswerferkräften gemessen. Je höher die Umformtemperatur eingestellt wurde, desto niedriger war die gemessene Auswerferkraft. Detaillierte Angaben zu den untersuchten Zahngeometrien fehlen allerdings, wodurch die Beurteilung der dargestellten Ergebnisse erschwert wird.

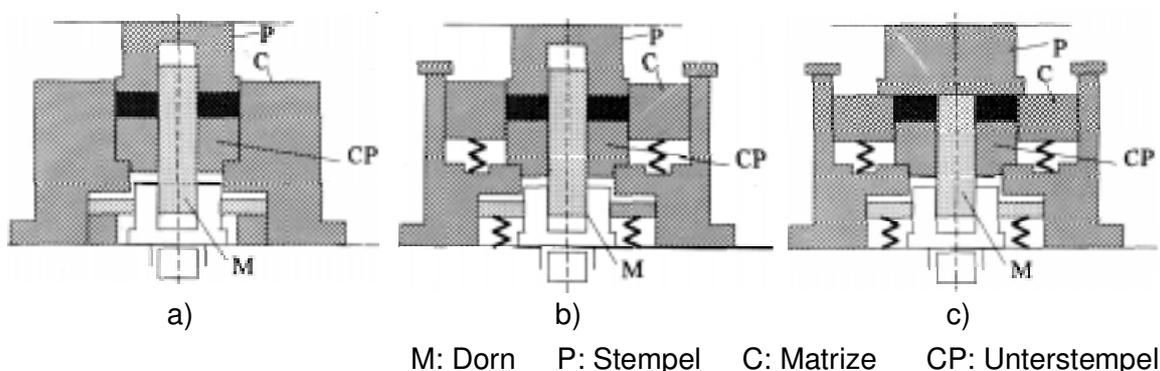


Abb. 4.1: Werkzeugkonzepte zum Präzisionsschmieden (nach [95, 99])

In [99] werden verschiedene mögliche Werkzeuganordnungen beschrieben, mit denen schrägverzahnte Zahnräder, unter anderem mit angeschmiedeter stirnseitiger Schaltverzahnung, gefertigt wurden. Als problematisch kann jedoch hier die Formfüllung von Musterteilen angesehen werden, da diese nicht vollständig ist.

Ein Verfahren zum Schmieden von schrägverzahnten Zahnrädern mit radial verlaufendem äußeren Grat wird in [100] dargestellt. Hierbei wird ein gesteuerter Auswerfer eingesetzt, um Beschädigungen der geschmiedeten Verzahnung beim Auswerfen zu verhindern. Dabei entspricht die Steigung der Kulissenführung der Steigung der Verzahnung. Durch ein entsprechend gestaltetes Oberwerkzeug ist es möglich, eine stirnseitige Schaltverzahnung im gleichen Umformschritt mit zu schmieden. Allerdings muß das Zahnrad in weiteren Verfahrensschritten von Grat an der Verzahnung befreit und mit einer Innenbohrung versehen werden.

Kusada beschreibt in [101] ein Verfahren, bei dem mehrere Fertigungsschritte in ein Werkzeugsystem integriert sind. Nach der Warmumformung wird das Zahnrad durch eine Kalibriermatrize gedrückt. Dabei ist es zwischen den beiden Preßstempeln fixiert, um Beschädigungen an den Stirnseiten zu vermeiden.

Ein mechanisch äußerst aufwendiges Verfahren ist [102] zu entnehmen. Bei diesem Umformprinzip werden die Zahnücken durch radial zufahrende Schieberlemente ausgeformt. Dabei bildet jeweils ein Werkzeugelement eine Zahnücke ab. Allerdings liegen keine Informationen über das Betriebsverhalten dieser komplexen Lösung vor.

Adams und Doege stellen in [103, 104] ein Werkzeugsystem zum einstufigen Schmieden schrägverzahnter Zahnräder vor, das sich durch eine drehbar gelagerte Matrize auszeichnet. Bei diesem Werkzeug werden verzahnte Stempel eingesetzt, die mit einer Schraubbewegung axial in die Matrizenverzahnung eindringen und die Umformung durchführen. Die Drehbewegung der Matrize wird dabei über eine Kulissenführung vom Stößel erzeugt. Dieses Werkzeugprinzip erlaubt sogar den Einsatz einer "schwimmenden" Matrize, mit der eine zweiseitige Krafteinleitung in den Umformprozeß auf einfach wirkenden Maschinen realisiert werden kann.

Westerkamp verwendete für die in [105, 106, 107, 108] beschriebenen Untersuchungen im Rahmen der Forschergruppe "Präzisionsumformung schrägverzahnter Zahnräder, Herstellung, Wärmebehandlung und Prüfung" an der Universität Hannover ein Verfahren, das sich in seiner Funktion an einem Werkzeug zum Kegelradschmieden [109] orientiert. Das vorrangige Ziel der Untersuchungen war, ein geeignetes Werkzeugsystem zu entwickeln, das ein einstufiges Präzisionsschmieden schrägverzahnter Antriebselemente erlaubt. Die Genauigkeit der Verzahnung sollte ausreichend sein, um lediglich eine abschließende Hartfeinbearbeitung durchführen zu müssen. Besonderes Augenmerk wurde bei der Entwicklung des Werkzeugs auf die Ausstoßproblematik gelegt. In Abb. 4.2 sind das entwickelte Werkzeugsystem und die in den Versuchen geschmiedeten verzahnten Bauteile abgebildet.

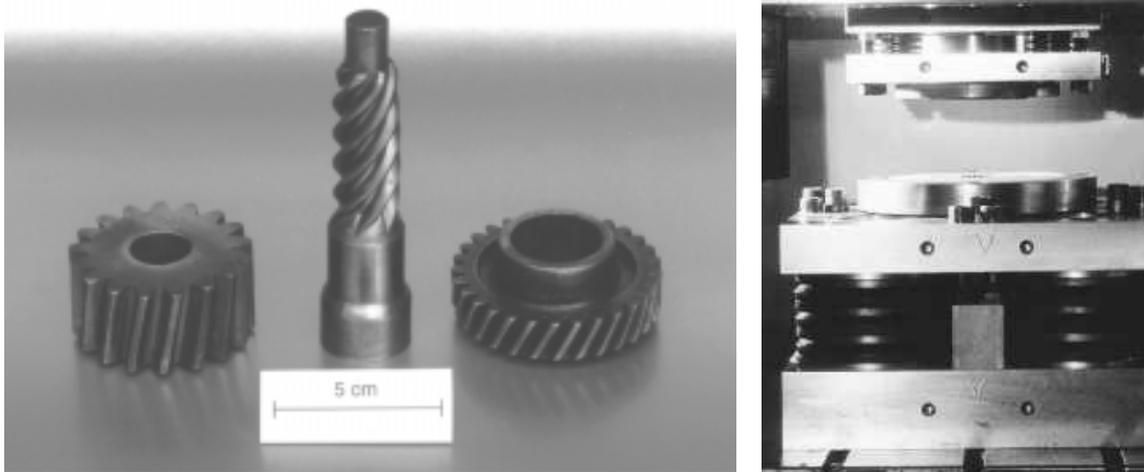


Abb. 4.2: a) Geschmiedete Zahnräder und b) Versuchswerkzeug (nach Westerkamp)

Besonderes Kennzeichen des Werkzeugs ist die auf Federpaketen gelagerte vertikal bewegliche Matrize. Während des Arbeitshubes fährt der am Stößel befestigte Oberstempel nach unten und setzt auf die Matrize auf; das Gesenk ist somit geschlossen. Durch die weitere gemeinsame Abwärtsbewegung wird das Rohteil im Innern der Matrize zwischen dem Oberstempel und dem während der Umformung feststehenden Unterstempel gestaucht und die Hohlform ausgefüllt. Die Federn unter der Matrize werden dabei komprimiert und stellen so den notwendigen Schließdruck zur Kompensation des Gesenkkinnendrucks zur Verfügung. Am Ende der Umformung wird die Matrize durch den Stößelrückhub entlastet und durch die sich entspannenden Federn in ihre Ausgangslage bewegt. Durch den Tischauswerfer wird abschließend der Unterstempel nach oben geschoben und das Zahnrad in einer Drehbewegung aus der Matrize ausgestoßen. Der Ausstoßmechanismus des Werkzeugsystems ist hierfür drehbar gelagert und kann der Drehung des Zahnrades folgen.

Die Analyse des Ausstoßvorgangs ergab eine Abhängigkeit der Auswerferkräfte von der Rohteilmasse, Umformkraft und der Umformtemperatur. Mit steigender Masse sowie für höhere Umformkräfte nahm die Auswerferkraft zu. Eine Erhöhung der Umformtemperatur führte jedoch zu einer Senkung der Auswerferkräfte. Versuche mit einem aktiv drehenden Auswerfer ergaben aufgrund des geringen Schrägungswinkels der untersuchten Verzahnung keine Ergebnisveränderung. Durchgeführt wurden diese Untersuchungen an der einfachen Geometrie im Abb. 4.2a, links. Für die beiden anderen Geometrien sind keine vertiefenden Untersuchungen durchgeführt worden. Über die Einflüsse anderer Prozeßparameter und das Prozeßverhalten liegen auch keine Informationen vor.

Voraussetzung für wirtschaftlich und technologisch sinnvolle Anwendungen des Präzisionsschmiedens bei der Herstellung komplexer Laufverzahnungen ist jedoch die umfassende Kenntnis aller relevanten Einflußgrößen auf das Prozeßverhalten und die Zahnradqualität, weshalb umfassende Untersuchungen dieser Thematik notwendig erscheinen.

5. Zielsetzung

Die bisher erschienenen Arbeiten haben den Beweis erbracht, daß das Präzisions-schmieden grundsätzlich geeignet ist, Verzahnungen in Vorverzahnungsqualität herzustellen. Fundierte, statistisch abgesicherte, experimentelle Analysen des Schmiedevorgangs für schrägverzahnte Zahnräder fehlen allerdings fast vollständig. Da diese jedoch für die Planung und Entwicklung zukünftiger Herstellverfahren unerlässlich sind, ergibt sich konkreter Handlungsbedarf.

Im Rahmen dieser Arbeit sollen daher die entscheidenden Prozeßparameter bestimmt und deren Einfluß auf den Schmiedevorgang und die Schmiedestückqualität quantifiziert werden. Vor dem Hintergrund der industriellen Umsetzung dieser innovativen Technologie sind vor allem die Auswirkungen von unvermeidlichen Prozeßschwankungen interessant, da mit diesen Informationen die zu erwartende Verzahnungsqualität abgeschätzt werden kann. Zudem verlangt der Anwender detaillierte Aussagen zu den resultierenden Anforderungen an die einzelnen Anlagenkomponenten, wie Rohteilvereinzelung, Erwärmung, Handhabung, Kühlung, Schmierung usw..

Da Zahnräder zudem eine äußerst große Formenvielfalt aufweisen und sich auch in ihren Bestimmungsgrößen wie Schrägungswinkel, Modul oder Zähnezahl deutlich unterscheiden, ist es außerdem notwendig, die Untersuchungen an mehreren Geometrien durchzuführen. Ziel ist es, dadurch auch den Einfluß der Zahnradgeometrie selbst auf das Prozeßverhalten und die erreichbaren Genauigkeiten zu bestimmen.

Im Hinblick auf die steigenden Anforderungen hinsichtlich Qualitätssicherung, Produkthaftung oder Zertifizierung gewinnt auch die Frage nach einer sicheren und reproduzierbaren Aussage über die Teilequalität an Bedeutung. Hier ist es entscheidend, möglichst schon während der Herstellung fehlerhafte Teile zu erkennen und auszusortieren. Da das Schmieden eine direkte Erfassung der Bauteilqualität im Prozeß nicht zuläßt, sollen in dieser Arbeit Informationen für eine einfache aber genaue online-Diagnose der Zahnradqualität erarbeitet werden.

Vor dem Hintergrund unterschiedlicher technologischer Gegebenheiten in den Schmiedebetrieben, die durch Bauart und Größe der Umformpressen beschrieben werden, sind alternative Werkzeugkonstruktionen zu entwickeln. Diese sollen es dem Anwender ermöglichen, stets die optimale Werkzeugtechnologie für den jeweiligen Anwendungsfall auswählen zu können. Entscheidend hierbei ist vor allem die Frage, welches Halbzeug als Ausgangsmaterial für die Umformung zur Verfügung steht.

Zur Verwirklichung der genannten Ziele sollen in umfangreichen Grundlagenuntersuchungen für verschiedene Zahnradgeometrien die wesentlichen Einflußgrößen auf das Prozeß- und Bauteilverhalten ermittelt werden. Anschließend werden die gewonnenen Erkenntnisse bei der Auslegung und Erprobung neuartiger Werkzeugkonzepte verifiziert. Am Ende der Untersuchungen soll gemeinsam mit Partnern aus der Industrie eine alternative Fertigungskette für schrägverzahnte Zahnräder auf Basis des Präzisionsschmieden realisiert werden.

6. Grundlagenuntersuchungen

Die Grundlagenuntersuchungen sollen über die unterschiedliche Wirkungsweisen aller relevanten Einflußgrößen auf den Schmiedeprozess und die Qualität der Zahnräder Aufschluß geben. Im Vordergrund stehen hierbei die Analyse der auftretenden Werkzeugbelastungen, da diese entscheidend die Wirtschaftlichkeit des Verfahrens beeinflussen, sowie die Definition von Gesetzmäßigkeiten, die sich unabhängig vom gewählten Werkzeugprinzip auch auf weitere Zahnrad-Schmiedeprozesse übertragen lassen.

6.1 Versuchsplanung

Die umfassende und gründliche Planung der Versuche ist entscheidend für die Aussagekraft der gewonnenen Ergebnisse. Eine etablierte Methode stellt diesbezüglich die statistische Versuchsmethodik dar, deren Zweck es ist, durch eine systematische Versuchsplanung und -durchführung mit möglichst geringem Aufwand kurzfristig und gezielt Informationen über den Einfluß von Prozeßveränderungen auf das Prozeßergebnis zu erhalten.

Der erste Schritt ist die Festlegung der zu untersuchenden Einflußgrößen (Versuchsparameter) und der Zielgrößen (Qualitäts- und Prozeßmerkmale). Einflußgrößen sind Prozeßparameter, die durch Änderungen an der Anlageneinstellung beeinflußt werden können, wie z.B. Stößelgeschwindigkeiten oder Ofen- bzw. Rohteiltemperatur. Zielgrößen sind Größen, die entweder am fertigen Bauteil oder aber während des Schmiedevorgangs im Prozeß aufgenommen werden können, wie resultierende Kräfte oder geometrische Abmessungen. In der Tabelle 6.1 sind die Zielgrößen und Einflußgrößen aufgelistet, die für die Grundlagenuntersuchungen ausgewählt wurden.

Tabelle 6.1: Einflußgrößen und Zielgrößen

Einflußgrößen	Zielgrößen
Stößelgeschwindigkeit Pressenenergie Gesenkschmierung Rohteilmasse Rohteiltemperatur Rohteilmaterial	a) Prozeßzielgrößen Umformkraft Gestellkraft Auswerferkraft b) Bauteilzielgrößen Formfüllung Zahnradbundbreite Zahndickenabweichung Profilwinkelabweichung Flankenlinienwinkelabweichung

Im folgenden soll nun die Auswahl der Einflußgrößen und der Zielgrößen näher erläutert werden:

6.1.1 Einflußgrößen

Die Stößelgeschwindigkeit beeinflusst über die Umformgeschwindigkeit die Fließspannung k_f des Werkstückwerkstoffs während der Umformung. Außerdem wird die Druckberührzeit entscheidend von der Stößelgeschwindigkeit bestimmt. Stehen im Schmiedebetriebe mehrere Umformmaschinen mit unterschiedlichen Stößelgeschwindigkeiten zur Verfügung, ist der Einfluß der Geschwindigkeit auf die Zielgrößen ein wichtiges Argument bei der Auswahl einer geeigneten Maschine.

Energiegebundene Umformmaschinen wie Spindelpressen oder Hämmer eignen sich aufgrund ihres unkritischen Überlastverhaltens prinzipiell sehr gut für die Umformung in geschlossenen Gesenken. Da bei diesen Maschinen die überschüssige Stößelenergie in Anschlagflächen aufgenommen wird, können sich Änderungen der Energieabgabe jedoch über die mechanischen Belastungen der Anschlagflächen auf die Teilequalität auswirken.

Der Einsatz der Gesenkschmierung dient in erster Linie der Reduzierung der Reibung zwischen Werkstück und Werkzeugoberfläche. Dadurch wird der Gesenkverschleiß verringert und das Fließen des Werkstoffs erleichtert. Vor dem Hintergrund einer Serienfertigung sind vor allem die Auswirkungen eventueller Störungen der Gesenkschmierung interessant.

Im Gegensatz zum konventionellen Schmieden reagieren Präzisionsschmiedeprozesse in geschlossenen Gesenken empfindlich auf Schwankungen der eingesetzten Rohteilmasse. Die Variation der Rohteilmasse erlaubt die experimentelle Bestimmung und Quantifizierung des Effektes wechselnder Massen auf das Prozeßverhalten und die Zahnradqualität.

Die wichtigste Einflußgröße beim Schmieden ist die Rohteiltemperatur. Sie bestimmt maßgeblich den Umformwiderstand und das Formänderungsvermögen des verwendeten Werkstückmaterials. Aufgrund der thermisch bedingten Schrumpfung der geschmiedeten Zahnräder ist die Temperatur auch entscheidend für die Maßhaltigkeit der Schmiedestücke.

Das Rohteilmaterial wirkt sich in erster Linie auf die mechanischen Eigenschaften der geschmiedeten Bauteile aus. Der Schmiedevorgang wird im wesentlichen durch unterschiedliche Werte für die Fließspannung und die Wärmedehnung beeinflusst. Kommen für das Schmieden eines Werkstücks mehrere Werkstoffe in Frage, so können das Umform- und Schrumpfungsverhalten bei der Auswahl helfen.

6.1.2 Zielgrößen

Wie der Tabelle 6.1 in Abschnitt 6.1 zu entnehmen ist, wird zwischen Prozeßzielgrößen und Bauteilzielgrößen unterschieden. Die Prozeßzielgrößen sollen eine Beurteilung der auftretenden Kräfte und der daraus resultierenden Belastungen von Werkzeug und Maschine ermöglichen.

Die wichtigste Größe stellt die Umformkraft dar. Aus ihr können der Gesenkinnen- und der Spanndruck und die Spannungen in den einzelnen Werkzeugelementen abgeleitet werden.

Integriert man den Verlauf der Umformkraft über den Umformweg, so erhält man die vom Umformprozeß aufgenommene Umformenergie. Diese Größe ist entscheidend bei der Festlegung des notwendigen Arbeitsvermögens der Umformmaschine.

Die Gestellkraft beschreibt die auftretenden Belastungen im Pressengestell. Da bei Präzisionsschmiedeprozessen neben der Umformkraft auch Schließkräfte sowie Reibkräfte infolge erhöhter Stößelreibung auftreten, ist die Gestellkraft das Maß für die Gesamtbelastung der Umformmaschine.

Die Auswerferkraft wird während des Auswerfens der geschmiedeten Zahnräder aus dem Gesenk aufgenommen. Sie läßt Schlüsse auf mögliche Beschädigungen der Zahnräder während des Auswerfvorganges zu. Da beim Präzisionsschmieden die Auswerferkräfte wegen der fehlenden Aushebeschrägen im Gesenk wesentlich höher sind als beim konventionellen Schmieden, benötigen Schmiedepressen für den Einsatz beim Präzisionsschmieden leistungsstarke Auswerfersysteme.

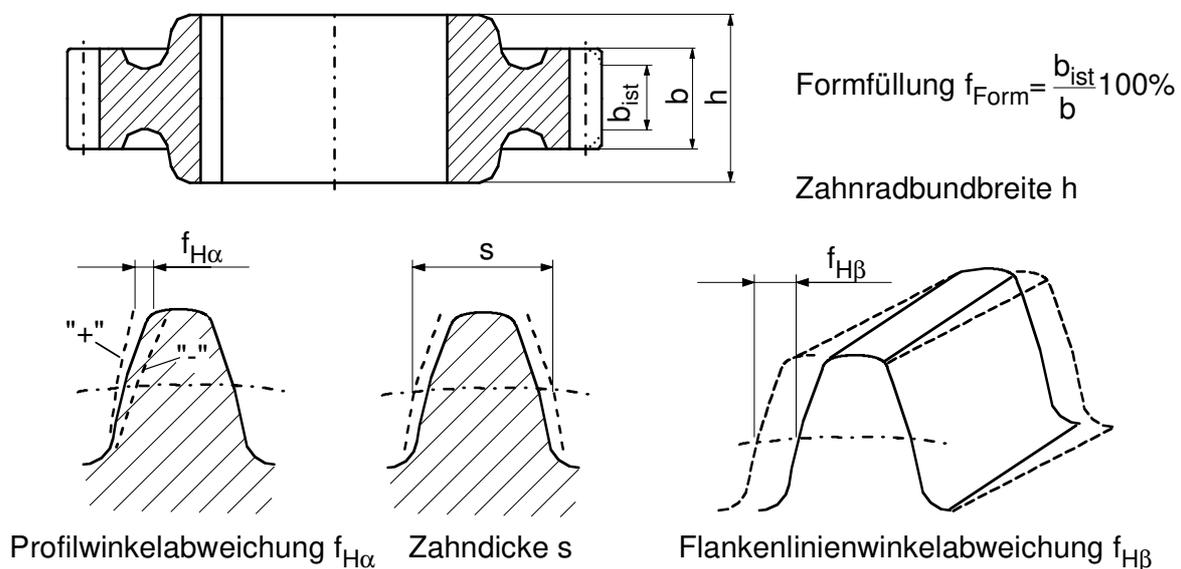


Abb. 6.1: Bauteilzielgrößen

Für die Auswertung des Prozeßergebnisses werden Bauteilzielgrößen (Abb. 6.1) herangezogen. Diese werden aus den Ergebnissen der Geometriemessungen gebildet.

Die Zahnradbundbreite ist ein Maß für die Bauteilhöhe. Da Auffederungen des Schmiedewerkzeugs in der Regel zu Veränderungen der Bauteilhöhe führen, soll die Zahnradbundbreite h , die bei dem betrachteten Verfahren der Bauteilhöhe üblicher Schmiedeteile entspricht, für die Auswertung des elastischen Werkzeugverhaltens herangezogen werden. Schwankungen der Bundbreite führen zu unterschiedlichen Bearbeitungsaufmaßen bei der abschließenden Feinbearbeitung der Zahnradstirnseiten. Daher ist für die statistische Auswertung neben dem Istmaß vor allem die Veränderung der Bundbreite bei Variation von Prozeßparametern entscheidend, da dies letztlich die zu fertigende Qualität bestimmt.

Die Formfüllung der Verzahnung ist eine Größe, die aus dem Verhältnis der ausgefüllten Zahnbreite b_{ist} und der Sollzahnbreite b gebildet wird. Diese Größe hat

sich bereits bei Untersuchungen von Behrens [51, 110] und Schmieder [36] bei der Beurteilung von Einflußgrößen bewährt.

Für die Definition der Qualität der geschmiedeten Verzahnung werden die Meßgrößen Profil-Winkelabweichung $f_{H\alpha}$, Zahndicke s sowie die Flankenlinien-Winkelabweichung $f_{H\beta}$ herangezogen.

Die Profil-Winkelabweichung $f_{H\alpha}$ ist laut [DIN 3960] definiert als „der Abstand zwischen den beiden Nenn-Profilen, die am Anfangs- bzw. Endpunkt des Profilprüfbereichs das ausmittelnde Profil, d.h. das um eine Schrägungskomponente veränderte Nennprofil schneiden“. Für die Feinbearbeitung der Zahnflanken ist eine möglichst geringe Profil-Winkelabweichung notwendig, um einen gleichmäßigen Materialabtrag zu gewährleisten.

Die Zahndickenabweichung wird über die Zahndicke s bestimmt. Sie ist der Abstand zwischen der linken und rechten Zahnflanke im Bereich des Teilkreises. Abweichungen der Zahndicke bewirken eine Veränderung des Schleifaufmaßes auf den Zahnflanken.

Abweichungen des Schrägungswinkels können über die Flankenlinien-Winkelabweichung $f_{H\beta}$ beschrieben werden. Diese ist definiert als „der in einer Stirnschnittebene vorhandene Abstand zwischen den beiden Nenn-Flankenlinien, die am Anfangs- bzw. Endpunkt des Flankenlinien-Prüfbereichs die Schraubenlinie mit der Ist-Steigungshöhe schneiden“ [DIN 3960]. Gerade bei schrägverzahnten Zahnrädern sind die Auswirkungen einzelner Prozeßeinstellgrößen auf den Schrägungswinkel entscheidend für die Umsetzung dieser Technologie, da sich Flankenlinien-Winkelfehler mit zunehmender Zahnbreite stärker auswirken und zu Untermaß an der Verzahnung und damit zu Ausschuß führen können.

6.1.3 Versuchsumfang

Aufgrund der Vielzahl der Einflußgrößen und Zielgrößen war es nicht möglich, alle Versuche in einem Durchgang durchzuführen. Daher wurden einzelne Böcke gebildet, in denen Einstellparameter nach vollfaktoriellen Versuchsplänen variiert wurden. Im Gegensatz zu einfaktoriellen Versuchsplänen, wo immer nur eine Einflußgröße verändert wird, erlauben vollfaktorielle Versuchspläne eine umfassendere Betrachtung der direkten Auswirkungen und eventueller Wechselwirkungen auf die Zielgrößen, da immer mehrere Einflußgrößen gleichzeitig geändert werden. Um die Zahl der Versuche in sinnvollen Grenzen zu halten, wird in der Regel ein Einflußgröße auf jeweils zwei Stufen eingestellt und der Zusammenhang als linear angenommen. Die Einstellniveaus werden in Vorversuchen ermittelt und dürfen während der Dauer der Versuche nicht verändert werden.

Die Anzahl der Versuchspunkte eines Blocks ergibt sich somit bei zwei Einstellniveaus zu:

$$N = 2^k \quad (6.1)$$

N : Anzahl der Versuchspunkte
k : Anzahl der variierten Einstellfaktoren

Hieraus folgt die Gesamtanzahl der Versuche eines Blockes mit:

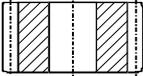
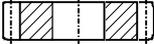
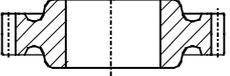
$$n = c \cdot N \quad (6.2)$$

- n : Gesamtanzahl der Versuche pro Block
c : Anzahl der Wiederholungen pro Versuchspunkt

Bei den hier beschriebenen Versuchen wurde eine Mindestanzahl von vier Wiederholungen für jeden Versuchspunkt durchgeführt.

Um möglichst allgemeingültige Aussagen zu erhalten, wurden die Untersuchungen zu den wesentlichen Einflußfaktoren an unterschiedlichen Zahnradgeometrien durchgeführt (Tabelle 6.2).

Tabelle 6.2: Zahnradgeometrien der Grundlagenuntersuchungen

			
Zahnradgeometrie	A	B	C
Zähnezahl, z	17	17	37
Normalmodul, m_n	3,00 mm	3,00 mm	2,00 mm
Eingriffswinkel, α_n	20°	20°	20°
Schrägungswinkel, β	10°	10°	20°
Teilkreisdurchmesser, d	51,79 mm	51,79 mm	78,75 mm
Profilverschiebung, x	0,40 mm	0,40 mm	0 mm
Kopfkreisdurchmesser, d_a	59,00 mm	59,00 mm	82,75 mm
Fußkreisdurchmesser, d_f	45,00 mm	45,00 mm	73,30 mm
Zahnbreite, b	30 mm	15 mm	15 mm
Bundbreite, h	30 mm	15 mm	25 mm
Bohrungsdurchmesser, d_i	20 mm	20 mm	35 mm
Masse, m	448 g	225 g	450 g

Durch die Variation des Zahnradkörpers sowie der Zahnradbreite sind spezifische Informationen zum Geometrieinfluß auf das Umformverhalten und die mögliche Teilequalität erhältlich. Bauteil C weist neben einer komplexeren Verzahnung mit einem kleineren Modul und einem größeren Schrägungswinkel zusätzlich noch eine stark konturierte Grundkörperkontur auf, die zu einer Vergrößerung der Oberfläche beiträgt und den Stofffluß in die Zähne beeinflusst. Um die Bedeutung des Schrägungswinkels auf den Schmiedeprozess zu analysieren wurde zum Abschluß der Untersuchungen auf Basis der Geometrie A der Schrägungswinkel variiert.

6.2 Versuchsaufbau

6.2.1 Umformmaschine

Als Umformaggregat für die Untersuchungen wurde eine Kupplungsspindel­presse ausgewählt, da sich dieses Antriebskonzept bereits bei einer Reihe von Versuchen in besonderem Maße als geeignet für das Präzisionsschmieden herausgestellt hat. Die verwendete Presse besitzt eine Nennkraft $F_N = 8.000 \text{ kN}$ und kann mit zwei verschiedenen Stößelgeschwindigkeiten ($v_{St} = 250$ und 500 mm/s) betrieben werden.



Abb. 6.2: Versuchsmaschine

Die für die Umformung benötigte Energie ist bei diesem Pressentyp in dem ständig umlaufenden Schwungrad gespeichert und wird von dort für jeden Umformvorgang entnommen. Die zulässige Energieentnahme ist so festgelegt, daß der resultierende Drehzahlabfall zwischen den Arbeitshüben vom Antriebsmotor wieder ausgeglichen wird. Die Umwandlung der Schwungradenergie geschieht über die Spindel auf den Pressenstößel. Das Ende des Arbeitshubs wird durch Abschalten der Kupplung ausgelöst. Dieses Abschalten geschieht selbsttätig, abhängig von einer voreingestellten

Preßkraft oder bei Erreichen eines voreinstellbaren Umformweges. Der Rückhub des Stößels wird durch Rückhubzylinder bewerkstelligt, deren Hydraulikpolster während des Arbeitshubes vorgespannt werden. Auf diese Weise kann der Umschaltvorgang und somit die Druckberührzeit am Ende der Umformung sehr kurz gehalten werden.

Für die Prozeß- und Arbeitssicherheit beim Präzisionsschmieden ist zudem das Verhalten im Überlastfall von großer Bedeutung. Präzisionsschmieden findet in der Regel in geschlossenen Gesenken statt, und bereits geringfügiges Überschreiten der Rohteilmasse führt zu einem deutlichen Anstieg des Gesenkinnendruckes und somit der Preßkraft, wobei der Betrag des Kraft- und Druckanstiegs von der Steifigkeit der verwendeten Presse abhängt. Bei weggebundenen Umformmaschinen besteht hier die Gefahr einer Überlastung des Antriebs, was zum Stößelstillstand und - in Ausnahmefällen - zu einem Blockieren der Presse führen kann. Bei der hier eingesetzten Kupplungsspindelpresse erreicht der Stößel im ungünstigsten Fall nicht den eingestellten unteren Totpunkt, das Gesenk wird aber auf jeden Fall entlastet, da der Stößelrückhub kinematisch vom Arbeitshub getrennt ist.

6.2.2 Umformwerkzeug

Als Werkzeugsystem für die Grundlagenuntersuchungen wurde das von Westerkamp entwickelte Werkzeugsystem (siehe auch Kap. 4) ausgewählt und entsprechend modifiziert. Die folgende Abbildung zeigt den prinzipiellen Aufbau des Werkzeugsystems und an einem Beispiel die Belastungen, die während der Umformung in den einzelnen Funktionselementen gemessen wurden.

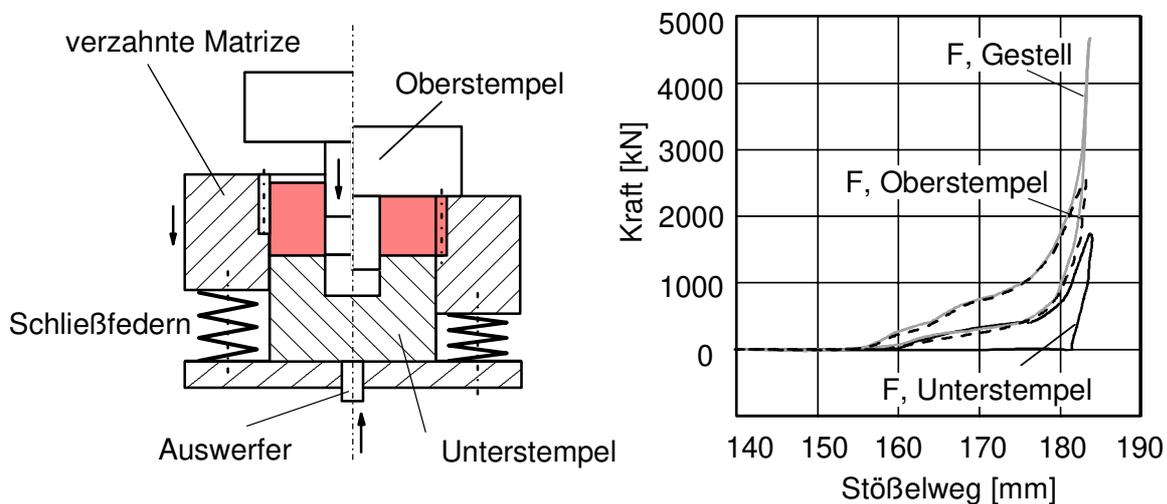


Abb. 6.3: Aufbau und Belastungen des Versuchswerkzeugs

Zu Beginn des Arbeitshubes setzt der Oberstempel auf die Matrize auf und beginnt die Federn zu stauchen. Die Kräfte im Oberstempel und im Pressengestell steigen gleichmäßig an. Kurz danach beginnt die eigentliche Umformung durch das Stauchen des Rohteils zwischen Ober- und Unterstempel, verbunden mit dem Anstieg der Unterstempelkraft. Die starke Zunahme der Kräfte gegen Ende der Umformung wird

durch die Ausformung der Verzahnung verursacht. Hierbei vergrößert sich die Oberfläche des Schmiedeteiles, was neben einem wachsenden Umformgrad zu einer stärkeren Auskühlung und damit zu einer Zunahme der Fließspannung führt. Der hohe Spitzenwert der Gestellkraft wird durch die überschüssige Stößelenergie, die von den Weganschlägen aufgenommen wird, hervorgerufen. Die Federkraft läßt sich näherungsweise durch Differenzbildung von Ober- und Unterstempelkraft ermitteln und sorgt während des Rückhubes für eine verbleibende, geringer werdende Restkraft in Oberstempel und Gestell.

6.2.3 Meßtechnik

Zur umfassenden Analyse des Prozeßverhaltens ist die umfangreiche Erfassung aller wichtigen auftretenden Belastungen in den einzelnen Werkzeug- und Maschinenkomponenten notwendig. Aus diesem Grund wurde das gesamte System Maschine-Werkzeug mit zahlreichen Sensoren versehen, deren Signale in einer entsprechenden Meßtechnik mit der Software "Signalys" ausgewertet wurden. Abb. 6.4 verdeutlicht die Anbringung der Sensorik zur Erfassung der auftretenden Prozeßgrößen.

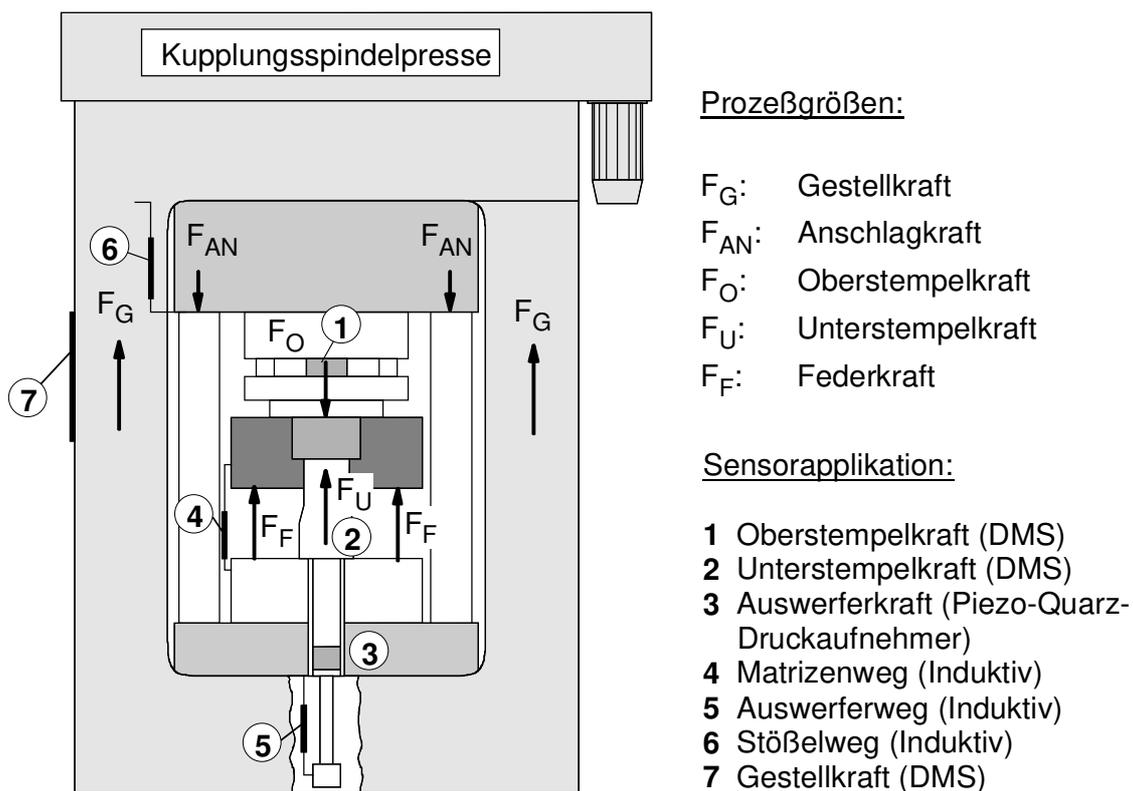


Abb. 6.4: Sensorapplikation

Die Gesamtbelastung der Umformpresse wird über Dehnungsmeßstreifen am Pressengestell ermittelt. Bei herkömmlichen Schmiedeprozessen entspricht die Kraft im Pressengestell der Werkzeugbelastung. Beim Präzisionsschmieden jedoch werden

Werkzeuge eingesetzt, die mit aufwendigen Federsystemen geschlossen werden. Zur Ermittlung der exakten Gesenkelbelastungen ist daher auch die Messung der Stößelkraft und der Preßstempelkraft notwendig. In diesem Fall wird die Umformung auf dem feststehenden Unterstempel durchgeführt. Dieser bildet somit den eigentlichen Preßstempel. Die Kräfte werden hier über Kraftmeßdosen ermittelt, die ebenfalls mit Dehnungsmeßstreifen beklebt sind. Da die Matrize bei dem eingesetzten Werkzeug beweglich auf Federn gelagert ist und während der Umformung nach unten fährt, wird neben dem Stößelweg auch der Matrizenweg erfaßt. Dies geschieht mit induktiv arbeitenden Wegaufnehmern. Zur Analyse des Auswerfvorgangs wird der Arbeitsdruck des hydraulischen Pressenauswerfers mit einem Piezodruckaufnehmer gemessen und darüber die Auswerferkraft bestimmt. Der Auswerferweg wird am Hydraulikkolben ebenfalls induktiv gemessen. Zusätzlich zu den abgebildeten Sensoren wurde die Temperatur des Schmiedeteils vor und nach der Umformung mit einem Strahlungspyrometer erfaßt.

6.3 Versuchsdurchführung

Um bei den Versuchen Störungen durch unterschiedliche Rohteilqualitäten auszuschließen, wurden ausschließlich gedrehte Hohlzylinder verwendet. Der Außendurchmesser der Rohteile richtete sich dabei nach dem jeweiligen Unterstempeldurchmesser, der Innendurchmesser entsprach dem Bohrungsdurchmesser der Zahnräder. Um gezielt Rohteil-Volumenschwankungen zu untersuchen, wurde lediglich die Länge der Rohteile variiert.

Als Standardwerkstoff für die Grundlagenuntersuchungen diente der Einsatzstahl 16 MnCr 5. Ergänzend wurden Untersuchungen mit dem Vergütungsstahl C 60 durchgeführt, um den Einfluß des Werkstückwerkstoffes auf den Prozeß und das Prozeßergebnis zu ermitteln.

Die Erwärmung der Rohteile erfolgte in einem elektronisch geregelten Kammerofen, da durch die vergleichsweise langsame Erwärmung eine gleichmäßige Temperaturverteilung gewährleistet wird. Um Zunderbildung auf den Rohteiloberflächen während der 20-minütigen Erwärmungsdauer zu vermeiden, wurden Erwärmungsschutzbehälter verwendet, die einen ausreichenden Sauerstoffabschluß ermöglichten.

Die Handhabung der Werkstücke geschah manuell. Die geschmiedeten Zahnräder wurden alle im Sandbett abgekühlt, da gleichmäßige Abkühlbedingungen für die Reproduzierbarkeit von geometrischen Qualitätsmerkmalen entscheidend sind. Durch die Abkühlung im Sandbett wird zudem die Sekundärzunderbildung verhindert.

Nach jedem Schmiedeschlag wurden die Gesenke ausgeblasen und mit Wasser gekühlt. Als Schmierstoff wurde ein Spray auf Molybdändisulfidbasis verwendet, welches den Vorteil hat, daß das Trägermedium auch bei kalten Gesenken schnell und zuverlässig verdampft. Zudem kann auch bei manueller Aufbringung eine gleichmäßige Schmierfilmstärke erreicht werden.

Um die Maßhaltigkeit der geschmiedeten Zahnräder zu dokumentieren und um Einflüsse auf die Verzahnungsqualität exakt zu bestimmen, wurden die geschmiedeten

Zahnräder am Institut für Meß- und Regelungstechnik der Universität Hannover, IMR, (Leitung: Herr Prof. Dr.-Ing. E. Reithmeier) mit einer 3D-Koordinatenmeßmaschine gemessen. Für die Darstellung der Meßergebnisse standen am IMR spezielle, für die Erfordernisse der Umformtechnik entwickelte Auswertprogramme zur Verfügung.

6.4 Versuchsauswertung

6.4.1 Interpretation der Meßwerte

Grundlage für die Versuchsauswertung sind die gesammelten Meßwerte, die während des Prozesses und am fertigen Zahnrad aufgenommen wurden. Allerdings ist in vielen Fällen erst eine Aufbereitung und Interpretation der Daten notwendig, um statistisch verwertbare Zahlenwerte zu erhalten.

Die folgende Abbildung zeigt die Kräfte, die während der Umformung in den einzelnen Werkzelementen bzw. im Pressengestell gemessen werden, sowie die Wege von Stößel und Matrize am Beispiel eines Umformvorgangs für das Zahnrad "A". Für die statistische Auswertung werden nur die Maximalwerte von Umform- und Gestellkraft verwendet. Diese müssen für jeden Versuch einzeln aus den jeweiligen Signalverläufen gebildet werden.

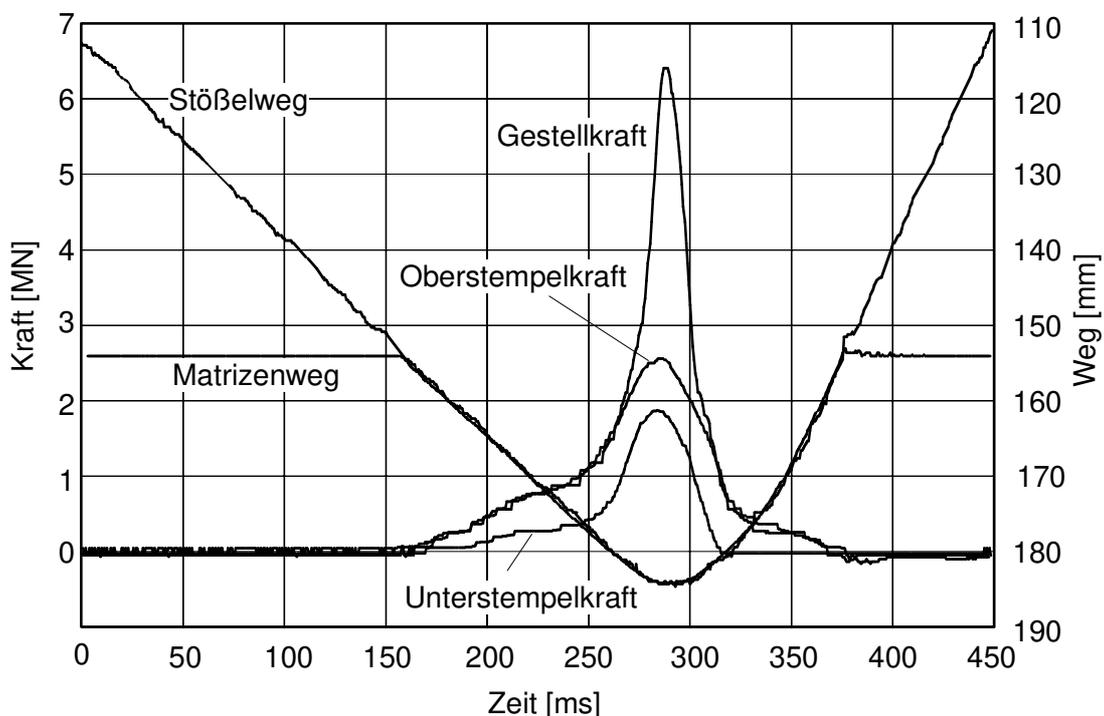


Abb. 6.5: Aufgenommene Signalverläufe während einer Umformung

Neben der eigentlichen Umformung ist auch das anschließende Auswerfen des geschmiedeten Rades aus der Matrize von besonderem Interesse, da dieses die erreichbare Zahnradqualität beeinträchtigen kann. Im Gegensatz zu konventionellen

Schmiedeprozessen sind die Anforderungen an das Arbeitsvermögen des maschinenseitigen Auswerfers deutlich höher, da das Zahnrad über seine gesamte Zahnbreite ausgeworfen werden muß. Hinzu kommt bei dem für die Grundlagenuntersuchungen ausgewählten Werkzeugprinzip noch der Umformweg, der ebenfalls vom Auswerfer überbrückt werden muß.

In Abb. 6.6 sind beispielhaft die Signalverläufe für die Kraft, ermittelt aus dem Arbeitsdruck des Hydraulikzylinders, und den Weg des Auswerfers dargestellt. Für die statistische Auswertung wird nur die effektive Auswerferkraft, d.h. die durch Reibung zwischen Zahnrad und Matrize verursachte Kraft, herangezogen. Die Bildung dieser Kenngröße ist ebenfalls in Abb. 6.6 gezeigt. Aus den Signalverläufen ist der chronologische Ablauf des Auswerfvorgangs ersichtlich. Nach ca. 0,05 s, das entspricht einem Auswerferweg von ca. 2 mm erreicht der maschinenseitige Auswerfer den werkzeugseitigen Unterstempel und bewegt diesen nach oben. Der Auftreffimpuls ist durch den kleinen Peak in der Auswerferkraftkurve gekennzeichnet. Nach weiteren 30 mm Weg (der Matrizenweg bei der Umformung) trifft der vom Maschinenauswerfer angetriebene Unterstempel gegen das Zahnrad. Das eigentliche Auswerfen beginnt mit einem steilen Druck- und Kraftanstieg und einer geringen, vorübergehenden Reduzierung der Auswerfergeschwindigkeit. Die Ursache für diesen deutlichen Anstieg sind die Losbrechkräfte, die überwunden werden müssen. Nach ca. 0,8 s ist das Zahnrad zur Hälfte ausgestoßen und befindet sich im Meßfeld des Pyrometers, welches die Oberflächentemperatur des warmen Rades erfasst. Durch das Nachfließen von Wärme aus dem Werkstückinneren findet ein Temperatureaustausch statt. Der Auswerferweg wird durch einen Endkontaktschalter auf 65 mm begrenzt.

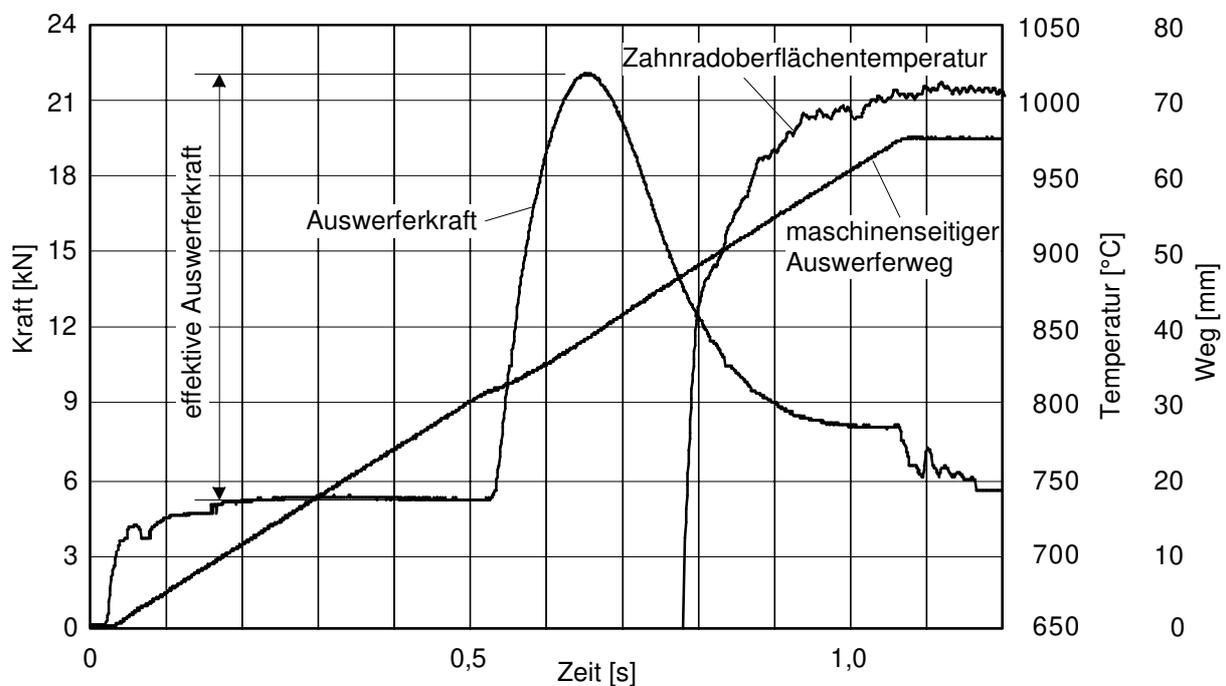


Abb. 6.6: Aufgenommene Signalverläufe während des Auswerfens

Für die Beurteilung der Maß- und Formhaltigkeit wurden die geschmiedeten Zahnräder auf einer Koordinatenmeßmaschine gemessen. Dabei kam ein neuartiges grafisches Verfahren zur Abweichungsanalyse zum Einsatz, daß von Gravel und Jagodzinski am Institut für Meß- und Regelungstechnik der Universität Hannover entwickelt wurde. Eine Besonderheit dieses Verfahrens liegt in der zweidimensionalen Darstellung der gemessenen Verläufe in Bezug zum entsprechend geneigten evolvontischen Sollprofil. Am Beispiel von Meßergebnissen eines Rades der Geometrie „C“ werden in Abb. 6.7 die Vorteile dieser Darstellungsweise deutlich. Alle Zähne eines Rades werden zu einer gemeinsamen Sollkontur dargestellt, wodurch die Streuung der einzelnen Zähne untereinander sowie systematische Abweichungen leicht zu erkennen sind.

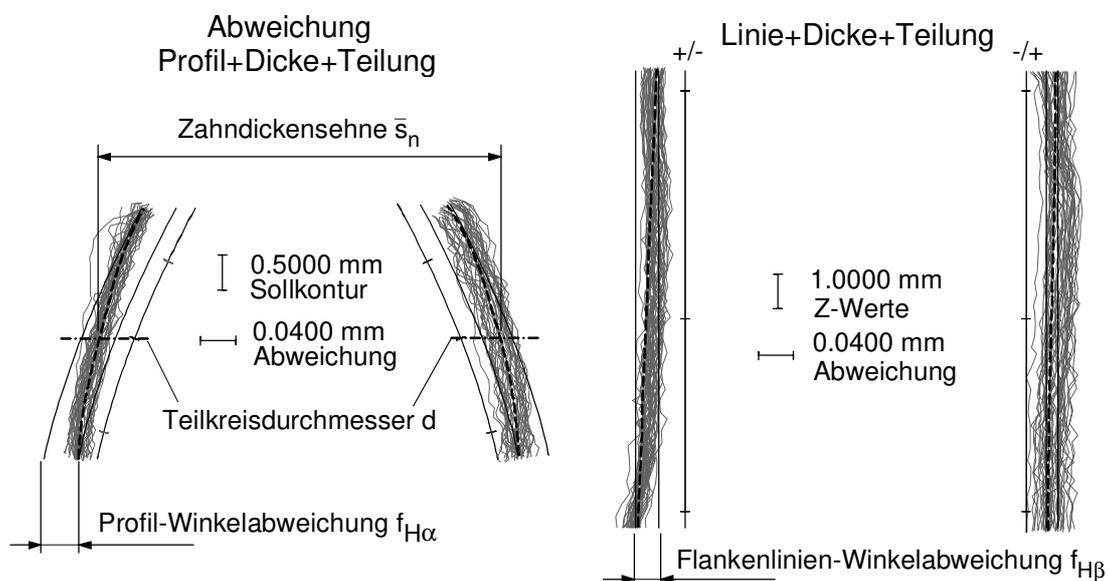


Abb. 6.7: Gemessene Profil- und Flankenlinienverläufe eines Rades der Geometrie „C“ (Tab. 6.2)

Ebenfalls in Abb. 6.7 ist beispielhaft die Bildung der Verzahnungszielgrößen dargestellt. Für die statistische Auswertung werden die jeweiligen Mittelwerte für ein Zahnrad gebildet und weiter verwendet.

6.4.2 Statistische Auswertung der Meßwerte

Bei der Beurteilung des Prozeßverhaltens sind die entstehenden Effekte entscheidend. Sie geben Auskunft über den Einfluß einzelner Einstellfaktoren auf eine Zielgröße. Dabei wird zwischen Haupteffekten, die auf der Verstellung eines Faktors beruhen, und Wechselwirkungseffekten, die auf die gleichzeitige Verstellung mehrerer Einstellfaktoren zurückzuführen sind, unterschieden. Unter einem Haupteffekt versteht man die Änderung der Zielgröße bei einem Wechsel der Einstellung eines Einstellfaktors [111]. Die Bildung eines Haupteffekts geschieht nach folgendem Schema:

$$\text{Effekt}_A = \frac{\Sigma y(A+) - \Sigma y(A-)}{n} \quad (6.3)$$

y: Zielgröße
 A: Einstellfaktor
 n: Versuchsanzahl/2
 +/-: Einstellstufen

Wie aus der Formel (6.3) zu entnehmen ist, läßt sich der Haupteffekt des Faktors A aus der Differenz des Mittelwertes aller Zielgrößen bei Einstellung des Faktors auf „+“ und dem Mittelwert bei Einstellung auf „-“ ermitteln. Neben der Ermittlung mehrerer Haupteffekte bieten vollfaktorielle Versuchspläne zusätzlich die Möglichkeit, Wechselwirkungseffekte zu bestimmen, worin ein weiterer entscheidender Vorteil gegenüber der Einfaktormethode besteht. Während der Begriff der Wechselwirkung in der Praxis häufig zu Mißverständnissen führt, ist er im Zusammenhang mit der statistischen Versuchsplanung klar definiert. Ein Wechselwirkungseffekt liegt nur dann vor, wenn bei bestimmten Kombinationen der Faktoreinstellungen ein Effekt auf die Zielgröße beobachtet wird. Die Wechselwirkung zwischen zwei Faktoren ist damit definiert als das Maß der gegenseitigen Beeinflußung der Zielgröße durch zwei oder mehr Faktoren:

$$\text{Wechselwirkung}_{AB} = \left(\frac{\Sigma y(A+) - \Sigma y(A-)}{n} \right)_{B+} - \left(\frac{\Sigma y(A+) - \Sigma y(A-)}{n} \right)_{B-} \quad (6.4)$$

A, B: Einstellfaktoren

Der Wechselwirkungseffekt AB wird ermittelt, indem man die Differenz des Effektes von Faktor A auf der oberen Einstellung von Faktor B (AB+) mit dem Effekt von Faktor A auf der unteren Einstellung von Faktor B (AB-) bildet. Im genaueren Sinne wird die Differenz der Steigungen der beiden Effektgeraden gebildet. Ein Wechselwirkungseffekt tritt nur dann auf, wenn der Effekt des einen Faktors von der Stufeneinstellung des anderen abhängt, d.h. wenn der beobachtete Effekt bei gleichzeitiger Veränderung zweier Faktoren A und B nicht gleich der Summe der Haupteffekte A und B ist. Abhängig davon, ob der beobachtete Effekt größer oder kleiner als die Summe der Haupteffekte ist, kann der Wechselwirkungseffekt einen positiven oder negativen Wert annehmen. Eine Drei-Faktor-Wechselwirkung ABC wird über die Differenz der Effekte AB auf der oberen und unteren Stufe von C berechnet, wobei höhere als Zwei-Faktor-Wechselwirkungen oft vernachlässigt werden können, weil ihre Werte so klein sind, daß sie in den Bereich der Versuchsstreuung fallen [112].

Neben der beschriebenen Berechnung der Haupt- und Wechselwirkungseffekte existiert eine Vielzahl statistischer Verfahren zur Auswertung faktorieller Versuche, von denen die Varianzanalyse das gebräuchlichste Verfahren darstellt [111].

Ziel der Varianzanalyse ist es, herauszufinden, ob die verschiedenen Stufen der Einflußfaktoren statistisch signifikant unterschiedliche Wirkungen auf das interessierende Merkmal (Zielgröße) haben und diese Effekte zu quantifizieren [113].

Mit Hilfe der Varianzanalyse wird also überprüft, ob der Einfluß eines Faktors die Versuchsstreuung signifikant übersteigt.

Die hier verwendete Vorgehensweise für die Varianzanalyse von 2^k -Faktorplänen basiert auf den Ausführungen von E. Scheffler [112] und ist auf orthogonale Pläne anwendbar. Die Orthogonalität ist ein wesentliches Merkmal faktorieller Versuchspläne und ist unter den folgenden Voraussetzungen erfüllt:

- Jede Einstellung eines Faktors tritt gleich oft in der Spalte des Faktors auf (z.B. 4 mal Stufe +1 und 4 mal Stufe -1 in einem 2^3 - Versuchsplan).
- Die Kombinationen der Vorzeichen in zwei beliebigen Spalten treten ebenfalls gleich oft auf.
- Die Anzahl der Wiederholungen (Realisierungen) ist in jedem Versuchspunkt gleich ($c_i = c$).
- Alle Meßwerte liegen vollständig vor, fehlende werden gegebenenfalls ersetzt.

Die Durchführung der Varianzanalyse erfolgt in den folgenden Schritten:

1. Ermittlung der Varianzkomponenten für die Haupteffekte und Wechselwirkungen

Zunächst werden für alle Effekte die Varianzanteile berechnet, die auf den Wechsel der Faktorstufen zurückzuführen sind. Für eine Zufallsstichprobe mit $1...i...c$ Einzelwerten ergibt sich die Summe der Quadrate der Abweichungen SQ zu:

$$SQ = \sum_{i=1}^c (y_{ij} - \bar{y})^2 \quad (6.5)$$

y_{ij} : Einzelwert der Stichprobe (Meßwert)
am i -ten Versuchspunkt

\bar{y} : Mittelwert der Stichprobe

Allgemein gilt für Faktorpläne:

$$SQ = \frac{(\sum xy)^2}{\sum x^2} \quad (6.6)$$

Im speziellen Fall der 2^k -Pläne ist stets:

$$\sum x^2 = c \cdot N = c \cdot 2^k \quad (6.7)$$

und

$$Effekt = \frac{\sum xy}{\frac{1}{2} \sum x^2} \quad (6.8)$$

Durch die Kombination der angegebenen Gleichungen ergibt sich die Summe der quadratischen Abweichungen zu:

$$SQ = c \cdot 2^{k-2} \cdot \text{Effekt}^2 \quad (6.9)$$

c: Anzahl der Wiederholungen (Realisierungen) am Versuchspunkt

k: Anzahl der Faktoren des Versuchsplanes

Die mittlere quadratische Abweichung MQ wird berechnet, indem man die Summe der Quadrate SQ durch den Freiheitsgrad FG dividiert:

$$MQ = \frac{SQ}{FG} \quad (6.10)$$

Der Freiheitsgrad eines Faktors ist die um 1 verminderte Anzahl der möglichen Stufeneinstellungen, im Falle der 2^k -Pläne also stets gleich 1.

2. Berechnung der Versuchsstreuung

Im Anschluß an die Berechnung der Streuung, die durch die Änderung der Faktoreinstellungen hervorgerufen wird, wird die Zufallsstreuung des Prozesses ermittelt. Kann die Bestimmung der Versuchsstreuung nicht auf der Basis bestehender Prozeßaufzeichnungen erfolgen, muß sie aus den vorliegenden Versuchsdaten abgeschätzt werden [111]. Dazu wird für einen faktoriellen Versuchsplan mit $1 \dots i \dots N$ Versuchspunkten, die $1 \dots j \dots c_i$ -mal realisiert werden, zunächst der Zeilenmittelwert am i-ten Versuchspunkt aus den einzelnen Meßwerten y_{ij} gebildet:

$$\bar{y}_i = \frac{1}{c_i} \sum_{j=1}^{c_i} y_{ij} \quad (6.11)$$

\bar{y}_i : Mittelwert von y am i-ten Versuchspunkt (Zeilenmittelwert)

y_{ij} : Meßwert am i-ten Versuchspunkt

c_i : Anzahl der Wiederholungen (Realisierungen) am Versuchspunkt i

Die Gesamtanzahl n der Versuche beträgt:

$$n = c \cdot N \quad \text{bzw.} \quad n = \sum_{i=1}^N c_i \quad (6.12)$$

N: Anzahl der Versuchspunkte

Anschließend wird zeilenweise die Varianz s_i^2 (Zeilenvarianz) der einzelnen Versuchseinstellungen berechnet:

$$s_i^2 = \frac{1}{c_i - 1} \sum_{j=1}^{c_i} (y_{ij} - \bar{y}_i)^2 \quad (6.13)$$

s_i^2 : Zeilenvarianz (Streuung am i-ten Versuchspunkt)

c_i : Anzahl der Wiederholungen am i -ten Versuchspunkt

\bar{y}_i : Mittelwert von y am i -ten Versuchspunkt

y_{ij} : Meßwert am i -ten Versuchspunkt

Da die Versuchsstreuung aus Mehrfachrealisierungen an mehreren Versuchspunkten berechnet wird, muß über alle Gruppen gemittelt werden. Die Anzahl der Versuchswiederholungen ist bei orthogonalen Versuchsplänen für alle Versuchspunkte gleich ($c_i = c$). Damit ergibt sich die mittlere gewichtete Streuung \bar{s}_i^2 zu:

$$s_i^2 = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N s_i^2 \quad (6.14)$$

Der zugehörige Freiheitsgrad v ergibt sich aus der Multiplikation der um 1 verringerten Anzahl der Realisierungen je Versuchspunkt c mit der Anzahl der Versuchspunkte N :

$$v = N(c-1) = c \cdot N - N \quad (6.15)$$

3. Signifikanztest

Abschließend wird im Rahmen der Varianzanalyse ein Test durchgeführt, der eine Aussage darüber ermöglicht, ob der Unterschied zwischen den berechneten Varianzanteilen signifikant ist, d.h. inwieweit der Effekt eines Faktors die Versuchsstreuung übersteigt. Die mittels dieses Signifikanztests ermittelte F -Testgröße berechnet sich aus dem Verhältnis der beiden Stichprobenvarianzen s_1^2 und s_2^2 , wobei s_1^2 die größere Varianz ist und in den Zähler geschrieben wird.

$$F = \frac{s_1^2}{s_2^2} \quad \text{mit } s_1^2 > s_2^2 \quad (6.16)$$

F : Testgröße

s_1^2, s_2^2 : Stichprobenvarianzen

Im Falle der faktoriellen Versuchspläne entspricht s_1^2 jeweils der mittleren Quadratsumme MQ der Variationsquellen (Effekte und Wechselwirkungen) und s_2^2 der Versuchsstreuung \bar{s}_i^2 . Mit der F -Testgröße sind die Freiheitsgrade $v_1 = 1$ der zu prüfenden Variationsquelle und $v_2 = N(c-1)$ der Versuchsstreuung verknüpft. Die Schwellenwerte für die berechneten F -Testgrößen sind in Abhängigkeit von den Freiheitsgraden und für verschiedene Signifikanzniveaus α tabelliert [114]. Für alle Effekte und Wechselwirkungen wird jeweils die F -Testgröße berechnet und mit dem tabellierten Wert $F_{\text{tab}} = F(v_1 ; v_2 ; 1-\alpha)$ verglichen. Überschreitet die ermittelte F -Testgröße eines Faktors den kritischen Wert F_{tab} der F -Verteilung für ein Signifikanzniveau von 95% so spricht man von einem signifikanten Einfluß des Faktors; bei Überschreitung des Wertes von 99% wird der Effekt als hochsignifikant eingestuft.

6.4.3 Bewertung der Versuchsstreuung

Neben einer rein statistisch abgesicherten Methodik zur Berücksichtigung der Versuchsstreuung ist eine zusätzliche qualitative Beurteilung der Meßwertabweichungen unerlässlich.

In Abb. 6.8 sind Prozeßkraftverläufe für zehn Zahnräder der Geometrie „A“ dargestellt, die mit der gleichen Prozeßeinstellung hintereinander abgeschmiedet wurden. Es ist ersichtlich, daß die einzelnen Verläufe bis zum Erreichen des Maximums nahezu deckungsgleich sind. Die maximalen Abweichungen bei den Oberstempel- und Unterstempelkräften betragen in diesem Bereich ca. 200 kN, die Maximalwerte beider Kräfte schwanken sogar nur um ca. 130 kN. Daraus ergibt sich für den betrachteten Prozeß eine Schwankung von $\pm 2,5\%$ für den Spitzenwert der Oberstempelkraft und $\pm 3,7\%$ für die Unterstempelkraft. Bei der Gestellkraft liegen die Maximalwerte weiter auseinander. Hier ergibt sich eine Schwankung von ca. 600 kN ($\pm 4,6\%$). Der Hauptgrund hierfür ist das energiegebundene Arbeitsprinzip der eingesetzten Umformmaschine, da überschüssige Pressenenergie in den Stößelanschlägen aufgenommen wird und kurze, impulsartige Kraftspitzen hervorruft und bereits geringfügige Schwankungen der Pressenenergie zu deutlichen Veränderungen der maximalen Gestellkraft führen. Die größeren Schwankungen der maximalen Gestellkraft sind auch der Grund für die starke Auffächerung der Verläufe nach dem Durchlaufen des Maximums, da eine zunehmende Gestellkraft mit größeren elastischen Dehnungen einhergeht. Hierdurch wird die Entlastung des Gesenkes nach erfolgter Umformung verzögert und die Druckberührzeiten steigen.

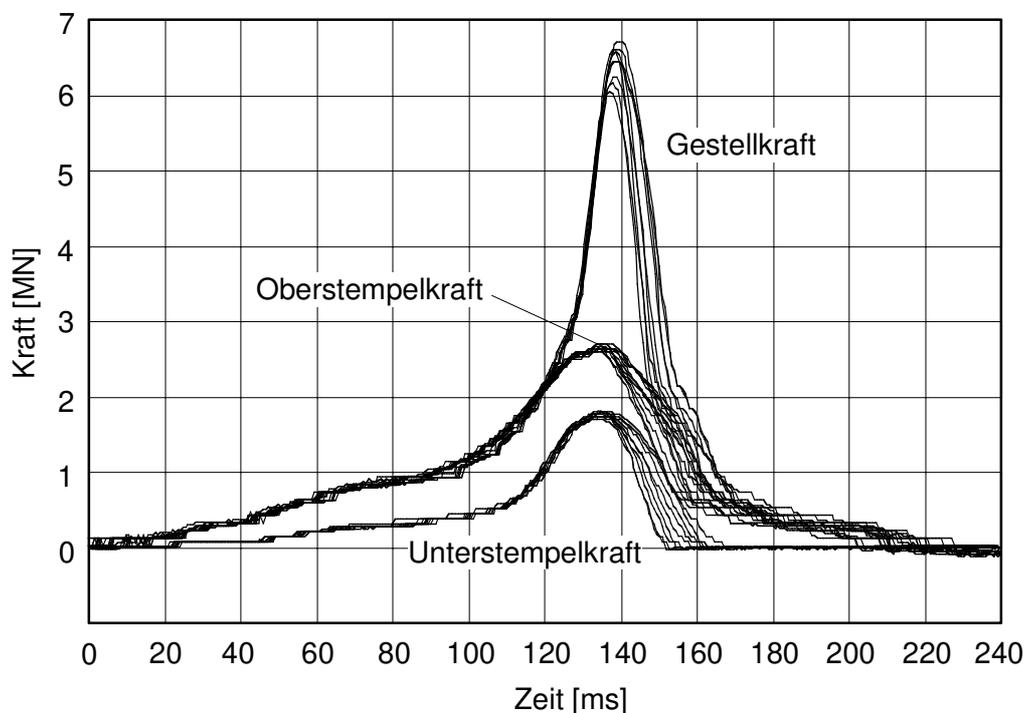


Abb. 6.8: Streuung der gemessenen Prozeßkraftverläufe

Neben der Streuung von Prozeßkräften ist auch die Wiederholgenauigkeit der Werkstückgeometrie entscheidend bei der Beurteilung eines Präzisionsschmiede-

prozesses. Die grafischen Analysewerkzeuge, die am Institut für Meß- und Regelungstechnik im Maschinenbau (IMR) der Universität Hannover entwickelt wurden, erlauben eine einfache vergleichende Darstellung und Beurteilung der gemessenen Zahnradqualität.

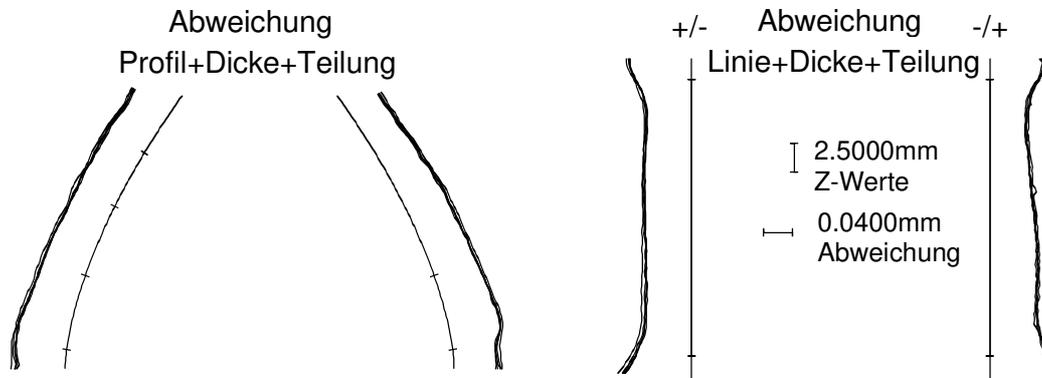


Abb. 6.9: Streuung der gemittelten Profil- und Flankenlinienmessungen von fünf Zahnradern der Geometrie „A“

In Abb. 6.9 sind die mittleren Profil- und Flankenlinienverläufe von fünf Zahnradern der Geometrie „A“ dargestellt, die mit identischer Prozeßeinstellung geschmiedet wurden. Die Abweichungen der einzelnen Profil- und Flankenlinien voneinander betragen weniger als $10\ \mu\text{m}$. Dies ist die Ursache dafür, daß bei der Darstellung der Einflüsse in Kap. 6.5 bereits geringe Effekte auf die Verzahnungsqualität als signifikant eingestuft werden.

6.5 Versuchsergebnisse

Im folgenden werden die Resultate aus den Grundlagenuntersuchungen nach den variierten Einflußgrößen zusammengefaßt. Dabei werden sowohl die Einflüsse auf das Prozeßverhalten als auch die Einflüsse auf das Prozeßergebnis (das geschmiedete Zahnrad) beschrieben. Aus Gründen der Übersichtlichkeit werden nur die signifikanten Effekte der Einflußgrößen unter Annahme linearer Zusammenhänge in Diagrammen zusammengefaßt. Die folgende Abbildung zeigt die verschiedenen Geometrien, die während dieser Untersuchungen geschmiedet wurden.



Abb. 6.10: Geschmiedete Zahnräder (Geometrie A, B, C)

6.5.1 Einfluß der Rohteilmasse

Schmiedeteile sind typische Massenbauteile und daher sind auch die verwendeten Rohteile den in der Großserie unvermeidbaren Qualitätsschwankungen unterworfen. Rohteile für gewöhnliche Schmiedeprozesse werden üblicherweise durch Warm- oder Kaltscheren von massivem Stangenmaterial hergestellt. Masseschwankungen können dabei durch Abweichungen der Stangendurchmesser oder durch ungenaues Ablängen der Stangen entstehen. Da konventionelle Schmiedeteile gewöhnlich mit Grat geschmiedet werden, kann das überschüssige Material in den Grat ausweichen. Präzisions schmieden wird jedoch in geschlossenen Gesenken durchgeführt und setzt deshalb ein deutlich genaueres Rohteilvolumen voraus, da überschüssiges Material zur Überlastung der Werkzeuge und im ungünstigsten Fall zum Werkzeugbruch führen kann.

Um das Verhalten des ausgewählten Umformprozesses für schwankende Rohteilmassen zu untersuchen, wurde das Einsatzgewicht der Rohteile durch unterschiedlich hohe Rohteile gezielt um bis zu $\pm 1,6\%$ variiert. Diese Spanne ist ausreichend, da durch moderne Präzisions-Scheranlagen oder Sägen sogar Genauigkeiten von $\pm 0,3\%$ zu erreichen sind [115].

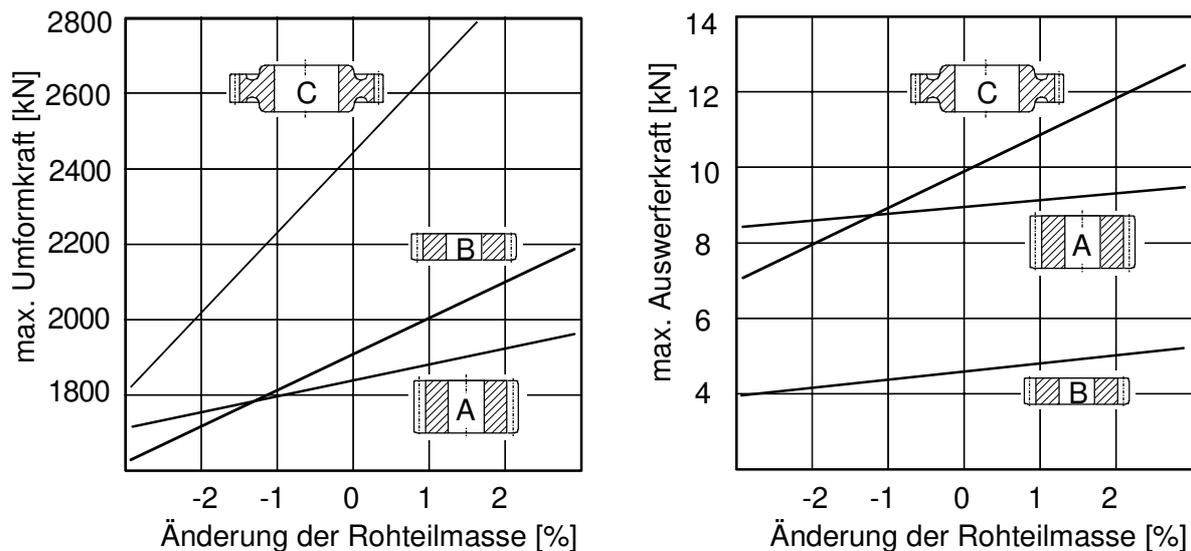


Abb. 6.11: Einfluß von Masseschwankungen auf das Prozeßverhalten

Wie Abb. 6.11 zeigt, wirkt sich eine schwankende Rohteilmasse hauptsächlich auf die benötigte maximale Umformkraft aus. Eine Erhöhung der Rohteilmasse um 2% bewirkt bei den Geometrien A und B bereits einen Anstieg von F_U um 5% - 10%, für die Geometrie C ist sogar ein Anstieg um ca. 20% zu verzeichnen. Die Ursache für den deutlicheren Einfluß bei den schmaleren Zahnrädern B und C ist die Prellschlagcharakteristik am Ende der Umformung von sehr flachen Werkstücken. Dies ist auch der Grund dafür, daß die Spitzen-Umformkräfte für das schmale Rad B größer sind als für das breitere Rad A, obwohl die Stirnflächen identisch sind.

Ebenfalls in Abb. 6.11 dargestellt ist der Einfluß der Rohteilmasse auf die benötigten maximalen Auswerferkräfte. Es wird deutlich, daß dieser nur gering ist. Lediglich für die Geometrie C ist ein größerer Einfluß zu erkennen. Dieser wird jedoch zum Teil durch eine leichte Gratbildung an der Unterseite der verzahnten Matrize verursacht. Beim Auswerfen muß dieser Grat abgeschert werden, was entsprechende Kräfte hervorruft. Die Gratbildung trat nur in einigen Fällen beim Schmieden der Geometrie C auf und liegt in einem geänderten Werkzeugaufbau für diese Geometrie begründet. Alle übrigen Geometrien konnten generell gratfrei geschmiedet werden.

Der Anstieg der Auswerferkraft bei zunehmender Rohteilmasse liegt in der verbesserten Formfüllung der Verzahnung begründet (Abb. 6.12, links), da die Verzahnung die entscheidende Kontaktfläche zwischen Werkstück und Matrize beim Auswerfen darstellt. Allerdings bedeutet eine Verbesserung der Formfüllung um einige Prozentpunkte nur eine sehr geringe Zunahme der Kontaktfläche, was den ebenfalls nur geringen Anstieg der Auswerferkräfte begründet.

Sieht man von der geringfügigen Störung des Schmiedeprozesses für die Geometrie C einmal ab, so wirkt sich eine steigende Rohteilmasse und damit ein vergrößertes Rohteilvolumen hauptsächlich auf den Gesenkinnendruck und die daraus resultierenden Umformkräfte aus.

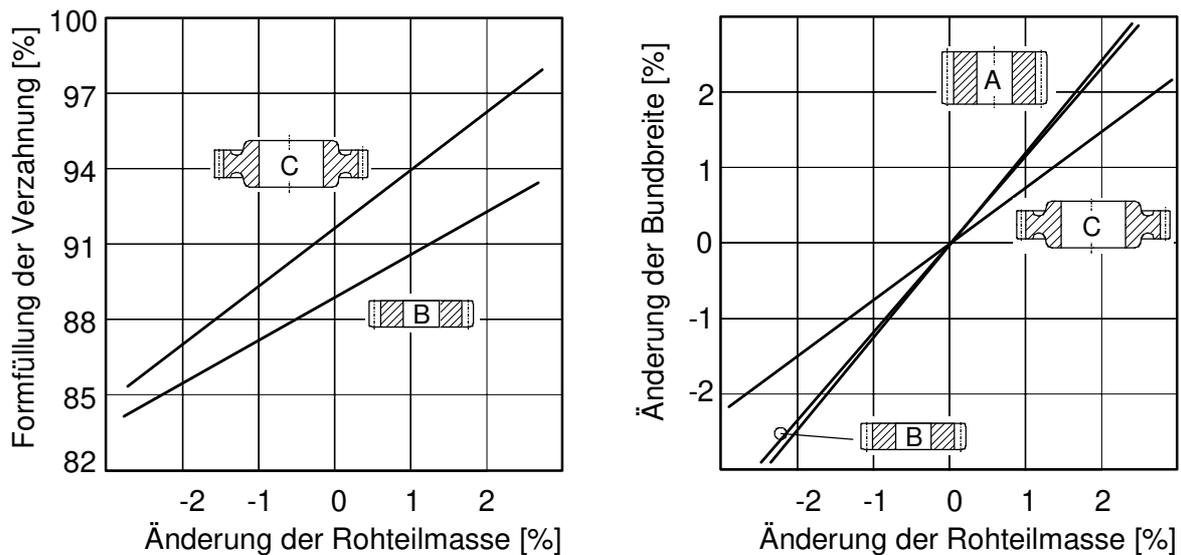


Abb. 6.12: Einfluß von Masseschwankungen auf die Gravurfüllung

Das Resultat der größeren Umformkräfte wiederum sind Auffederungen des Werkzeugs in axialer Richtung, die zu Maßänderungen am Werkstück führen. Abb. 6.12, rechts, verdeutlicht, daß eine höhere Rohteilmasse im wesentlichen eine Zunahme der Zahnradbundbreite bewirkt (siehe auch Kap. 6.7.1). Am Beispiel der Geometrie C mit einer Nennbundbreite von 25 mm wirkt sich eine Zunahme der Rohteilmasse um 1% mit einem um ca. 0,2 mm vergrößertem Bearbeitungsaufmaß an der Stirnseite aus. Für die Integration des Präzisions Schmiedens in eine durchgängige Fertigungskette ist somit die Einhaltung sehr enger Gewichtstoleranzen notwendig, wenn abschließend lediglich eine Hartfeinbearbeitung durchgeführt werden soll.

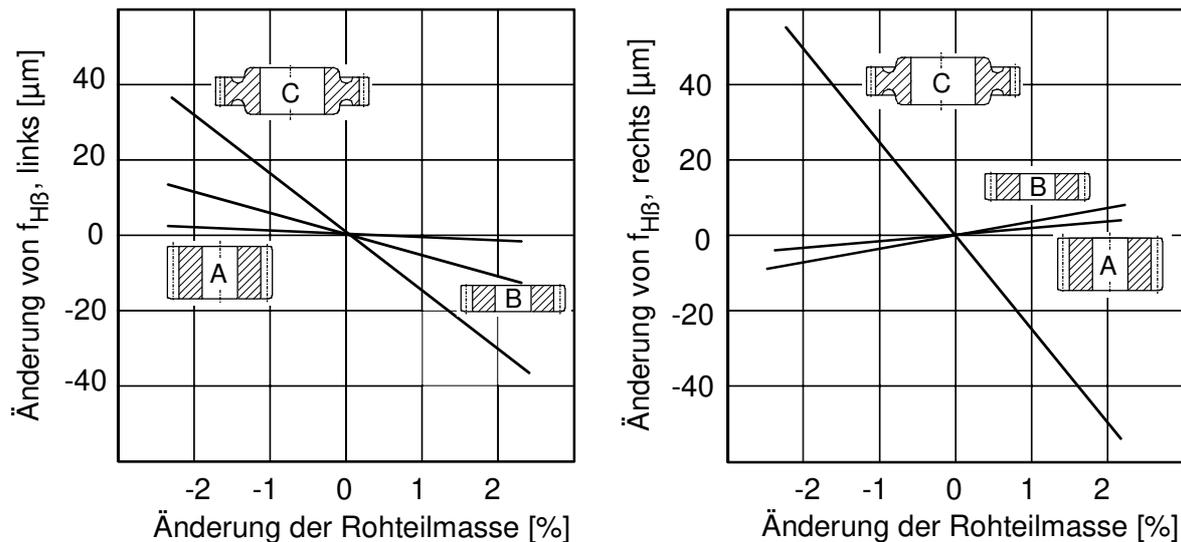


Abb. 6.13: Einfluß der Rohteilmasse auf den Schrägungswinkel

Auch auf die Maßhaltigkeit der Verzahnung wirkt sich eine schwankende Rohteilmasse aus. Insbesondere die Geometrie C reagiert mit einer Abnahme des Schrägungswinkels auf eine Erhöhung der Rohteilmasse. So führt eine Erhöhung der Masse um 1% zu einer durchschnittlichen negativen Flankenlinien-Winkelabweichung von 20 μm , was einer Verzahnungsqualität Q9 nach DIN 3962 entsprechen würde. Ursache hierfür sind die Störungen, die auch zu einem starken Anstieg der Auswerferkräfte geführt haben (siehe Abb. 6.11). Dadurch wurde die Verzahnung beim Auswerfen stärker belastet und leicht verformt. Die beiden anderen Geometrien weisen nur geringe Abweichungen auf (Abb. 6.13).

6.5.2 Einfluß der Rohteiltemperatur

Schwankungen der Rohteiltemperatur lassen sich im Schmiedeprozess nicht vermeiden. Sie entstehen unter anderem durch die begrenzte Regelgenauigkeit der Erwärmungsanlage, instationäre Produktionsbedingungen wie Produktionsanlauf oder Produktionsunterbrechung, schwankende Handhabungszeiten oder äußere Einflüsse wie schwankende Hallentemperaturen usw.. Durch die temperaturabhängige Schrumpfung der Zahnräder nach der Umformung beeinflusst die Rohteiltemperatur die Genauigkeit der geschmiedeten Werkstücke. Da auch der Wärmeübergang vom Zahnrad in das Werkzeug während der Umformung von der herrschenden absoluten Temperaturdifferenz bestimmt wird, führen unterschiedliche Rohteiltemperaturen zu einer anderen Temperaturverteilungen in Werkstück und Werkzeug. Zudem verändern sich die Fließspannung k_f und das Formänderungsvermögen mit der Temperatur. Zur Bewertung erreichbarer Werkstückgenauigkeiten und des Prozeßverhaltens wurden Versuche mit unterschiedlichen Rohteiltemperaturen durchgeführt. Für die Variation der Rohteiltemperatur wurde ein geregelter Kammerofen verwendet. Die Rohteiltemperatur wurde zwischen 1150°C und 1250°C (Geometrie A und B) bzw. zwischen 1200°C und 1250°C (Geometrie C) variiert.

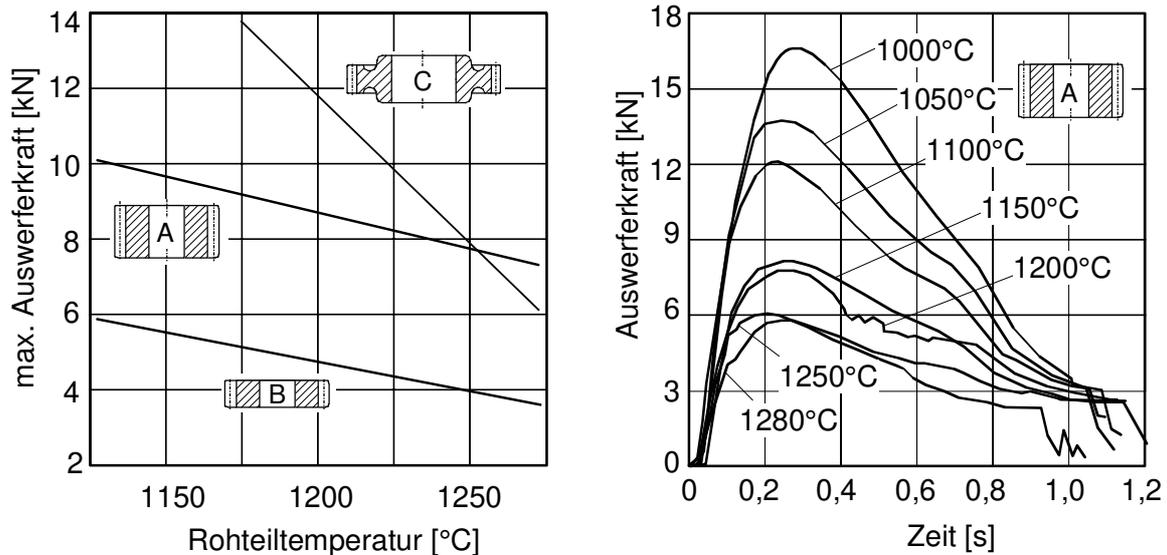


Abb. 6.14: Einfluß der Temperatur auf die Auswerferkraft

Die einzige Prozeßzielgröße, die signifikant durch die Rohteiltemperatur beeinflusst wird, ist die Auswerferkraft. Generell sinkt die Auswerferkraft mit steigenden Erwärmungstemperaturen, wie Abb. 6.14, links, zeigt. Der Grund für dieses Verhalten ist zum einen die Schrumpfung der Zahnräder direkt nach dem Schmieden, die einen „Freischrumpfungseffekt“ bewirkt. Zum anderen sinken die werkstückseitig übertragbaren Reibschubspannungen mit steigenden Temperaturen.

Es ist ebenfalls erkennbar, daß die Geometrie C am stärksten auf Temperaturschwankungen reagiert. Der Grund hierfür ist der im Vergleich zu den beiden anderen Zahnrädern größere Durchmesser, der zu einer stärkeren radialen Schrumpfung des Zahnrades führt. Die Auswerferkräfte für die Geometrien A und B verhalten sich ähnlich, wobei die Werte für die Geometrie A aufgrund der doppelt so großen Zahnbreite über denen für die Geometrie B liegen.

Zur Verdeutlichung des Temperatureinflusses auf das Auswerfverhalten wurden am Beispiel der Geometrie A ergänzende Untersuchungen in einer erweiterten Temperaturspanne durchgeführt. Die hierbei gemessenen Verläufe sind in Abb. 6.14, rechts, dargestellt. Alle Verläufe weisen den gleichen steilen Anstieg zur Überwindung der Haftreibung am Beginn des Auswerfvorgangs auf. Im weiteren Verlauf des Auswerfens wird die Reibfläche kontinuierlich geringer, womit auch die Auswerferkraft sinkt. Die verbleibende Endkraft von ca. 3 kN wird durch die Kraft der Auswerfer-Rückholfeder hervorgerufen.

Besonders für niedrige Temperaturen sind hohe Auswerferkräfte bis zu 17 kN zu verzeichnen. Da mit steigenden Kräften die Gefahr einer Schädigung des Werkstücks oder des Werkzeugs einhergeht, erscheint eine weitere Absenkung der Rohteiltemperatur für komplexe Verzahnungsgeometrien nicht sinnvoll.

Auf die bauteilbezogenen Zielgrößen Formfüllung und Bundbreite wirkt sich die Temperatur in ähnlicher Weise wie die Rohteilmasse aus (Abb. 6.15). Eine höhere Rohteiltemperatur führt zu einer besseren Formfüllung und höheren Bauteilen.

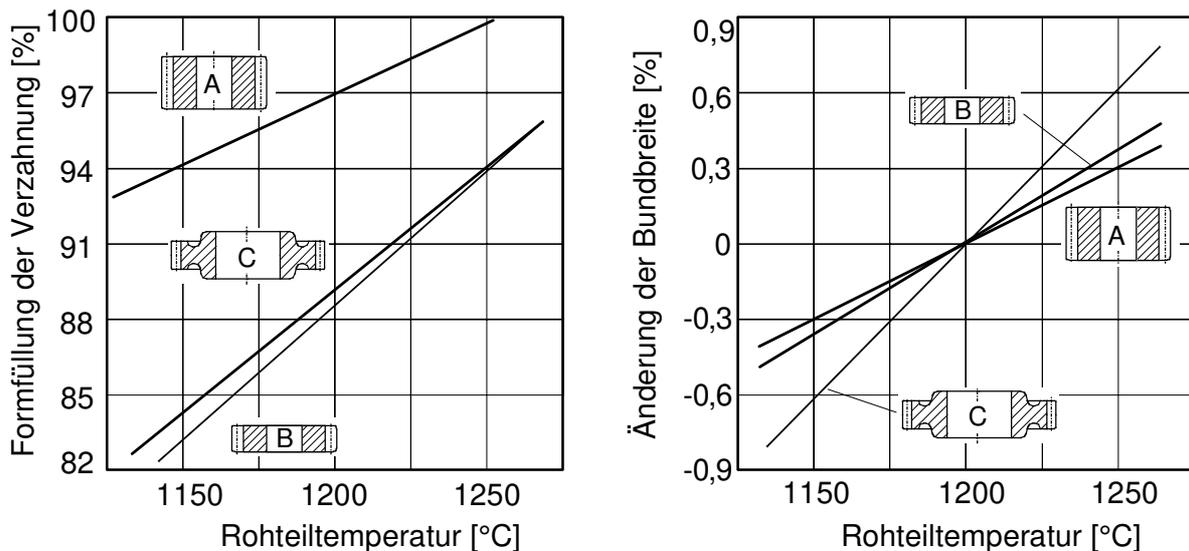


Abb. 6.15: Einfluß der Temperatur auf die Gravurfüllung

Bei allen drei Geometrien ist eine ausreichende Formfüllung zu verzeichnen, da aus Betriebsgründen eine Abrundung der Zahnkanten bis zu einem Betrag in Höhe des Normalmoduls tolerierbar ist. Dies entspricht folgenden Werten für f_{Form} :

$$f_{\text{Form,min}}(\text{A}): 80\%, f_{\text{Form,min}}(\text{B}): 60\%, f_{\text{Form,min}}(\text{C}): 73,3\%.$$

Die Rohteiltemperatur hat ähnlich wie die Rohteilmasse auch einen positiven Effekt auf die Bundbreite der Zahnräder. Mit zunehmender Rohteiltemperatur nimmt das Rohteilvolumen zu, was aufgrund der daraus resultierenden Werkzeugauffederung zu einer größeren Bundbreite führt (Abb. 6.15, rechts). Die gemessene Zunahme entspricht dabei weitgehend der Volumenzunahme durch die Wärmedehnung und beträgt für eine um 50°C erhöhte Rohteiltemperatur 0,3 – 0,6%. Für das Zahnrad C mit einer Nenn-Bundbreite von 25 mm würde das eine Zunahme um 0,156 mm bedeuten. Ausführlich behandelt werden diese Zusammenhänge im Abschnitt 6.7.2, wo entsprechende Berechnungsansätze vorgestellt werden.

Den wichtigsten Einfluß hat die Rohteiltemperatur auf die Verzahnungsqualität, da Temperaturänderungen aufgrund der Schrumpfung zu relativ großen absoluten Maß- und Formänderungen im eng tolerierten Verzahnungsbereich führen. Abb. 6.16 zeigt beispielhaft an Profil- und Flankenlinienmessungen der Geometrie C den Einfluß einer Rohteiltemperaturänderung um 50°C. Es ist deutlich erkennbar, daß die niedrigere Rohteiltemperatur eine geringere Schrumpfung und aufgrund dessen ein höheres Aufmaß auf den Zahnflanken bewirkt. Gleichzeitig wird durch eine Absenkung der Umformtemperatur auch die axiale Schrumpfung des geschmiedeten Zahnrades verringert, was bei schrägverzahnten Zahnrädern zu einer Veränderung des Schrägungswinkels führen kann (Abb. 6.16, rechts). Auch an dieser Stelle sei zur Vertiefung der Thematik auf den Abschnitt 6.7.2 verwiesen.

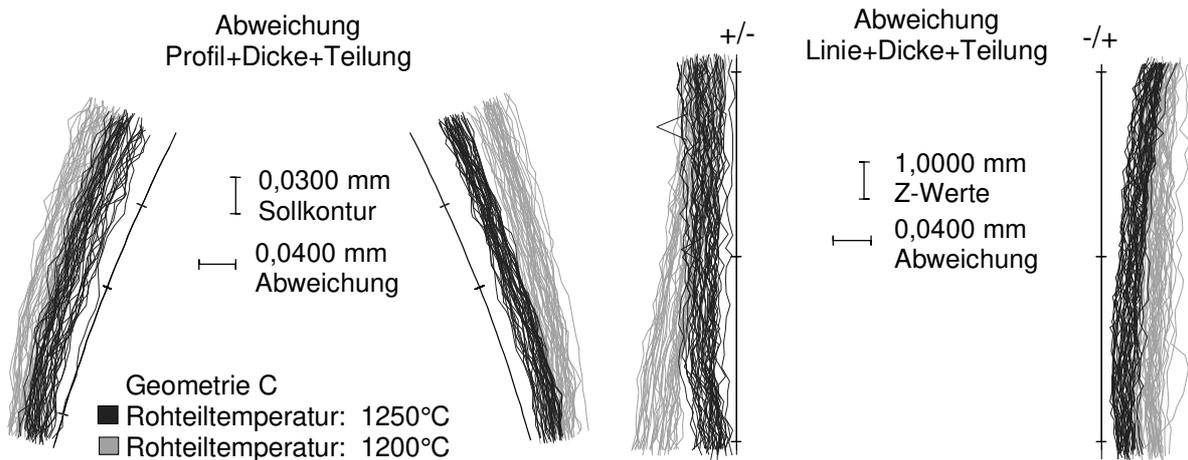


Abb. 6.16: Einfluß von Temperaturschwankungen auf die Verzahnungsqualität

Für die Nachbearbeitung der Zahnflanken ist der Betrag und die Verteilung des verbleibenden Aufmaßes von großer Bedeutung. Die Auswertung der Zahndicke ergab einen hochsignifikanten Einfluß der Temperatur bei allen untersuchten Zahnrädern (Abb. 6.17). So führen beim Schmieden des Zahnrades C Temperaturänderungen um $\pm 15^\circ\text{C}$ zu einer Schwankung des Bearbeitungsaufmaßes auf den Zahnflanken von $\pm 15\mu\text{m}$. In Kapitel 6.7.2 ist zur Verdeutlichung dieses Effektes ein Beispielrechengang dargelegt. Mit diesem ist es möglich, bereits bei der Verfahrensauslegung die Auswirkungen möglicher Prozeßschwankungen auf die Verzahnungsgenauigkeit abzuschätzen.

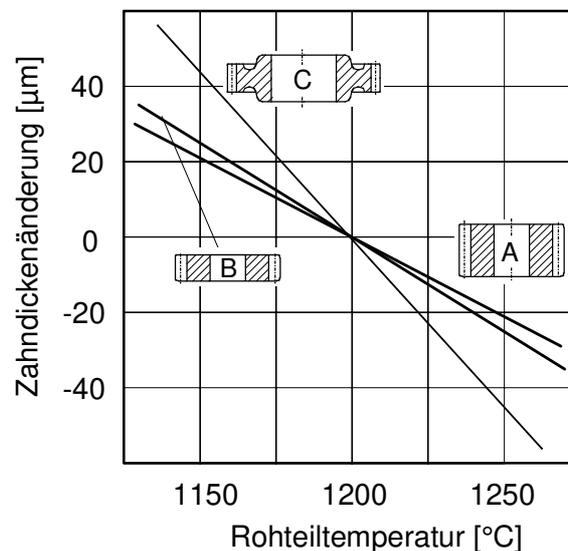


Abb. 6.17: Einfluß der Rohteiltemperatur auf die Zahndicke

Die beiden anderen Geometrien, die die gleichen Verzahnungsdaten aufweisen, reagieren ähnlich auf Temperaturänderungen. Allerdings sind hier die Aufmaßschwankungen geringer. Die Ursache liegt wiederum in der größeren radialen Schrumpfung des Zahnrades C.

Die Schrumpfung wirkt sich auch auf den Profilwinkel aus (Abb. 6.18). So ist für alle Geometrien übereinstimmend ein mit höheren Schmiedetemperaturen abnehmender Betrag der Profilwinkelabweichung meßbar. In der Praxis bedeutet dies, daß mit

höheren Schmiedetemperaturen das Profil der Zähne „nach innen kippt“ (Abb. 6.1). Das heißt, daß das Schleifaufmaß in Richtung des Zahnkopfes abnimmt. Während bei den Geometrien A und B das Verhalten für beide Flanken identisch ist, weisen für C linke und rechte Flanken unterschiedliche Reaktionen auf.

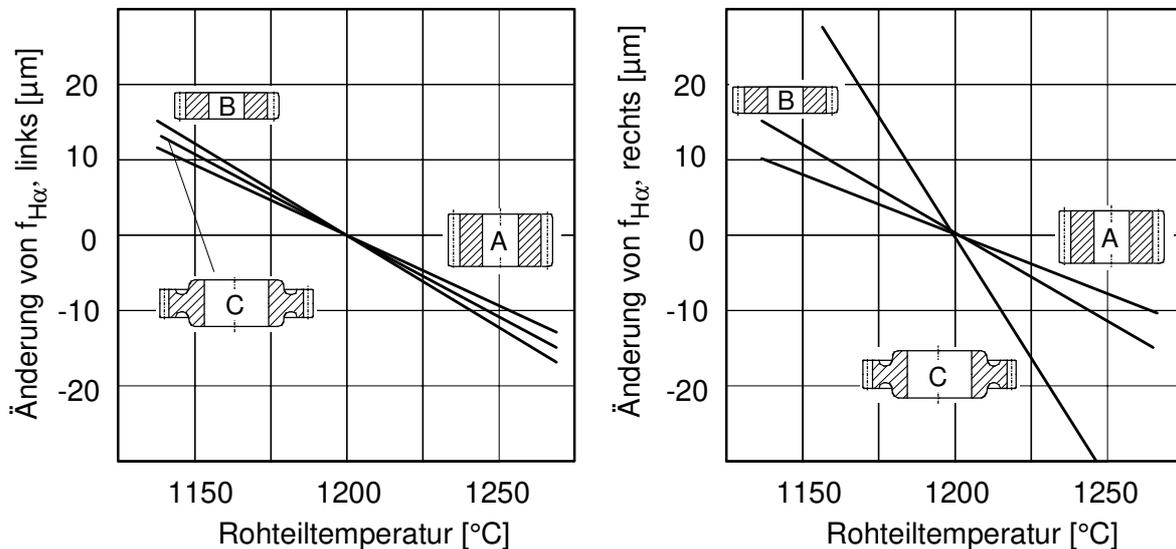


Abb. 6.18: Einfluß der Rohteiltemperatur auf den Profilwinkel

Besonders interessant beim Schmieden von Schrägverzahnungen sind die Auswirkungen auf den Schrägungswinkel der Zahnräder. Daher sind in Abb. 6.19 die Änderungen der Flankenlinien-Winkelabweichung als Funktion von Temperaturveränderungen dargestellt. Auch hier weist die Geometrie C die größten Änderungen auf, was offensichtlich ebenfalls auf das Verhalten beim Auswerfen der Zahnräder zurückzuführen ist. Bei den Geometrien A und B ist lediglich ein geringer Einfluß der Rohteiltemperatur auf den Schrägungswinkel feststellbar. Dies deckt sich mit Beobachtungen bei der Variation der Schlagenergie.

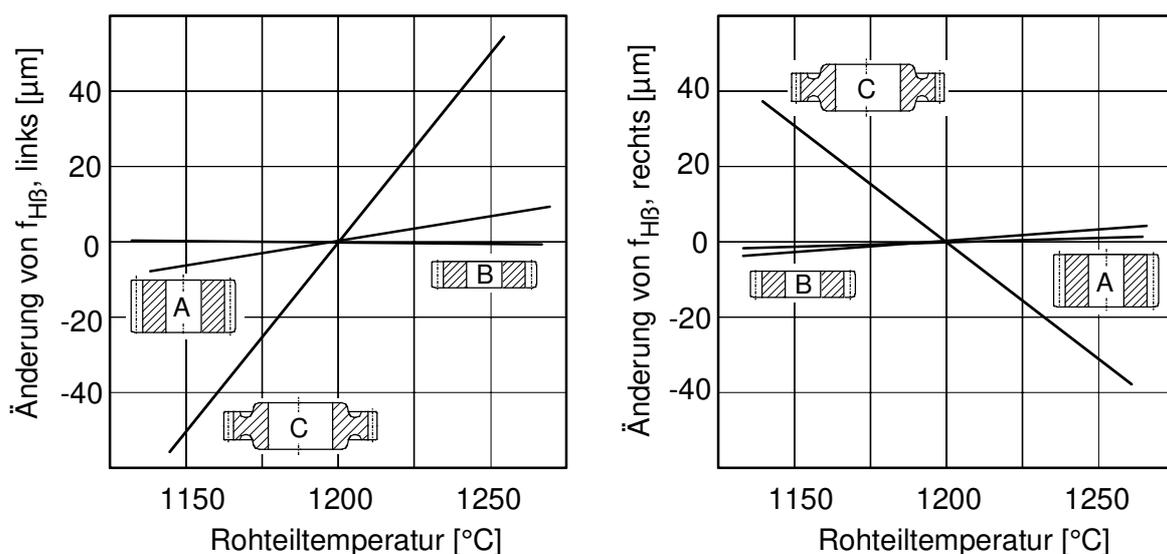


Abb. 6.19: Einfluß der Rohteiltemperatur auf den Schrägungswinkel

6.5.3 Einfluß der Stößelgeschwindigkeit

In Schmiedebetrieben ist es eine oft anzutreffende Praxis, daß Schmiedewerkzeuge in unterschiedlichen Pressen mit verschiedenen Stößelgeschwindigkeiten eingesetzt werden. Die Stößelgeschwindigkeit beeinflusst direkt die lokale Umformgeschwindigkeit und damit den Umformwiderstand des eingesetzten Schmiedestückwerkstoffs. Dieser nimmt mit steigender Umformgeschwindigkeit zu. Zudem ändert sich mit der Stößelgeschwindigkeit das dynamische Verhalten des Werkzeugsystems. Insbesondere der Auftreffimpuls der beiden Werkzeughälften beim Schließen des Gesenkes wird durch höhere Stößelgeschwindigkeiten verstärkt. Durch die Variation der Stößelgeschwindigkeit sollte untersucht werden, inwieweit sich das Schmiedeergebnis ändert und welche Stößelgeschwindigkeit das günstigere Prozeßverhalten aufweist. Die für die Untersuchungen verwendete Presse erlaubt zwei Stößelgeschwindigkeiten (250 mm/s und 500 mm/s).

Von den Prozeßzielgrößen wird in erster Linie die benötigte Auswerferkraft für die geschmiedeten Zahnräder durch die Stößelgeschwindigkeit beeinflusst. Abb. 6.20 ist zu entnehmen, daß die Auswerferkraft mit steigender Stößelgeschwindigkeit sinkt. Insbesondere bei der Geometrie C ist eine deutliche Senkung der Auswerferkraft um ca. 20% festzustellen. Der Grund hierfür ist im Temperaturhaushalt des Werkstücks zu suchen.

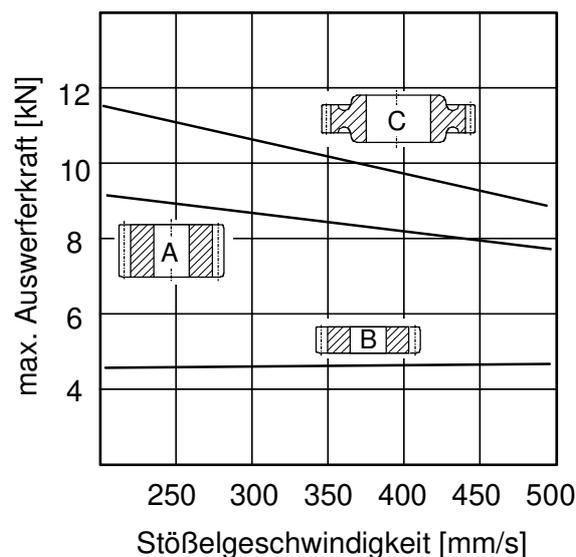


Abb. 6.20: Einfluß der Stößelgeschwindigkeit auf die Auswerferkraft

Durch die kürzere Druckberührzeit bei höheren Umformgeschwindigkeiten weist das geschmiedete Zahnrad nach der Umformung eine höhere Temperatur auf, wodurch der Schrumpfungsbetrag steigt und die Kontaktspannung zwischen Gravur und Werkstück während des Auswerfens sinkt (siehe auch Kapitel 6.5.2). Obwohl eine größere Umformgeschwindigkeit eine Zunahme der Fließspannung und somit des Umformwiderstands bewirkt, konnte keine Beeinflussung der Umformkraft durch die Stößelgeschwindigkeit festgestellt werden. Die größere, örtlich ausgeprägtere Auskühlung des Schmiedestückes während der Umformung mit geringerer Umformgeschwindigkeit und die damit verbundene Zunahme der Fließspannung scheint den ersten Effekt zu egalisieren.

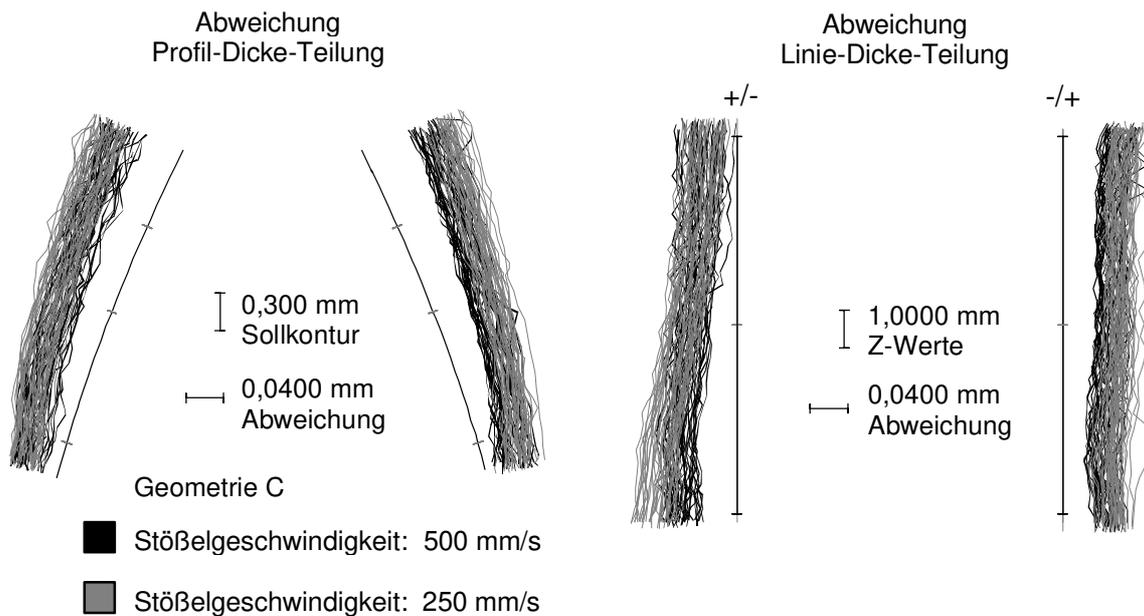


Abb. 6.21: Einfluß der Stößelgeschwindigkeit auf die Verzahnungsqualität

Die Messung der Zahnprofile von mit unterschiedlichen Stößelgeschwindigkeiten geschmiedeten Zahnrädern bestätigt den Einfluß der Stößelgeschwindigkeit auf den Temperaturhaushalt des Umformprozesses. Zur Verdeutlichung sind in Abb. 6.21 die gemittelten Profilmessungen von mit hoher sowie niedriger Stößelgeschwindigkeit geschmiedeter Zahnräder der Geometrie C dargestellt. Die mit höherer Geschwindigkeit geschmiedeten Zahnräder weisen im Zahnkopf ein um ca. 10-20 μm geringeres Aufmaß pro Flanke auf. Ursache hierfür ist der geringere Temperaturverlust der Zahnräder durch die kürzere Druckberührzeit, was sich besonders im thermisch sensiblen Zahnkopfbereich bemerkbar macht. Dies führt zu einer stärkeren Schrumpfung nach dem Schmieden.

Abschließend kann festgestellt werden, daß sich eine höhere Stößelgeschwindigkeit überwiegend positiv auf das Prozeßverhalten beim Schmieden von Zahnrädern auswirkt. Neben den reduzierten Taktzeiten ist es vor allem die geringere Wärmeabgabe des Schmiedeteils an das Werkzeug durch die stark verkürzte Druckberührzeit, die den Auswerfvorgang begünstigt. Zudem sinkt dadurch die Erwärmung des Schmiedegesenks, wodurch eine Erhöhung der Werkzeuglebensdauer möglich ist.

6.5.4 Einfluß der Pressenenergie

Der Energieinhalt einer Umformmaschine hängt in der Regel von der kinetischen Energie der bewegten Massen und von der Leistung der Antriebsquelle ab. Bei der für die beschriebenen Versuche verwendeten Kupplungsspindelpresse handelt es sich um eine Maschine mit energiegebundenem Antriebsprinzip. Die kinetische Energie des elektromotorisch angetriebenen Schwungrads wird über eine Kupplung und eine Gewindespindel auf den Stößel übertragen. Die für jeden Umformvorgang zur Verfügung stehende Energie kann nicht nur über die Schwungradzahl (oder Stößelgeschwindigkeit), sondern auch über die Schaltpunkte der Kupplung eingestellt

werden. Je länger Stößel und Schwungrad mit einander gekuppelt sind, desto mehr Energie (des Schwungrades) steht zur Verfügung. Der Abschaltzeitpunkt der Kupplung wird in Skalenteilen angegeben, was ca. dem aktuellen Stößelhub entspricht. Bei der Einstellung der Pressenenergie ist darauf zu achten, daß stets genug Energie für die vollständige Umformung zur Verfügung steht. Überschüssige Energie wird bei der verwendeten Kupplungsspindelpresse in sogenannten Stößelanschlägen aufgenommen. Diese begrenzen den Hub des Stößels und bestimmen dadurch die Höhe des Schmiedestücks. In den durchgeführten Versuchen wurde die Pressenenergie, ausgehend von einem in Vorversuchen ermittelten günstigen Wert, in Schritten bis zu ± 5 Skalenteilen variiert. Da bei dem gewählten Werkzeugprinzip die überschüssige Pressenenergie in Stößelanschlägen aufgenommen wird, beeinflußt die Änderung der Stößelenergie direkt die Belastung des Pressengestells am Ende der Umformung.

Deutlich wird dies in dem sehr starken Anstieg der gemessenen Gestellkräfte (Abb. 6.22). Dieser wird durch die impulsartige Vernichtung der restlichen Pressenenergie im Pressengestell beim Auftreffen des Stößels auf die Stößelanschläge verursacht. Bereits ein geringfügiger Anstieg der Pressenenergie führt zu einem starken Anstieg der Kräfte.

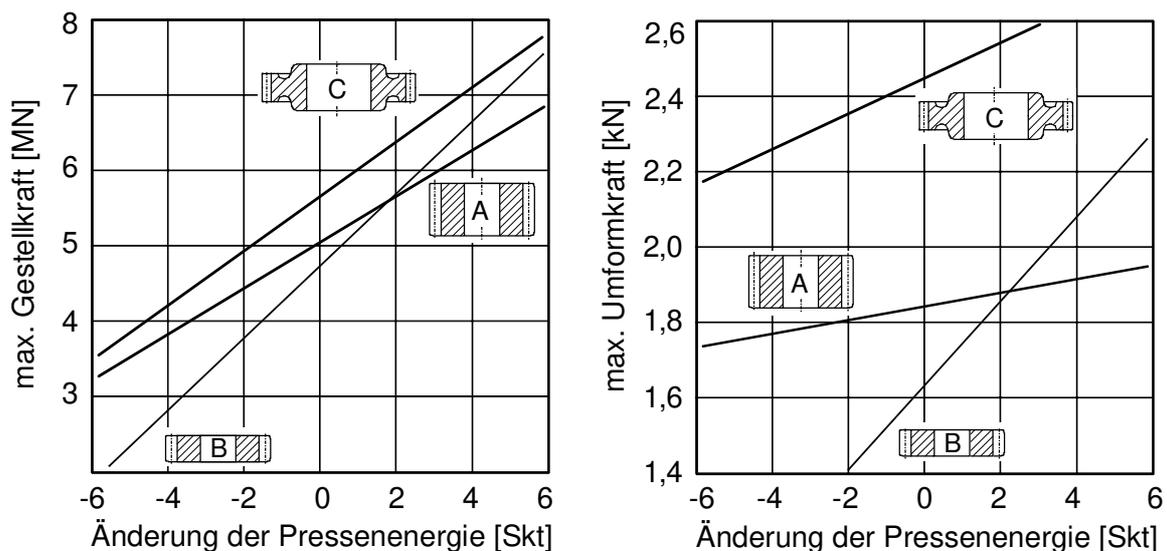


Abb. 6.22: Einfluß der Pressenenergie auf die Gestellkraft und die Umformkraft

Dies hat zur Folge, daß die Stößelanschläge stärker gestaucht werden und der Stößel einen längeren Weg zurücklegt. Durch den längeren Stößelweg wird das Werkstück stärker umgeformt und die Formfüllung im Bereich der Verzahnung verbessert (Abb. 6.23). Besonders bei den schmalen Versuchsgeometrien B und C wirkt sich eine zunehmende Pressenenergie positiv auf die Formfüllung der Verzahnung aus, da aufgrund geringer Zahnbreiten bereits eine leichte Zunahme des Wertes b_{ist} (Abb. 6.1) eine deutliche Veränderung des Wertes für die Formfüllung herbeiführt. Parallel zur verbesserten Formfüllung verringert sich allerdings die Bundbreite h der Zahnräder. Hierauf ist besonders zu achten, wenn für die Umformung Pressen mit stark schwankender Energieabgabe eingesetzt werden (siehe Abb. 6.23, rechts).

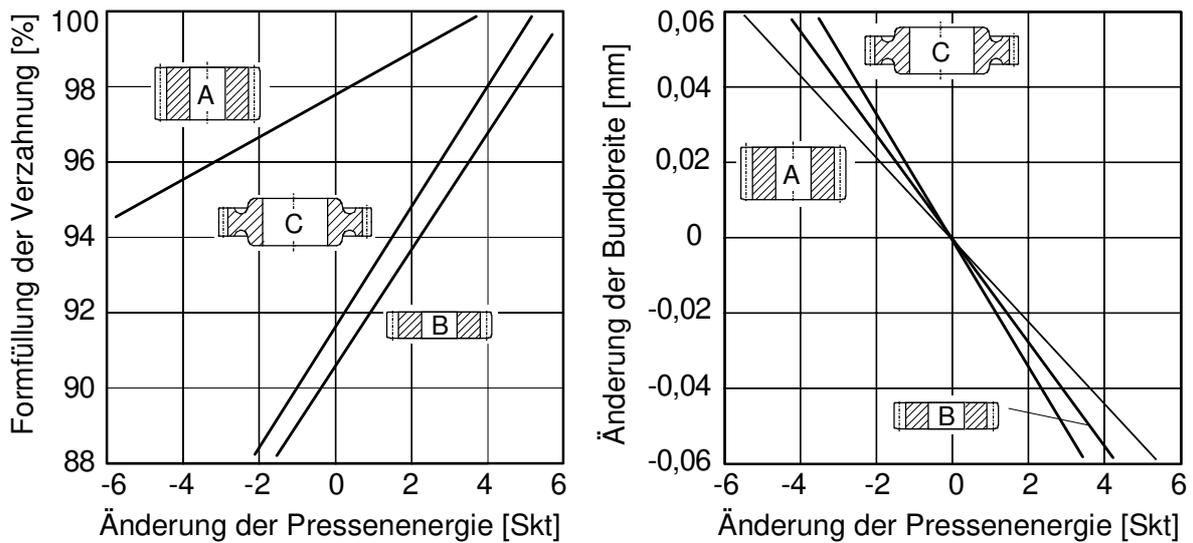


Abb. 6.23: Einfluß der Pressenenergie auf die Formfüllung und die Bauteilhöhe

Die bessere Füllung der Verzahnung mit steigender Pressenenergie führt auch zu einem Anstieg der Auswerferkräfte (Abb. 6.24). Auffällig ist, daß für die Geometrie C ein besonders deutlicher Anstieg zu verzeichnen ist. Die Ursache hierfür ist eine ungleichförmige elastische Aufweitung der verzahnten Matrize.

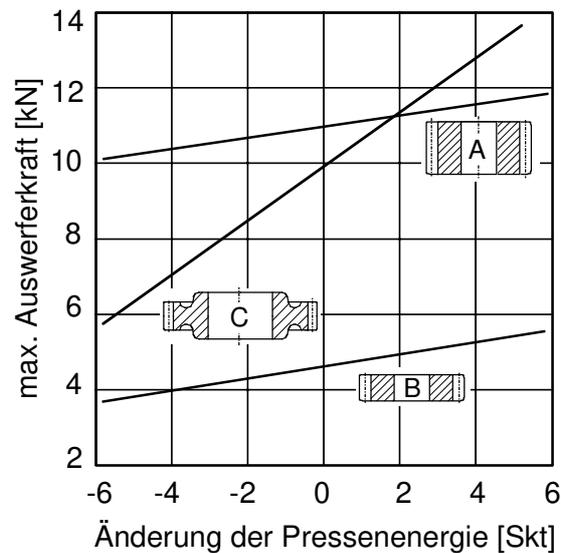


Abb. 6.24: Einfluß der Pressenenergie auf die Auswerferkraft

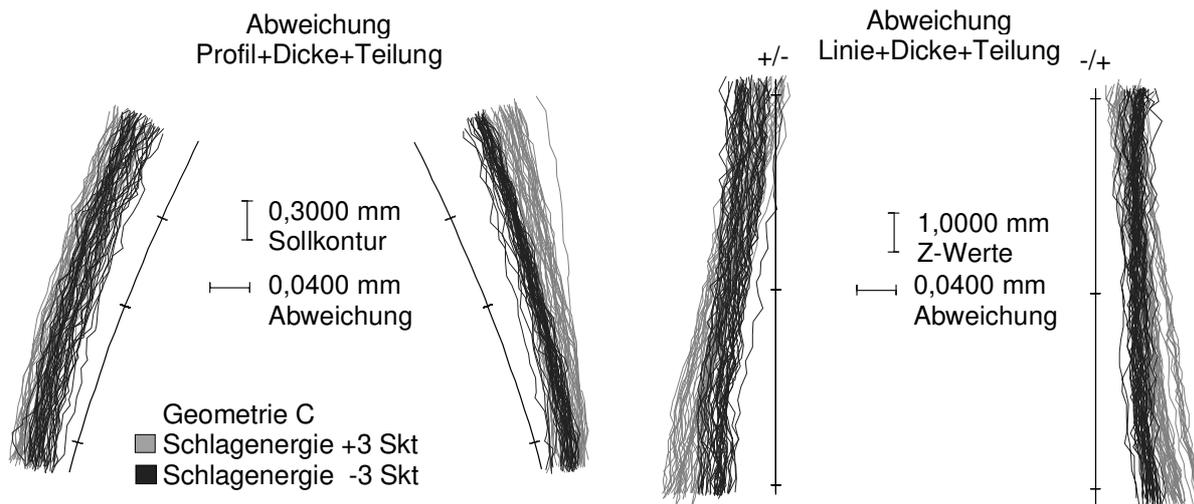


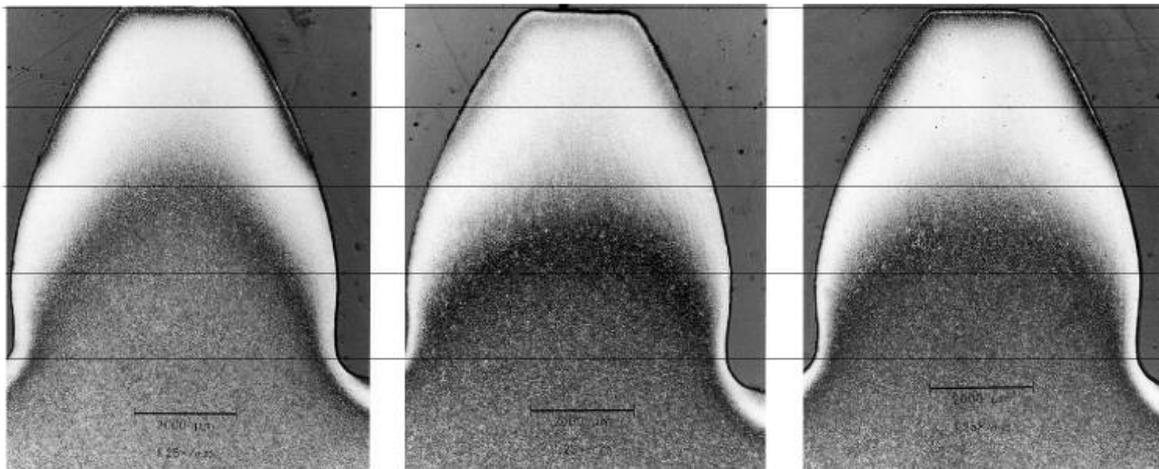
Abb. 6.25: Einfluß der Pressenenergie auf die Zahnradqualität

Abb. 6.25 zeigt Profil- und Flankenmessungen an Rädern der Geometrie C, die mit unterschiedlichen Energieeinstellungen geschmiedet wurden. Das Rad, daß mit höherer Energie geschmiedet wurde, weist eine konische Aufweitung der Zahnflanken auf, die den Auswerfprozeß behindert. Dieses Erscheinung konnte allerdings nur bei der Geometrie C beobachtet werden. Wie die Ergebnisse dieses Arbeitsschrittes beweisen, beeinflußt die in den Gesamtprozeß eingebrachte Pressenenergie in großem Maße das Prozeßverhalten und die Werkstückqualität, obwohl Stößelanschläge die überschüssige Stößelenergie aufnehmen. Ursache hierfür ist die starke Zunahme der Spitzenkräfte im Pressengestell, die mit entsprechenden Dehnungen in Werkzeug und Umformmaschine verbunden ist. Da sich dieses Verhalten stark auf die Bauteilqualität auswirkt, muß beim Einsatz energiegebundener Umformmaschinen auf die reproduzierbare Energieabgabe besonderes Augenmerk gelegt werden.

6.5.5 Einfluß der Gesenkschmierung

Die formgebenden Werkzeugelemente unterliegen bei der Warmmassivumformung starken thermischen, mechanischen und tribologischen Beanspruchungen. Gesenkschmierstoffe dienen dazu, die Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück zu minimieren. Häufig wird der Schmierstoff gemeinsam mit dem Kühlmedium aufgetragen, um die Zahl der Arbeitsschritte zu reduzieren. Wichtig ist hierbei, daß der Schmierstoffträger und das Kühlmedium vor der nächsten Umformung verdampft sind, da es sonst zu einer Dampf- oder Gasbildung kommen kann, die die Füllung des Gesenks behindert. Um den Einfluß der Gesenkschmierung auf das Prozeßverhalten und die Bauteilqualität zu ermitteln, wurden am Beispiel der Zahnradgeometrie A unterschiedliche Schmierungsbedingungen eingestellt. Als Schmierstoff wurde Molykote D-321, ein Molybdändisulfid-haltiges Schmiermittel, verwendet, wobei eine Versuchsreihe mit vollständig abgetrocknetem Trägermedium gefahren wurde, eine Versuchsreihe mit "nassen" Gesenken und eine Reihe ohne Schmierstoff. Um den Einfluß auf den Stofffluß ohne zusätzlichen Aufwand mit Gefügeuntersuchungen sichtbar zu machen, wurden Rohteile mit unterschiedlicher Randaufkohlungstiefe (0,7 mm; 1,4 mm; 1,9 mm; 2,2 mm) verwendet. Randaufgekohlte Rohteile werden

benötigt, um bei Zahnrädern aus Einsatzstahl eine prozeßintegrierte Wärmebehandlung durchzuführen. Die Verteilung der Randschicht ist für die Funktion des fertigen Zahnrades von großer Bedeutung.



ohne Schmierung

„nasser“ Schmierstoff

trockener Schmierstoff

Prozeßparameter:

Werkzeugtemperatur: 23°C
 Rohteiltemperatur: 1230°C
 Stoßelgeschwindigkeit: 250 mm/s

Rohteil:

Werkstoff: 16 MnCr 5
 Einsatzhärtungstiefe: 1,9 mm
 C-Konzentration: 0,8%

Abb. 6.26: Stofffluß in Abhängigkeit von der Gesenkschmierung

Wie Abb. 6.26 zu entnehmen ist, unterscheidet sich der Stofffluß bei unterschiedlichen Schmierungsbedingungen. Wird das Gesenk nicht geschmiert, ist die Reibung zwischen der Gravuroberfläche und dem Werkstückwerkstoff am größten. Eine Folge der vergrößerten Reibung ist, daß das Material nicht mehr an der Gravuroberfläche entlanggleitet, sondern verstärkt ein "Abwälzen" des Werkstückmaterials zu beobachten ist. Die Konsequenz bei der Füllung der verzahnten Gravur ist, daß weniger Werkstoff aus der Rohteilrandzone in den Zahnkopf fließt. Im Zahnfußbereich des Rades ist die aufgekohlte Randschicht dicker. Dies ist in Abb. 6.26, links, zu sehen. Zwischen den Ergebnissen für "nassen" und trockenen Schmierstoff gibt es keine Unterschiede bezüglich des Stoffflusses. Ursache hierfür ist, daß die Wärmeabstrahlung des warmen Rohteils eine Trocknung des „nassen“ Schmierstoffs bewirkt, bevor die Umformung durchgeführt wird.

Wird die Schmierung des Werkzeugs unterbrochen, so ist die Schmierfilmschicht bereits nach dem Schmieden einiger Teile verbraucht. Die Auswerferkraft steigt an und führt zu einer verstärkten Belastung des Werkzeuges. In Abb. 6.27 ist zu erkennen, daß die Auswerferkraft bis zur sechsten Schmiedung auf den zwei- bis dreifachen Wert ansteigt. Anschließend befindet sie sich auf einem annähernd konstanten Niveau. Dies ist auf den vollständigen Verbrauch des Schmierstoffes und die somit gleichbleibenden Reibverhältnisse zurückzuführen. Auf die geometrische Qualität der Zahnräder hat die veränderte Gesenkschmierung keinen objektiv belegbaren Einfluß. Bei der Verzahnungsmessung im IMR konnte kein Unterschied

festgestellt werden. Allerdings ist der veränderte Stofffluß beim Schmieden und die damit verbundene Veränderung der aufgekohlten Randschicht für die Wärmebehandlung und die abschließende Feinbearbeitung der Zahnflanken wichtig, da in jedem Fall eine ausreichend tiefe, gehärtete Randschicht verbleiben muß. Für den Zahnfuß wird die minimale Einhärtungstiefe mit $0,1 m_n$ angegeben.

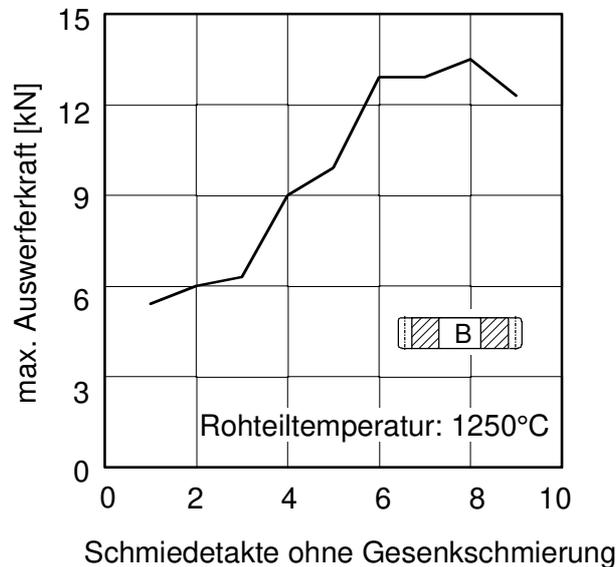


Abb. 6.27: Anstieg der Auswerferkraft bei Unterbrechung der Gesenkschmierung

6.5.6 Einfluß des Zahnradwerkstoffes

Um die Einflüsse unterschiedlicher Werkstoffe auf das Schmiedeergebnis und den Schmiedeprozess zu ermitteln wurden Versuche mit Rohteilen aus Einsatzstahl sowie aus Vergütungsstahl durchgeführt. Aus der Gruppe der Einsatzstähle wurde als typischer Zahnradwerkstoff der Werkstoff 16 MnCr 5 ausgewählt. Als Vergütungsstahl wurde C 60 verwendet. Dieser Werkstoff weist einen ausreichend großen Kohlenstoffanteil für die Härtung aus der Schmiedewärme auf. Durchgeführt wurden die Versuche anhand der Basisgeometrie A.

Während der Umformversuche ließ sich für die Umformkräfte kein objektiv belegbarer Unterschied zwischen beiden Werkstoffgruppen herausarbeiten. Es konnte lediglich festgestellt werden, daß die Auswerferkräfte der aus 16 MnCr 5 geschmiedeten Zahnräder geringfügig über denen aus C 60 lagen (Abb. 6.28). Die statistische Verifizierung dieser Tendenz ergab allerdings keine eindeutige Signifikanz. Ursache für die höheren Auswerferkräfte der Räder aus 16 MnCr 5 könnte zum einen der größere Wärmeausdehnungskoeffizient von C 60 sein, der eine stärkere Schrumpfung der geschmiedeten Zahnräder nach der Umformung bewirkt. Zum anderen ist die Fließspannung für C 60 und infolge dessen die mögliche Reibschubspannung geringer. Hierdurch wird der Auswerfvorgang erleichtert.

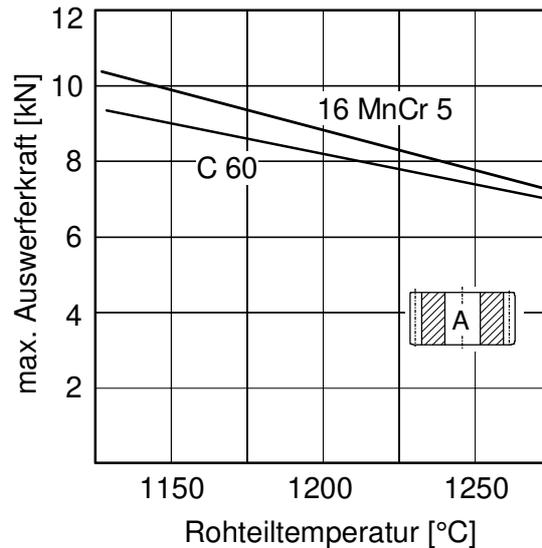


Abb. 6.28: Einfluß des Zahnradwerkstoffes auf die Auswerferkräfte

Belegt wird diese These durch einen Vergleich der Verzahnungsmeßergebnisse für Zahnräder aus beiden Werkstoffen (Abb. 6.29).

Die geschmiedeten Zahnräder aus C 60 weisen im Vergleich zu den Zahnrädern aus 16 MnCr 5 ein deutlich geringeres Schleifaufmaß auf. Teilweise ist sogar Untermaß vorhanden. Insgesamt beträgt die Maßdifferenz ca. 30 – 40 μm pro Flanke. Bei der Auslegung von Schmiedegeselen müssen somit bei einer Schrumpfungskorrektur die unterschiedlichen Werkstoffeigenschaften berücksichtigt werden.

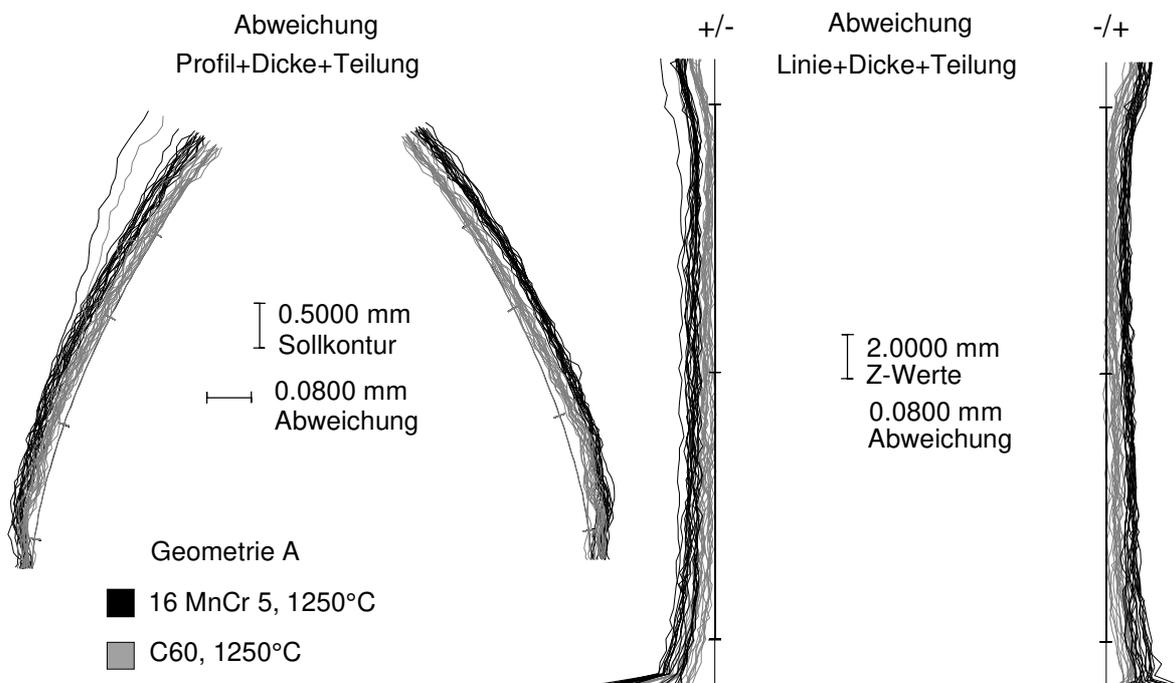


Abb. 6.29: Einfluß des Zahnradwerkstoffes auf die Zahnradqualität

6.6 Variation des Schrägungswinkels

Um den spezifischen Einfluß des Schrägungswinkels auf das Schmiedeverhalten und die erreichbare Bauteilqualität zu ermitteln, wurde am Beispiel der Zahnradgeometrie A zusätzlich der Schrägungswinkel verändert. Tabelle 6.3 faßt die wichtigsten Kenngrößen zusammen. In der folgenden Abbildung sind die geschmiedeten Zahnräder zusehen.



Abb. 6.30: Geschmiedete Zahnräder mit variiertem Schrägungswinkel

Tabelle 6.3: Zahnradgeometrien für Schrägungswinkelvariation

Zahnradgeometrie	A ₁₇	A ₁₆	A ₁₄
Zähnezahl, z	17	16	14
Normalmodul, m _n	3,00 mm	3,00 mm	3,00 mm
Eingriffswinkel, α _n	20,00°	20,00°	20,00°
Schrägungswinkel, β	10,00°	19,75°	34,56°
Teilkreisdurchmesser, d	51,79 mm	51,00 mm	51,00 mm
Profilverschiebung, x	0,40 mm	0,00 mm	0,00 mm
Kopfkreisdurchmesser, d _a	59,00 mm	57,00 mm	57,00 mm
Zahnbreite, b	30,00 mm	30,00 mm	30,00 mm
Bundbreite, h	30,00 mm	30,00 mm	30,00 mm
Bohrungsdurchmesser, d _i	20,00 mm	20,00 mm	20,00 mm
Masse, m	448 g	400 g	400 g

Bei der Festlegung der Geometrie wurde darauf geachtet, daß die wichtigsten geometrischen Eckdaten vergleichbar sind. Aus diesem Grund mußte die Zähnezahl verringert werden, um einen größeren Schrägungswinkel bei gleichem Modul und ähnlichem Teilkreisdurchmesser zu realisieren.

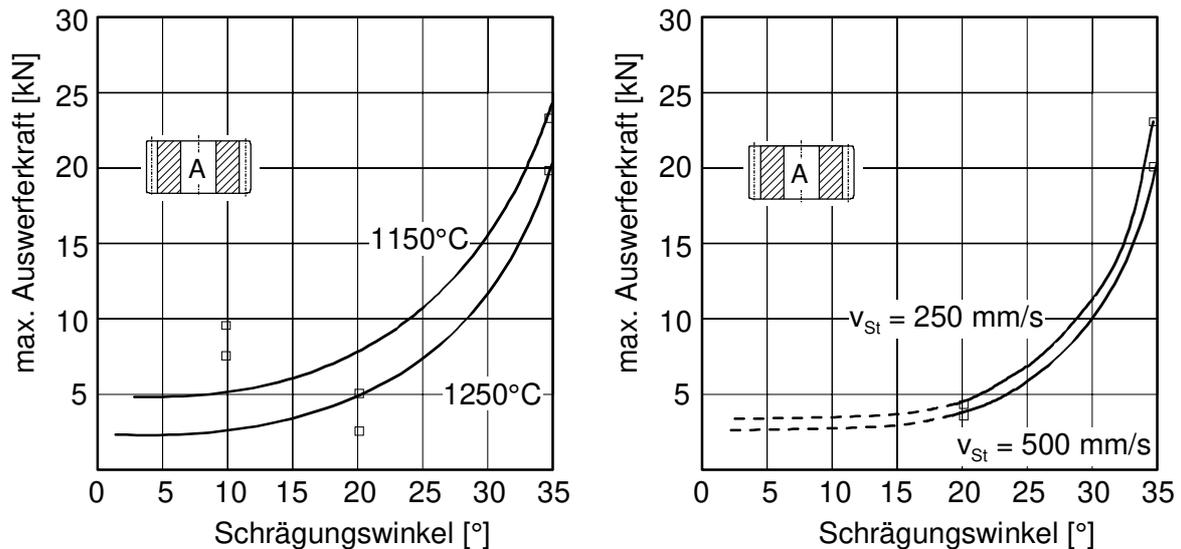


Abb. 6.31: Anstieg der Auswerferkraft mit höheren Schrägungswinkeln

Bei den Versuchen stellte sich heraus, daß als einzige Prozeßkenngröße die Auswerferkraft mit steigendem Schrägungswinkel zunimmt. Dies entspricht dem Zusammenhang, den Dean in [98] entwickelt hat (siehe auch Kap. 4). Auffallend ist allerdings die exponentielle Zunahme der Auswerferkräfte ab ca. 20° Schrägungswinkel, die für unterschiedliche Schmiedetemperaturen und bei verschiedenen Stößelgeschwindigkeiten beobachtet werden konnte (Abb. 6.31).

Zur Reduzierung der hohen Auswerferkräfte bei Schrägungswinkeln über 20° hat sich in einer speziellen Versuchsreihe ein gesteuerter Auswerfer bewährt. Bei diesem Funktionsprinzip wird der werkzeugseitige Auswerfer über eine Kulissenführung entsprechend der Steigung des Schrägungswinkels mit einer zusätzlichen Rotationsbewegung überlagert. Das Zahnrad wird so von den zur Erzeugung der Drehbewegung notwendigen Kräften entlastet, was aufgrund der deutlich reduzierten Reibung zwischen Zahnrad und Matrize zu geringeren Auswerferkräften führt. Abb. 6.32 demonstriert die unterschiedlichen Funktionsvarianten und zeigt die erreichte Reduzierung der Kräfte.



Abb. 6.32: Senkung der Auswerferkräfte durch aktiv drehenden Auswerfer

6.7 Diskussion der Ergebnisse

Wie die Ergebnisse der Grundlagenuntersuchungen bestätigen, wirken sich die einzelnen Einstellgrößen in unterschiedlichem Maße auf die Zielgrößen aus. Hierbei muß zwischen den Prozeß- und den Bauteilzielgrößen unterschieden werden. In Tabelle 6.4 sind die Ergebnisse der Grundlagenuntersuchungen zusammengefaßt. Dabei wird der Einfluß einer Einstellgröße auf die jeweilige Zielgröße durch eine Zahl von „0“ bis „3“ beschrieben, wobei „0“ für „keine Beeinflussung“ und „3“ für „sehr deutlich meßbare“ Beeinflussung steht.

Tabelle 6.4: Beeinflussung der Zielgrößen durch die Einstellgrößen

Einflußgrößen	Prozeßzielgrößen			Bauteilzielgrößen (Abb. 6.1)					Σ
	F_U	F_G	F_A	f_{Form}	h	$f_{H\alpha}$	$f_{H\beta}$	s	
Stößelgeschwindigkeit	0	0	1	0	0	1	1	1	4
Pressenenergie	3	3	1	3	1	2	2	1	16
Gesenkschmierung	0	0	3	1	0	0	0	0	4
Rohteilmasse	2	1	1	2	3	0	2	0	11
Rohteiltemperatur	0	0	2	3	2	2	1	3	13
Rohteilmaterial	0	0	1	2	1	1	0	3	8
Summe	5	4	9	11	7	6	6	8	

(Beeinflussung: 3: sehr deutlich meßbar, 2: deutlich meßbar, 1: meßbar, 0: keine)

Bildet man die Summen für die einzelnen Einflußgrößen, so fällt auf, daß die abgegebene Pressenenergie der Umformpresse den deutlichsten Einfluß auf die Zielgrößen aufweist. Diese Größe ist jedoch nur dann gezielt einstellbar, wenn energie- oder kraftgebundene Pressen eingesetzt werden, und wirkt sich auf die Prozeßkräfte und über mechanische Effekte auch auf die Bauteilzielgrößen aus. Ebenfalls deutlich verändern Schwankungen der Rohteilmasse die resultierenden Prozeßkräfte. Als besonders empfindliche Größe stellte sich bei den Untersuchungen die Auswerferkraft heraus, die als einzige Zielgröße auf jede Einstellgröße reagiert und sich so als Meßgröße beim Einsatz prozeßintegrierter Qualitätsüberwachungsstrategien empfiehlt.

Bei den Bauteilzielgrößen reagiert die Formfüllung am deutlichsten auf Veränderungen der Einstellgrößen. Generell kann festgestellt werden, daß sich Schwankungen der Rohteilmasse überwiegend in einer Veränderung der Bundbreite h sowie der Formfüllung widerspiegeln, während Temperaturschwankungen in erster Linie die Verzahnungsqualität beeinflussen. Verantwortlich sind dafür mechanische Effekte, die durch elastische Dehnungen im Werkzeug hervorgerufen werden, bzw. thermische Effekte, die auf der Schrumpfung der warmen Bauteile beruhen. Auf beide soll im folgenden am Beispiel der Geometrie „A“ ($z = 17$) näher eingegangen werden.

6.7.1 Analyse mechanischer Effekte

Bedingt durch die hohen spezifischen Drücke gegen Ende der Umformung sind die formgebenden Werkzeugelemente beim Präzisionsschmieden starken Belastungen ausgesetzt. Da die Steifigkeit einzelner Elemente jedoch nicht beliebig erhöht werden kann, ist für die Planung und Auslegung künftiger Präzisionsschmiedeprozesse die Kenntnis der elastischen Verformungen und deren Auswirkungen auf die Werkstückabmessungen notwendig. Anhand von Modellrechnungen werden in diesem Abschnitt die wirkenden mechanischen Belastungen des Werkzeugsystems dargestellt und dem Anwender die Möglichkeit gegeben, diese bei der Auslegung entsprechender Umformprozesse zu berücksichtigen.

Vertiefendes Verständnis der mechanischen Effekte brachte eine zusätzliche Versuchsreihe mit der Geometrie „A“, in der stufenweise über die Reduzierung der Anschlaghöhe l_{AN} der Matrizenweg s_M zugestellt wurde. Dabei blieb die eingesetzte Rohteilmasse konstant. Abb. 6.33 verdeutlicht die Funktion des Werkzeugs und zeigt die auftretenden Belastungen am Ende der Umformung.

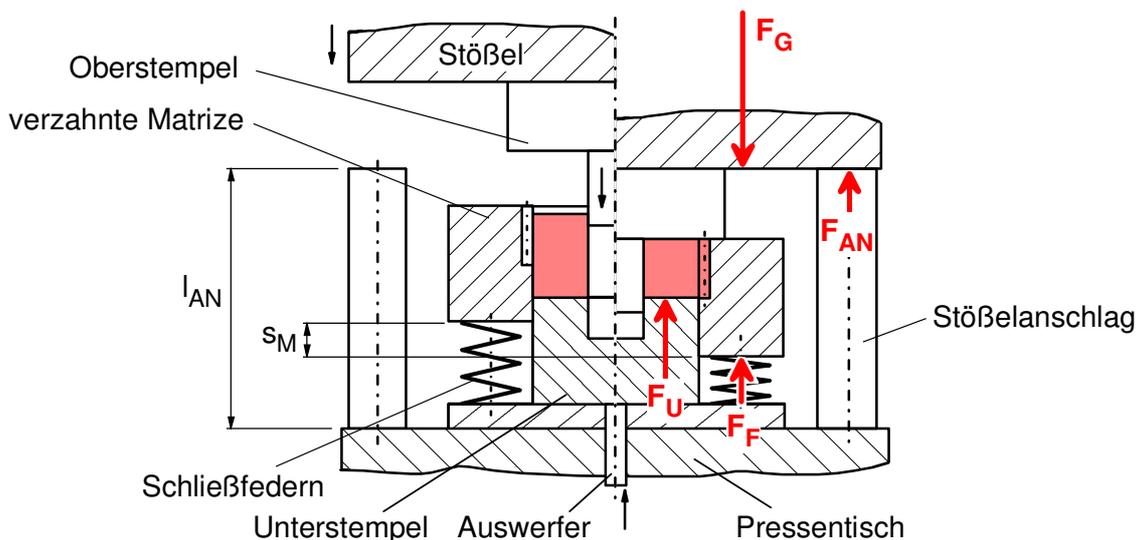


Abb. 6.33: Einbausituation des untersuchten Werkzeugsystems

Würde das Werkzeugsystem aus starren Werkzeugkomponenten bestehen, müßte die Bundbreite h der Zahnräder proportional zum zunehmenden Matrizenweg linear abnehmen. Bei den Untersuchungen zeigte sich jedoch, daß – verglichen mit dem Matrizenweg – die am Zahnrad gemessene Bundbreite h_{ist} um geringer werdende Beträge abnahm. Die Differenz Δh zwischen der gemessenen Bundbreite h_{ist} und der theoretischen Bundbreite h_{theo} wird demzufolge größer (Abb. 6.34). Da dies mit einem gleichzeitigen Anstieg der Umformkraft einhergeht, leitet sich aus diesem Zusammenhang der Ansatz für die Berechnung der elastischen Effekte im Werkzeugsystem ab:

- Die mechanische Belastung während der Umformung führt zu elastischen Dehnungen des Umformwerkzeugs, die Änderungen der Zahnradbundbreite bewirken.

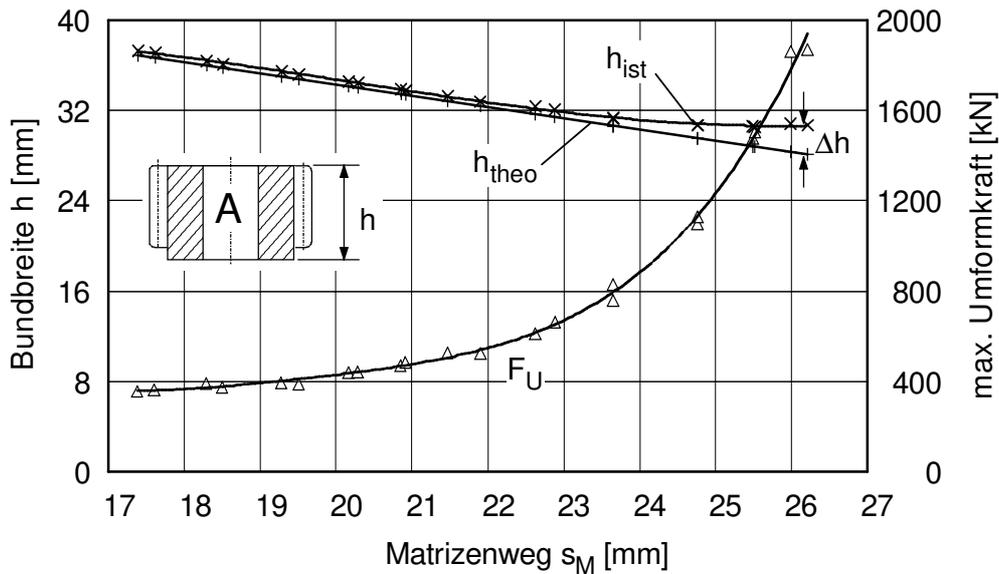


Abb. 6.34: Vergleich zwischen gemessener und theoretischer Zahnradbundbreite

Anhand einer schematischen Darstellung soll in Abb. 6.35 das Entstehen der elastischen Werkzeugdehnungen und deren Auswirkungen auf die Zahnradmaße näher erläutert werden.

Zu Beginn der Umformung ruht das Rohteil auf dem Unterstempel. Der Oberstempel fährt gemeinsam mit der Matrize nach unten und trifft auf das Rohteil. Zu diesem Zeitpunkt befinden sich alle Werkzeugkomponenten noch im lastfreien Zustand. Der maximale Innendruck herrscht, wenn das Werkzeug den unteren Totpunkt erreicht hat. Aufgrund des Innendrucks wird das Werkzeug zu diesem Zeitpunkt um den Betrag Δh_1 in axialer Richtung gestaucht, gleichzeitig weitet sich die Matrize auf d_{a1} .

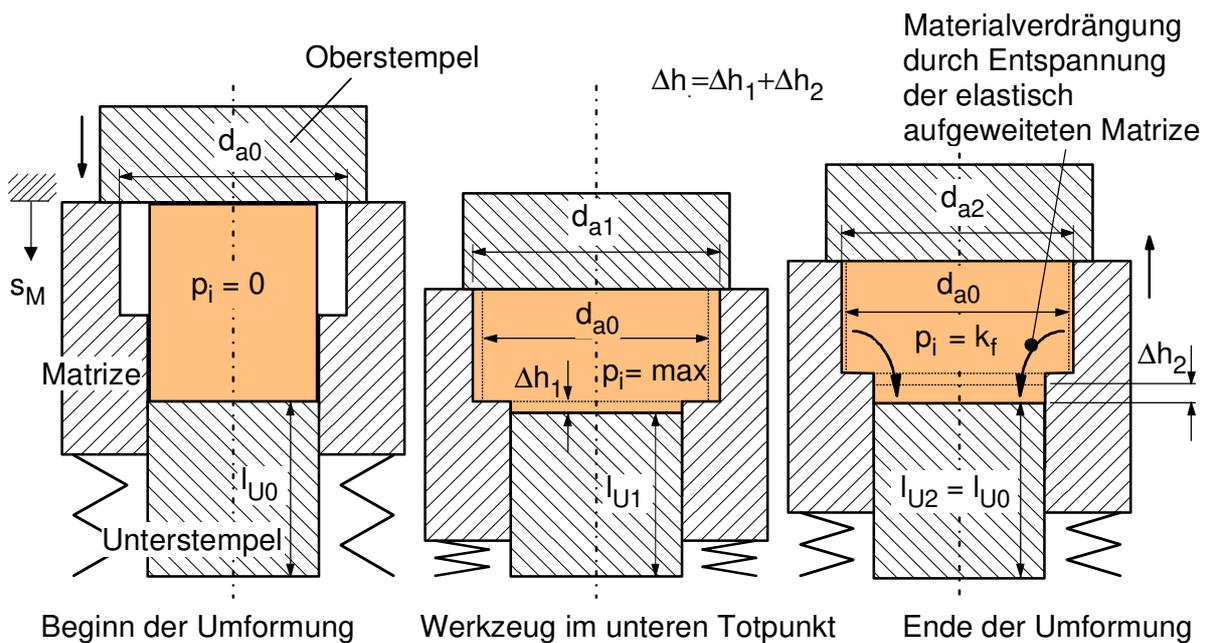


Abb. 6.35: Einfluß der elastischen Werkzeugdehnungen auf die Bundbreite

Nach Durchlaufen des unteren Totpunktes bewegen sich Oberstempel, Matrize und Werkstück gemeinsam nach oben und entlasten so den Gesenkbereich. Dadurch kann sich die radiale Aufweitung der Matrize soweit zurückbilden, bis als verbleibende Kontaktspannung zwischen Matrize und Werkstück die momentane Fließspannung im inneren Bereich des Werkstücks vorliegt. Der Durchmesser hat dann den Wert d_{a2} angenommen. Während der radialen Entspannung der Matrize $\Delta d_a = d_{a1} - d_{a2}$ wird Material in einer Sekundärumformung in den durch die Aufwärtsbewegung frei werdenden Stirnbereich des Unterstempels gedrückt und führt dort zu der zusätzlichen Maßänderung Δh_2 .

Berechnung elastischer Werkzeugdehnungen

Die folgende Berechnung der elastischen Werkzeugdehnungen erfolgt unter Verwendung der gemessenen Umformkraft F_U (Abb. 6.34)

Die axiale Stauchung des Werkzeugsystems Δl ist die Summe der Einzelstauchungen aller Werkzeugkomponenten, die im Kraftfluß liegen. Sie wird über den Zusammenhang

$$\Delta l = \sum_{i=1}^n l_i \frac{F_U}{E \cdot A_i} \quad (6.17)$$

l_i : Länge der i-ten Werkzeugkomponente

A_i : Querschnittsfläche der i-ten Werkzeugkomponente

E : Elastizitätsmodul (Stahl: 210.000 N/mm²)

F_U : Umformkraft

ermittelt. Da bei dem untersuchten Werkzeugsystem (Abb. 6.33) die Stauchung des Unterstempels Δl_U überwiegt, gilt für die Maßänderung Δh_1 des Schmiedeteils, die durch die axiale Werkzeugstauchung hervorgerufen wird,

$$\Delta h_1 \approx \Delta l_U = l_U \frac{F_U}{E \cdot A_U} \quad \text{mit} \quad (6.18)$$

l_U : Länge des Unterstempels

A_U : Querschnittsfläche des Unterstempels

Für die Berechnung der Durchmesseränderung (Kopfkreisdurchmesser der Matrizenverzahnung d_a) wurde der Ansatz für ein dickwandiges Rohr verwendet [116]:

$$\Delta d_a = \frac{(p_i - k_f) \cdot d_a}{E} \left[\frac{1 + Q^2}{1 - Q^2} + \nu \right] \quad \text{mit} \quad Q = \frac{d_a}{D_a} \quad \text{und} \quad (6.19)$$

p_i : Werkzeuginnendruck

ν : Querkontraktionszahl (Stahl: $\nu = 0,3$)

d_a : Kopfkreisdurchmesser der Matrizenverzahnung

D_a : Außendurchmesser der armierten Matrize

k_f : Fließspannung des Werkstückwerkstoffs

Der Innendruck, der auf das Gesenk wirkt, leitet sich aus dem Fließkriterium nach von Mises wie folgt ab:

$$\sigma_v = k_f = \sqrt{\frac{1}{2} \left((\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 \right)} \quad (6.20)$$

mit $\sigma_x = \sigma_y = p_i$ und $\sigma_z = F_U/A_U$ ergibt sich:

$$k_f = \sqrt{\frac{1}{2} \left((-1)^2 \left(-p_i + \frac{F_U}{A_U} \right)^2 + \left(\frac{F_U}{A_U} - p_i \right)^2 \right)} \quad (6.21)$$

$$k_f = \sqrt{\left(-p_i + \frac{F_U}{A_U} \right)^2} \quad (6.22)$$

$$p_i = \frac{F_U}{A_U} - k_f \quad (6.23)$$

A_U : Stirnfläche des Unterstempels

Aus der radialen Gesenkdehnung Δd_a ergibt sich die radiale Volumenzunahme der Hohlform $\Delta V_{\Delta da}$ zu

$$\Delta V_{\Delta da} = \frac{b\pi \left((d_a + \Delta d_a)^2 - d_a^2 \right)}{4} \quad (6.24)$$

b : Zahnbreite

Durch die Entlastung des Gesenkes nach der Umformung entspannt sich die radiale Gesenkaufweitung, wobei das Material in den frei werdenden Bereich der Stempelstirnseite gedrückt wird. Daraus resultiert eine Höhenzunahme Δh_2 am Werkstück von

$$\Delta h_2 = \frac{\Delta V_{\Delta da}}{A_U} \quad (6.25)$$

Somit ergibt sich die gesamte Höhenzunahme des Werkstücks durch elastische Effekte im Werkzeug zu

$$\Delta h = \Delta h_1 + \Delta h_2 \quad (6.26)$$

In Abb. 6.36 ist die auf diese Weise berechnete Zunahme der Zahnradbundbreite gemeinsam mit der an den Zahnradern gemessenen Werkzeugauffederung (vgl. Abb. 6.34) in Abhängigkeit des Matrizenweges dargestellt. Ebenfalls aufgeführt sind die Prozeßdaten, die bei der Berechnung eingesetzt wurden. Der Wert für die Fließspannung k_f ist [117] entnommen. Als maßgebliche Schmiede-Endtemperatur wurde gemäß Abb. 6.6 ein Wert von 1010°C angenommen. Die verwendeten Beträge für die Umformkraft F_U sind in Abb. 6.34 dargestellt.

Aus dem Vergleich der gemessenen Auffederung mit der berechneten Auffederung wird deutlich, daß die auf Basis der herrschenden Umformkraft berechneten Auffederungen sowohl qualitativ als auch quantitativ mit den Werten übereinstimmen, die am Zahnrad gemessen wurden. Aufgrund der weitgehend reversiblen radialen Gesenkdehnung führt somit die Veränderung des Verhältnisses von Gravurvolumen zu Rohteilvolumen stets zu einer überwiegenden Änderung der Bauteilmaße in Preßrichtung.

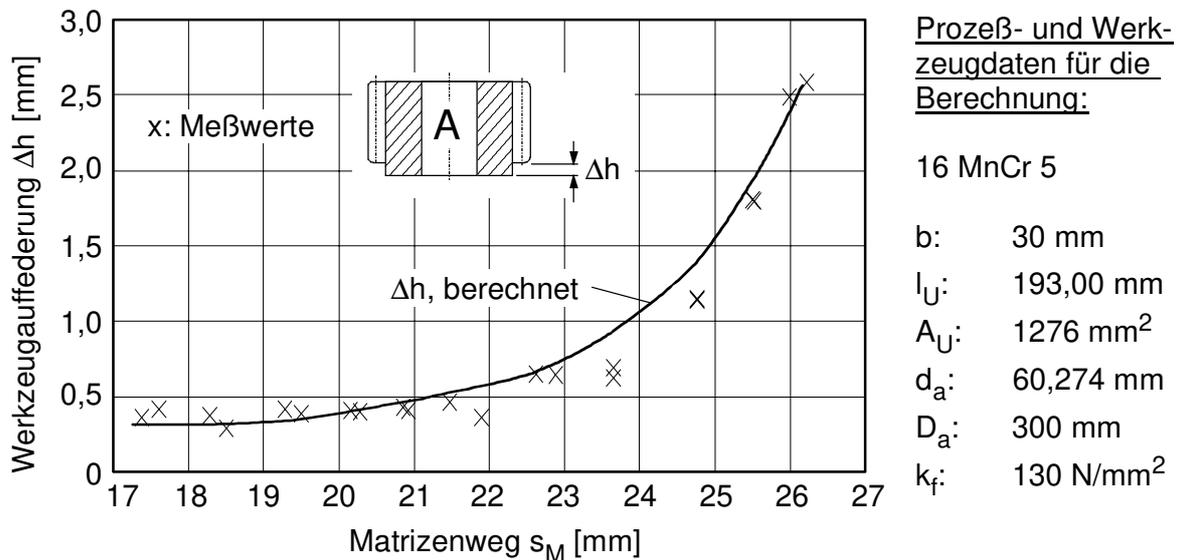


Abb. 6.36: Vergleich der gemessenen mit den berechneten Effekten

Berechnung der Werkzeugdehnung für unterschiedliche Rohteilmassen

Auch Änderungen der Rohteilmasse bewirken eine Veränderung des Verhältnisses Gravurvolumen zu Rohteilvolumen. Die resultierenden Effekte lassen sich deshalb ebenfalls mit den Zusammenhängen beschreiben, die im vorherigen Abschnitt ermittelt wurden. Eine Erhöhung der Rohteilmasse resultiert somit in einer Zunahme der Zahnradbundbreite. Da die Rohteilmasse bei gleichbleibender Temperatur zugleich das Rohteilvolumen bestimmt, gilt für die Änderung der Zahnradbundbreite:

$$\Delta h = \frac{\Delta V}{A_U} \quad (6.27)$$

ΔV : Volumenänderung des Rohteils

In Abb. 6.37 wird der berechnete Wert mit dem Meßwert aus den Grundlagenversuchen für die Geometrie „A“ (aus Abb. 6.12) verglichen. Bei den Versuchen ergab sich bei Erhöhung der Rohteilmasse um 1% eine Zunahme der Bundbreite um 1,35%, was einer Auffederung von 0,405 mm entspricht. Die Abweichung zum berechneten Wert beträgt ca. 10% und ist für eine überschlägige Berechnung ausreichend.

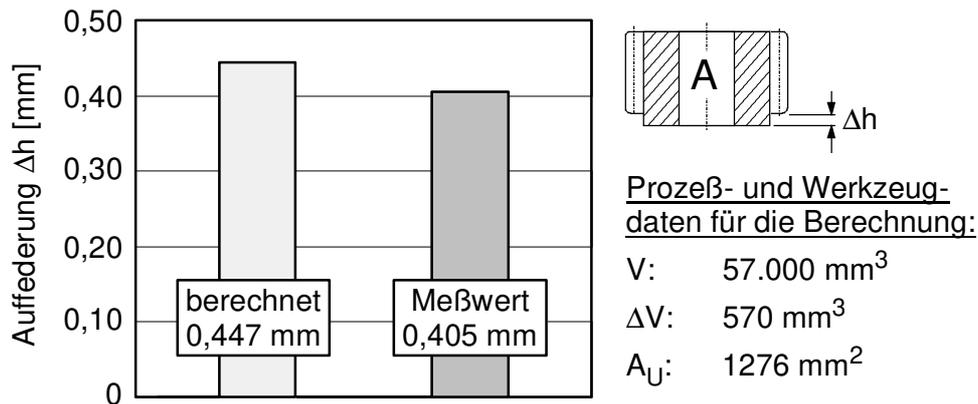


Abb. 6.37: Gemessene und berechnete Werkzeugauffederung bei Erhöhung der Rohteilmasse um 1%

6.7.2 Analyse thermischer Effekte

Die Rohteiltemperatur wirkt sich zum einen über die Wärmedehnung auf das Rohteilvolumen aus. Zum anderen beeinflusst sie über die Schmiedeendtemperatur die Schrumpfung des Werkstückes nach der Umformung und somit die Maßhaltigkeit. Am Beispiel der Geometrie „A“ werden die wirkenden Effekte im folgenden durch Modellrechnungen beschrieben.

Berechnung der Werkzeugdehnung für unterschiedliche Rohteiltemperaturen

Die Volumenänderung eines festen Körpers für verschiedene Temperaturen wird nach [118] unter Vernachlässigung der Glieder höherer Ordnung zu

$$\Delta V_{\Delta t} = V_1 \cdot 3\alpha \cdot \Delta t \quad (6.28)$$

berechnet mit

Δt : Temperaturdifferenz

α : linearer Wärmeausdehnungskoeffizient

V_1 : Ausgangsvolumen.

Äquivalent zur Volumenänderung durch eine geänderte Rohteilmasse resultiert aus $\Delta V_{\Delta t}$ eine Auffederung in axialer Richtung $\Delta h_{\Delta t}$:

$$\Delta h_{\Delta t} = \frac{\Delta V_{\Delta t}}{A_U} \quad (6.29)$$

Parallel hierzu führt zusätzlich die veränderte Fließspannung bei einer anderen Rohteiltemperatur zu einer unterschiedlichen radialen Entspannung der Matrice. Dadurch ändert sich auch das Volumen, welches durch die Rückfederung verdrängt wird. Dieses Volumen ($\Delta V_{\Delta k_f}$) läßt sich ebenfalls mit Gleichung (6.24) berechnen, wobei für Δd_a allerdings

$$\Delta d_{a\Delta k_f} = \frac{2\Delta k_f \cdot d_a}{E} \left[\frac{1+Q^2}{1-Q^2} + \nu \right] \quad (6.30)$$

eingesetzt wird. Somit erhält man die Änderung der Bundbreite, die durch die veränderte Fließspannung hervorgerufen wird:

$$\Delta h_{\Delta k_f} = \frac{\Delta V_{\Delta k_f}}{A_U} \quad (6.31)$$

Für das warme Zahnrad ergibt sich somit eine gesamte Abweichung der Bundbreite zu

$$\Delta h_{warm} = \Delta h_{\Delta k_f} + \Delta h_{\Delta t}. \quad (6.32)$$

Bei der Berechnung der resultierenden Bundbreite am kalten Zahnrad muß allerdings noch die unterschiedliche Schrumpfung des Werkstücks berücksichtigt werden, da sich die Rohteiltemperatur auf die Schmiedeendtemperatur auswirkt. Geht man davon aus, daß das Zahnrad im erkalteten Zustand seine Sollbundbreite h_{soll} aufweist, und daß die Temperaturdifferenz Δt auch direkt nach dem Schmieden vorliegt, so ergibt sich eine zusätzliche Schrumpfungsdifferenz

$$\Delta(\Delta h) = (h_{soll} + \Delta h_{warm}) \cdot \alpha \cdot \Delta t. \quad (6.33)$$

Als verbleibende Bundbreitenzunahme ergibt sich

$$\Delta h = \Delta h_{warm} - \Delta(\Delta h). \quad (6.34)$$

Ein Vergleich zwischen der berechneten Bundbreitenzunahme und dem gemessenen Wert für die Geometrie „A“ ist in Abb. 6.38 zu sehen. Es wurde eine Zunahme der Rohteiltemperatur von 1150°C auf 1250°C zugrunde gelegt. Der Wert für die Differenz der Fließspannung wurde [117] entnommen. Der lineare Wärmeausdehnungskoeffizient ist in [119] dokumentiert. Der Meßwert wurde in den Grundlagenuntersuchungen (Kap. 6.5.2, Abb. 6.15) für die Geometrie „A“ ermittelt.

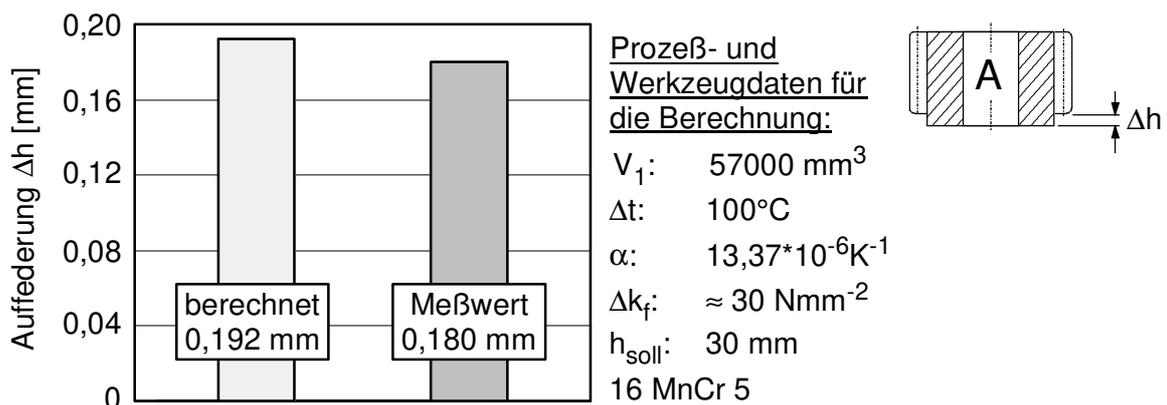


Abb. 6.38: Gemessene und berechnete Werkzeugauffederung bei Änderung der Rohteiltemperatur um 100°C

Aus dem Vergleich ergibt sich eine Differenz zwischen Meßwert und berechnetem Wert von 0,012 mm, was einer Abweichung von 6,25% entspricht. Dieser Wert ist unter dem Gesichtspunkt von Meßunsicherheiten als äußerst gering zu bezeichnen.

Berechnung des Aufmaßes für unterschiedliche Rohteiltemperaturen

Wie die Grundlagenuntersuchungen zeigen, führt die Erhöhung der Rohteiltemperatur aufgrund der darauf folgenden stärkeren Schrumpfung zu einer Reduzierung der Zahndicke und somit des Bearbeitungsaufmaßes, da diese stets im Teilkreis des Sollprofils gemessen wird (Kap. 6.5.2, Abb. 6.17).

Da für die Weiterbearbeitung geschmiedeter Zahnräder das Schleifaufmaß auf den Zahnflanken von großer Bedeutung ist, wird im folgenden beschrieben, wie sich der Einfluß der Rohteiltemperatur auf das Schleifaufmaß überschlägig berechnen läßt. Die geometrischen Verhältnisse am Zahnprofil sind in Abb. 6.39 dargestellt. Durch die stärkere Schrumpfung wird das Zahnprofil zur Verzahnungsachse verschoben.

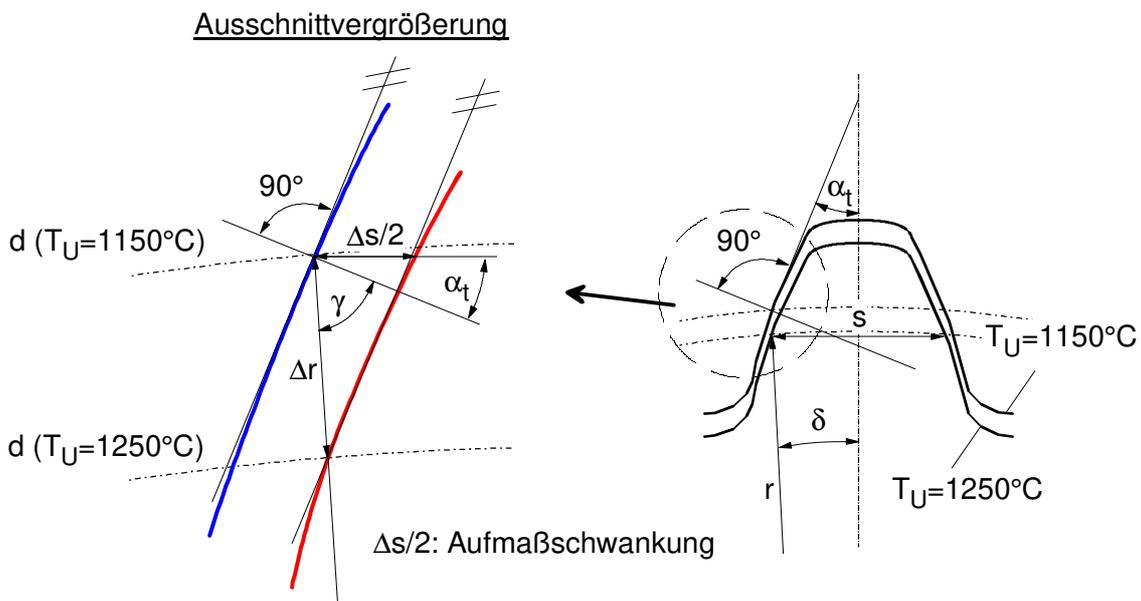


Abb. 6.39: Unterschiedliche Schrumpfung bei verschiedenen Rohteiltemperaturen

Die radiale Verschiebung Δr ist dabei maßgeblich für die Veränderung des Bearbeitungsaufmaßes. Sie läßt sich wie folgt berechnen:

$$\Delta r = r \cdot \alpha \cdot \Delta t \quad (6.35)$$

r : Teilkreisradius

Als temperaturbedingte Aufmaßschwankung $\Delta s/2$ erhält man

$$\frac{\Delta s}{2} = \frac{\cos \gamma \cdot \Delta r}{\cos \alpha_t} \quad \text{mit} \quad (6.36)$$

$$\gamma = 90^\circ - \alpha_t - \delta \quad \text{und} \quad (6.37)$$

$$\delta = \frac{1}{4} \cdot \frac{360^\circ}{z} \quad (6.38)$$

z : Zähnezahl

α_t : Stirneingriffswinkel

Setzt man die Zahlenwerte für die Geometrie „A“ in die Berechnung ein und vergleicht diese mit den Ergebnissen der Grundlagenuntersuchung, so ergibt sich eine Differenz von 4 μm (Abb. 6.40). Diese darf im Hinblick auf die erreichbare Meßgenauigkeit als sehr gering bewertet werden.

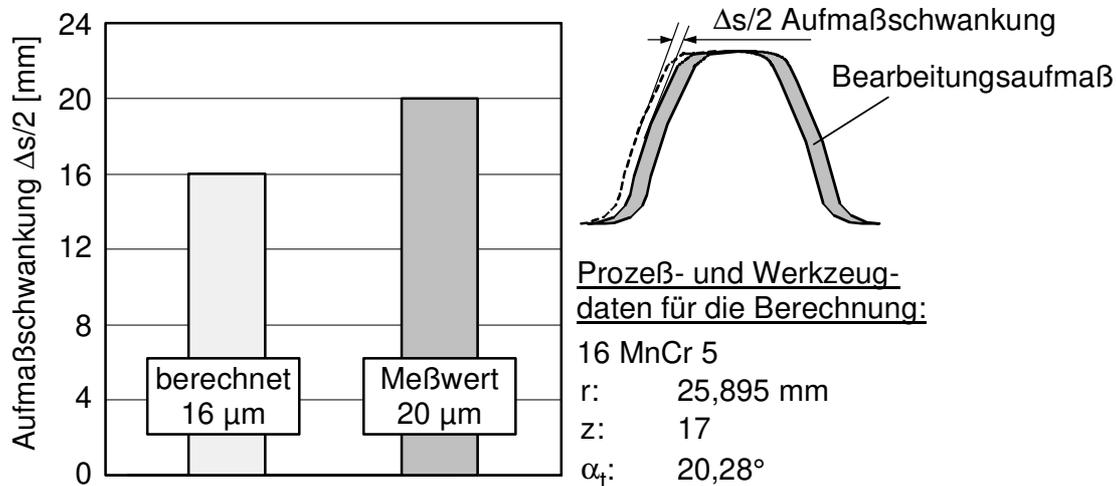


Abb. 6.40: Gemessene und berechnete Aufmaßschwankung bei Änderung der Rohteiltemperatur um 100°C

Ermittlung der Bauteilschrumpfung

Um bei der Auslegung der Schmiedegesenke die Bauteilschrumpfung kompensieren zu können, ist die genaue Kenntnis der Schrumpfungsbeträge notwendig, die beim Abkühlen der warmen Schmiedestücke auf Raumtemperatur entstehen. Wie die Grundlagenuntersuchungen gezeigt haben, wirkt sich die Änderung der Erwärmungstemperatur signifikant auf die Maß- und Formgenauigkeit der Zahnräder aus. Setzt man nun die Geometriemessungen der Schmiedegesenke mit den Ergebnissen der Bauteilmessungen in Beziehung, so kann über die Differenz der absolute Schrumpfungsbetrag ermittelt werden.

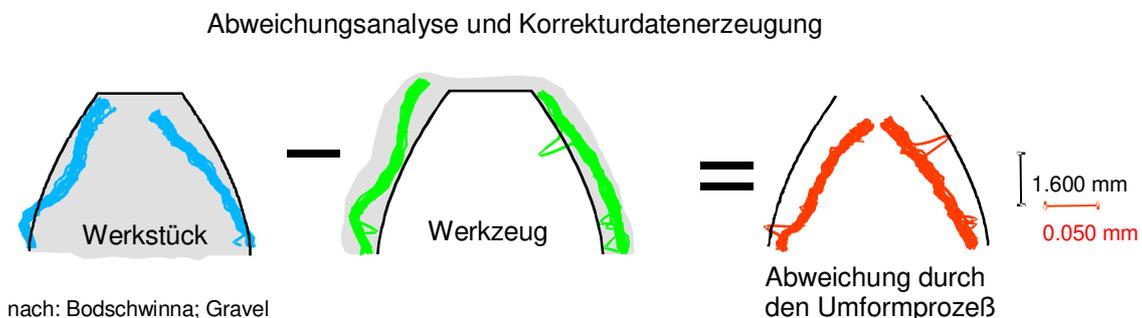


Abb. 6.41: Ermittlung der Werkstückschrumpfung

Abb. 6.41 verdeutlicht die Ermittlung der Schrumpfungsbeträge am Beispiel eines Zahnprofils. Bei der Schrumpfung handelt es sich um den Betrag, um den der

Grundkreisdurchmesser der zu schmiedenden Verzahnung geändert werden muß, um die Matrizenverzahnung zu ermitteln. Der Schrägungswinkel wird nicht durch die Schrumpfung beeinflusst, da sich radiale und axiale Effekte aufheben.

Bei der Darstellung der Schrumpfung fällt auf, daß die Werte für die geometrisch ähnlichen Zahnräder A und B einen ähnlichen Verlauf haben (Abb. 6.42, links). Das Zahnrad B liegt jedoch auf einem niedrigeren Niveau, da das Rad aufgrund seiner geringeren Baubreite bereits während der Umformung stärker auskühlt und weniger schrumpft. Für die Geometrie C ist eine ausgeprägtere Abhängigkeit der Schrumpfung von der Rohteiltemperatur zu beobachten. Dies deckt sich mit den Beobachtungen für andere Einflußgrößen, wo für das Zahnrad C ebenfalls eine größere Sensibilität des Prozesses und der bauteilbezogenen Zielgrößen festgestellt wurden.

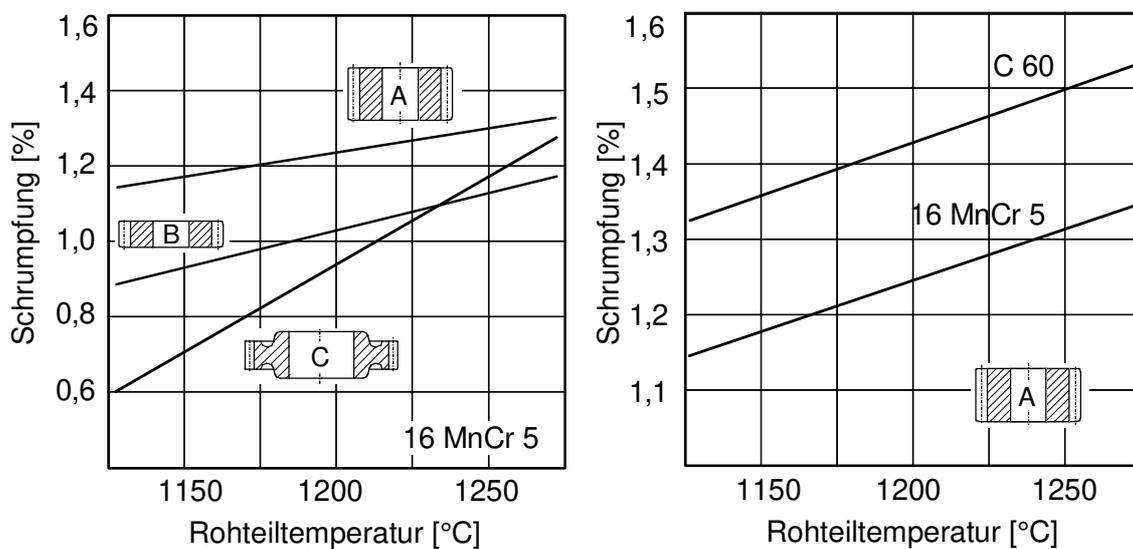


Abb. 6.42: Schrumpfungsfaktoren

Neben der Geometrie ist auch der verwendete Werkstoff des Schmiedeteils für die resultierenden Schrumpfungsbeträge von großer Bedeutung. Vergleicht man die in Abb. 6.42, rechts, dargestellten Werte für den Einsatzstahl 16 MnCr 5 und den Vergütungsstahl C 60, so fällt auf, daß der Vergütungsstahl deutlich stärker schrumpft. Hervorgerufen wird diese Erscheinung durch den größeren Wärmeausdehnungskoeffizienten für Stähle mit höheren Kohlenstoffgehalten [119].

Bei der Konzipierung eines Schmiedeprozesses für Vergütungsstähle muß die Matrize deshalb mit einer größeren Schrumpfungskorrektur versehen werden. Bedeutsam ist dieses Ergebnis, wenn mit dem gleichen Werkzeugsystem und der gleichen Matrize Zahnräder aus unterschiedlichen Werkstoffen geschmiedet werden sollen. Die unterschiedlichen Schrumpfungsbeträge könnten dann z. B. durch eine Änderung der Rohteiltemperatur kompensiert werden. Rohteile aus 16 MnCr 5 müßten auf ca. 1270°C erwärmt werden, damit die Schrumpfung Zahnrädern aus 1120°C warmen C60 entsprechen würde.

7. Ergänzende Untersuchungen

In den Grundlagenuntersuchungen sind die wesentlichen Einflußgrößen auf das Prozeßverhalten und das Schmiedeteil ermittelt worden. Im Hinblick auf die Wirtschaftlichkeit des Präzisionsschmiedens und die Umsetzung in den betrieblichen Alltag sind allerdings weitere Fragestellungen zu klären. Daher werden in diesem Kapitel verfahrenstechnische und werkzeugtechnologische Optimierungsansätze betrachtet.

7.1 Entwicklung von Verfahrensalternativen

Wie die Ergebnisse der Grundlagenuntersuchungen gezeigt haben, lassen sich geringe Volumenschwankungen der eingesetzten Rohteile mit der Elastizität der Preßstempel kompensieren. Das heißt, daß die Stirnseiten der Zahnräder, die durch die Preßstempel abgebildet werden, Maßschwankungen unterworfen sind. Erlauben die Genauigkeitsanforderungen an die geschmiedeten Zahnräder keine größeren Schwankungen in diesem Bereich, sind alternative Werkzeuggestaltungen mit veränderten Funktionsprinzipien notwendig.

Unterstützt wird dieser Bedarf auch durch die Forderung nach einer Erhöhung der Wirtschaftlichkeit, was zum Einsatz von massivem Halbzeug führt. Kann aus betrieblichen Gründen keine Vorstauchoperation erfolgen, so sind beim Schmieden von Knüppelabschnitten große Umformwege zurückzulegen, was besonderen Aufwand bei der Anordnung der Werkzeugelemente erfordert.

7.1.1 Napfformstauchen

Im Hinblick auf mehrstufige Prozesse und für die Nutzung vorhandener Automatisierungseinrichtungen ist der Einsatz einer beweglichen Matrize, wie in den Grundlagenuntersuchungen, nicht immer möglich. Im folgenden wird daher ein Werkzeugprinzip mit einer ortsfesten Matrize vorgestellt, mit dem es möglich ist, gerad- und schrägverzahnte Zahnräder mit eng tolerierten Bundbreiten und einer genauen Bohrung unter Verwendung von massivem Halbzeug zu schmieden.

Als Verfahrensprinzip wurde das Napfformstauchen im geschlossenen Gesenk angewandt. Bei diesem Verfahren bildet der Preßstempel lediglich die spätere Innenbohrung des Werkstückes aus. Die übrige Zahnradgeometrie wird durch das während der Umformung vollständig geschlossene Gesenk abgebildet. Nachteil dieses Verfahrens ist, daß das Verdrängungsvolumen in der Innenbohrung den auszufüllenden Gravurbereichen -Verzahnung, Nebenformelemente, ...- entsprechen muß.

Entwickelt und erprobt wurde das Napfformstauchen von Zahnrädern am Beispiel des Präzisionsschmiedens von Lkw-Planetenrädern. Abb. 7.1 zeigt die zugrundeliegende Zahnradgeometrie. Ziel war es, die Zahnräder so genau vorzuschmieden, daß lediglich eine Feinbearbeitung im gehärteten Zustand erfolgen mußte.

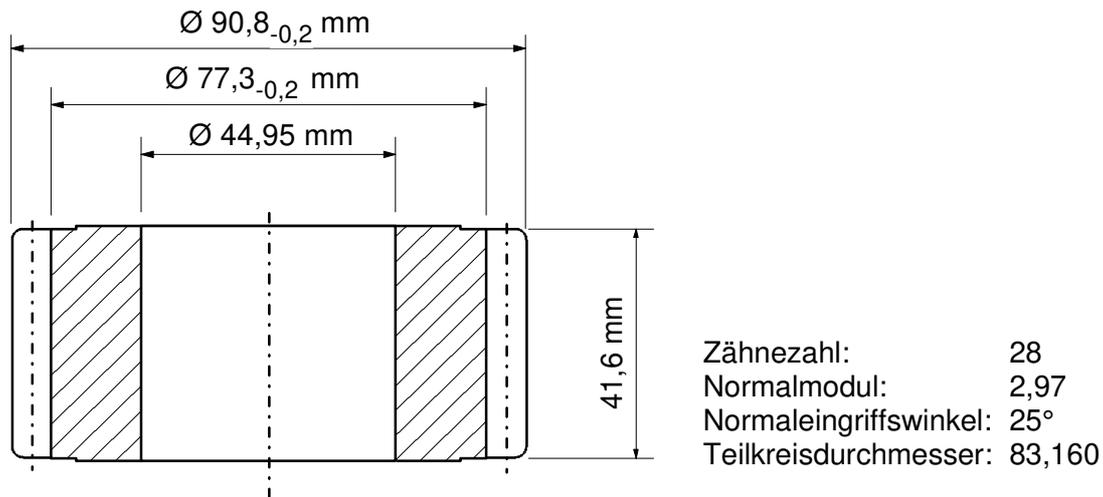


Abb. 7.1: Lkw-Planetenrad

Das Werkzeug besteht im wesentlichen aus einer ortsfesten Matrize mit einem zentral angeordneten Auswerfer, einem Preßdorn und einer Schließplatte, die den Preßdorn umschließt und sich über Federn am Pressenstößel abstützt.

Als Rohteile werden gesägte oder abgestochene Knüppelabschnitte verwendet. Der Außendurchmesser der Rohteile wird geringfügig kleiner als der Fußkeisdurchmesser der Matrizenverzahnung gewählt. Auf diese Weise wird eine einfache Zentrierung der Rohteile im Gesenk gewährleistet. Die Abbildung 7.2 zeigt das hierfür entwickelte Werkzeugprinzip und die auftretenden Belastungen während der Umformung.

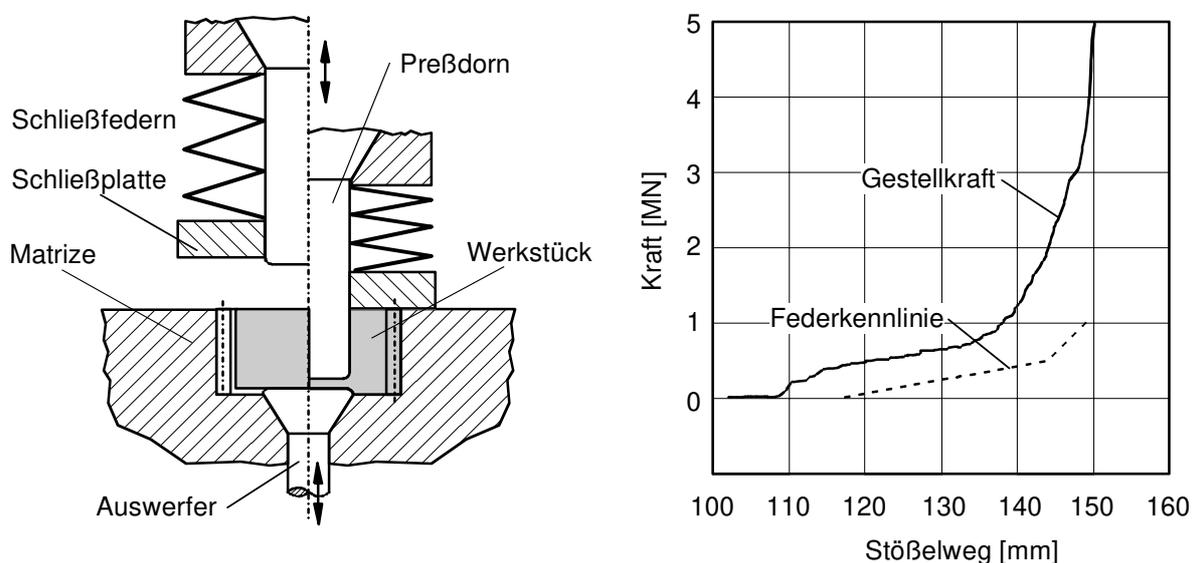


Abb. 7.2: Funktion und Belastung des entwickelten Napfformstauch-Werkzeugs

Die Umformung beginnt, sobald der Dorn auf das Werkstück trifft. Bis zum Aufsetzen der Schließplatte auf die Matrize findet keine Relativbewegung zwischen Schließplatte und Preßdorn statt. Danach dringt der Dorn in das Werkstück ein und verdrängt den Werkstoff radial nach außen. Hierbei werden die Federn zwischen Dornhalter und

Schließplatte gestaucht und stellen auf diese Weise die notwendige Schließkraft zur Verfügung. Als Preßrest verbleibt lediglich ein, in der Stärke vom eingesetzten Rohteilvolumen abhängiger, Spiegel im Bereich der Preßdornstirn. Dieser wird in einer nachfolgenden Lochoperation herausgestanzt oder in einer Zerspanoperation herausgebohrt.

Die Vorteile dieses Werkzeugprinzips liegen in dem kompakten Werkzeugaufbau mit der funktionssicheren selbstdichtenden Auswerferanordnung. Auf diese Weise wird eine Gratbildung an der Trennfuge des Auswerfers zuverlässig verhindert und es kann nicht zu einem Fressen des Auswerfers bei Zunderanfall kommen. Durch die ortsfeste Matrize wird zudem die Kühlung und Schmierung der verzahnten Gravur erleichtert. Auch kann der Auswerfvorgang schneller vollzogen werden, da der Auswerfer nicht zusätzlich den Umformweg zurücklegen muß, als es bei dem Werkzeug, das in den Grundlagenuntersuchungen eingesetzt wurde, der Fall war. Hervorzuheben sind auch die geringen Preßkräfte, die für eine vollständige Formfüllung notwendig sind. Die Ursache hierfür ist die geringe Wirkfläche des Preßstempels, allerdings steigen die Schließkräfte, da die Wirkfläche der Schließplatte größer ist als die des Preßstempels.

In Abb. 7.3 sind die einzelnen Verfahrensschritte dargestellt. Der Preßrest in der Bohrung ist durch einen Kaltlochvorgang ausgestanzt worden.

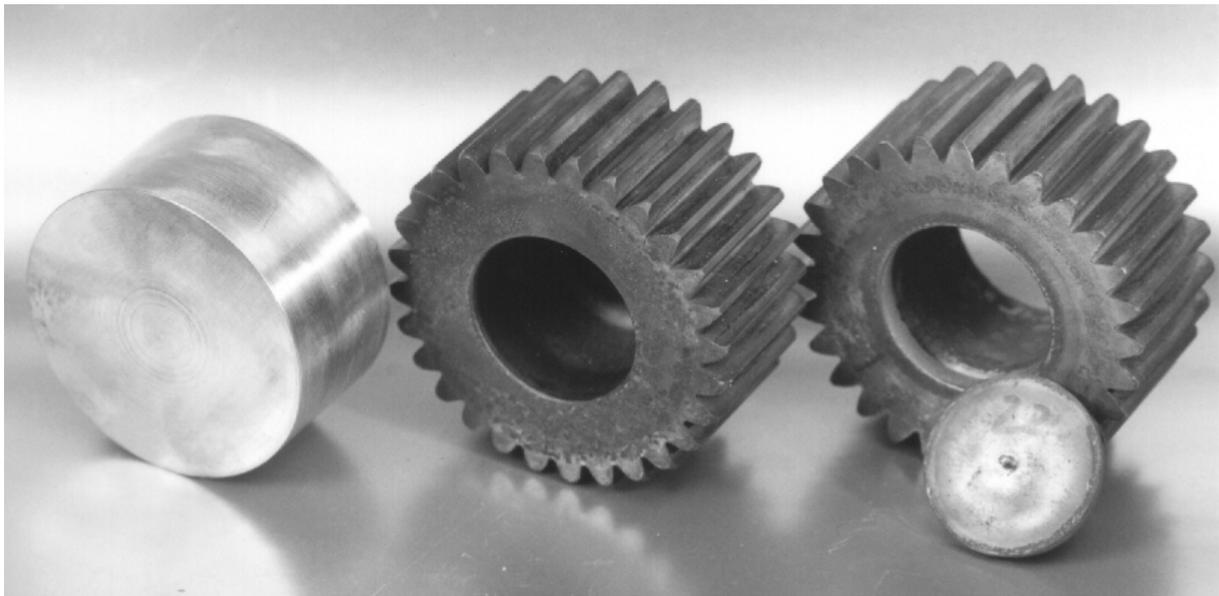


Abb. 7.3: Verfahrensschritte beim Napfformstauchen

Lochen

Da die Zahnräder für die abschließende Hartfeinbearbeitung lediglich ein geringes Bearbeitungsaufmaß in der Innenbohrung aufweisen sollten, wurde die Bohrung zylindrisch ausgepreßt. Das Lochen mußte deshalb mit großer Genauigkeit erfolgen, um eine Beschädigung der Bohrungswand und eine Deformation der Verzahnung zu vermeiden. Der verbleibende Lochwulst sollte zudem möglichst gering sein. Aus diesem Grund wurde als Lochverfahren das Kaltlochen ausgewählt. Mit diesem

Verfahren ist es möglich, bei geringen Lochbodendicken (hier: weniger als 5 mm) ein sehr sauberes Lochbild zu erzeugen

Neben der Qualität der gefertigten Bohrung ist vor allem die Frage entscheidend, ob es durch das Lochen zu einer geometrischen Veränderung der Verzahnung kommt. Zur Klärung dieser Frage wurde ein Zahnrad vor und nach dem Lochen am Institut für Meß- und Regelungstechnik mit einer 3D-Koordinatenmeßmaschine gemessen. In der folgenden Abbildung sind die Ergebnisse der Flankenlinienmessung für beide Zustände dargestellt. Die beiden inneren Meßschiebe sind vor dem Lochen aufgenommen worden, die beiden äußeren nach dem Lochen. Als Sollkontur dient das maximal zulässige Bearbeitungsaufmaß, dargestellt durch schwarze durchgezogene Linien. Es wurden jeweils alle Zähne des Zahnrades gemessen. Aus den Verläufen geht deutlich hervor, daß das Kaltlochen zu keiner erkennbaren Veränderung der Meßergebnisse geführt hat.

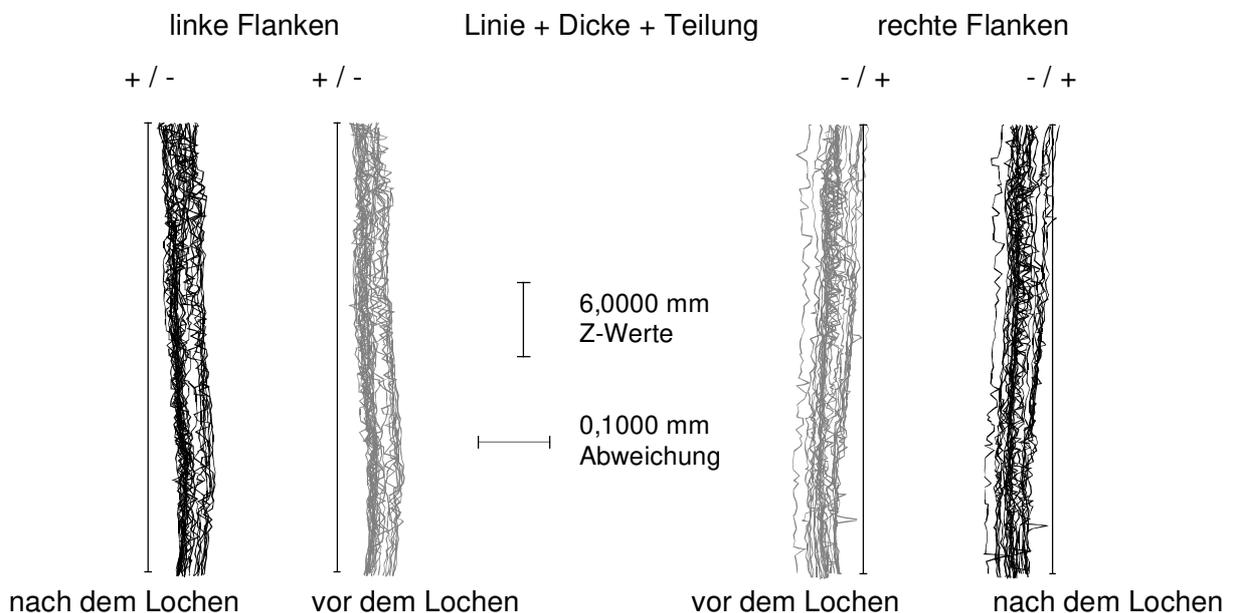


Abb. 7.4: Einfluß des Kaltlochens auf die Verzahnungsqualität

Die leichte Einschnürung der Flankenlinien in der unteren Hälfte ist auf den Stofffluß während der Umformung zurückzuführen. Da dieser Bereich während der Umformung zuerst ausgeformt wird, ist das Material noch wärmer und schrumpft infolge dessen um einen größeren Betrag als die später ausgefüllten Bereiche. Bestätigt wird diese Erklärung auch durch Schliffbilder des Zahnrades. In Abb. 7.5 ist ein Querschliff durch ein ganzes Zahnrad zu sehen. Durch die Verformung des leicht zeiligen Ausgangsgefüges sind deutliche Fließlinien zu sehen. Die Wölbung des Spiegels entsteht ebenfalls durch thermische Effekte: Durch den langen Kontakt mit dem kalten Preßdorn ist dieser Bereich deutlich kälter als der eigentliche Körper des Zahnrades und wird durch dessen Schrumpfung entsprechend verformt. Wie die Ergebnisse der Flankenlinienmessung jedoch beweisen, wird durch den unter Spannung stehenden Spiegel die Verzahnungsqualität nicht beeinträchtigt. Weiterhin bestätigt das

Schliffbild, daß selbst im kritischen Übergangsbereich an der Preßdornkante keine Schmiedefehler auftreten.



Abb. 7.5: Querschliff durch das geschmiedete Lkw-Planetenrad

7.1.2 Kombiniertes Napfformstauchen-Querfließpressen

Wie bereits erwähnt, reicht das Verdrängungsvolumen beim reinen Napfformstauchen nicht für die Umformung jeder Zahnradgeometrie aus. Um dennoch wirtschaftlich und in einer Umformstufe Zahnräder aus massivem Halbzeug zu schmieden, ist eine zusätzliche Werkzeugaktion notwendig. Durch die Kombination des Napfformstauchens mit dem Querfließpressen wird das mögliche Teilespektrum drastisch erweitert. Am Beispiel eines im Rahmen der Untersuchungen entwickelten Werkzeugs zum einstufigen Schmieden eines schrägverzahnten Zylinderrades (Abb. 7.6) soll ein Lösungsvorschlag für die Realisierung einer solchen Verfahrenskombination beschrieben werden.

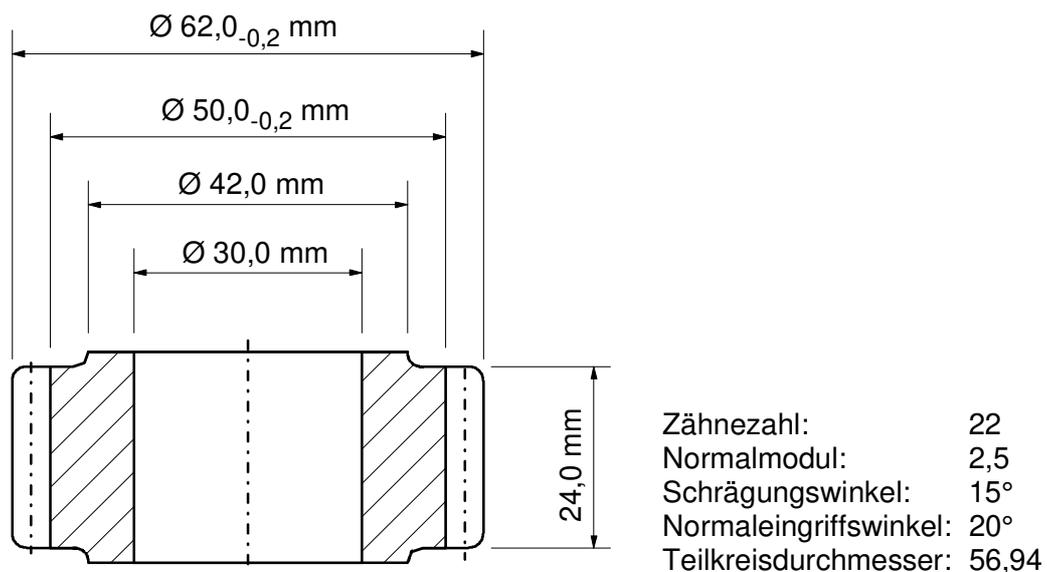


Abb. 7.6: Schrägverzahntes Zylinderrad

Das Werkzeugsystem ist modular aufgebaut und ermöglicht das Präzisionsschmieden von Teilen bis zu 100 mm Durchmesser und einem Gewicht von 1,5 kg. Durch die Aufteilung der Schließfedern in beide Werkzeughälften konnte bei einem annähernd symmetrischen Werkzeugaufbau ein progressiver Verlauf der Schließkraft realisiert werden, der sich an den durch die Umformkraft resultierenden Innendruck anlehnt. Die erreichbaren Schließkräfte werden durch die Kennlinien der Federpakete bestimmt. Die oberen Federn besitzen einen Maximalweg von 28 mm bei einer Endkraft von 560 kN. Die unteren Federn haben einen maximalen Federweg von 17 mm bei einer Endkraft von 2040 kN. Im Dauerbetrieb ist allerdings nur eine 75%-tige Belastung zulässig. Durch die Gestaltung der Wegbegrenzung für die oberen weicheren Federn kann die Kennlinie der Gesamtschließkraft den jeweiligen Erfordernissen angepaßt werden. Die beiden Preßstempel bilden durch die Umformung die Stirnseiten des Zahnrades ab, wobei Volumenschwankungen des eingesetzten Halbzeugs durch das stirnseitige Bearbeitungsaufmaß am Zahnrad kompensiert werden. Die verzahnte Matrize ist in die untere Werkzeughälfte integriert und erlaubt über die abgesenkte Ausgangslage des Unterstempels eine einwandfreie Positionierung der gescherten Rohteile durch die automatisierte Handhabung. Die Schließplatte ist in der oberen Werkzeughälfte angebracht und stützt sich ebenfalls über Federn gegen den Stößel ab. Abb. 7.7 zeigt das Funktionsprinzip des Werkzeugsystems für das einstufige Präzisionsschmieden von Zahnrädern aus einem massiven Halbzeug.

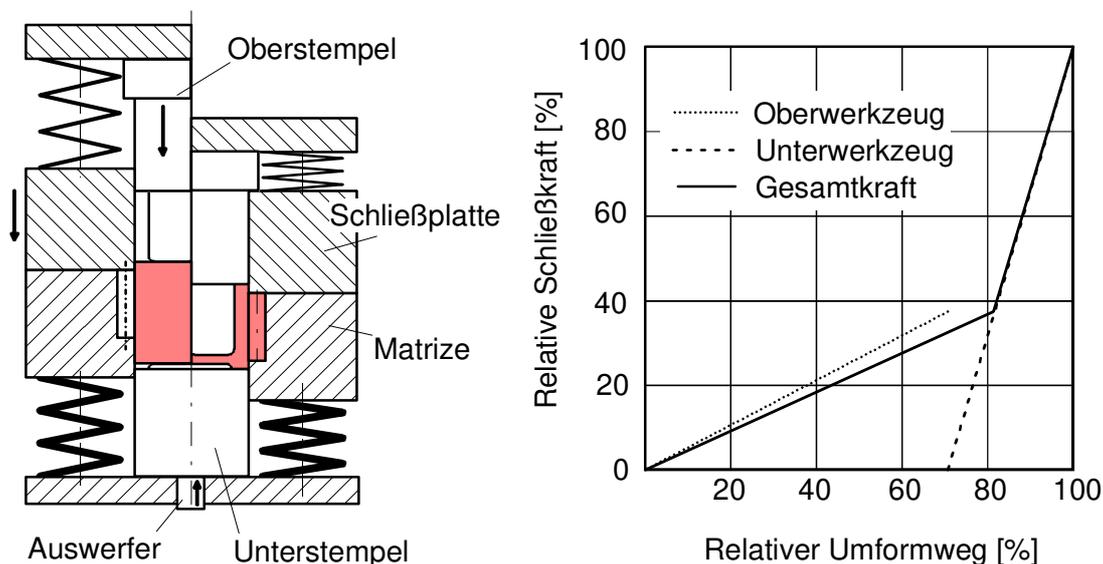


Abb. 7.7: Funktionsprinzip des Werkzeugsystems mit progressivem Schließkraftverlauf

Zu Beginn der Umformung fährt der Stößel mit dem Oberwerkzeug nach unten und die Schließplatte trifft auf die Matrize. Mit zunehmendem Stößelweg werden dann zuerst die oberen weicheren Federn gestaucht, der Oberstempel dringt in das Schmiedeteil ein und formt die Bohrung. Eine Wegbegrenzung im Oberwerkzeug definiert die genaue Endlage von Oberstempel und Schließplatte zueinander und

verhindert gleichzeitig die Überlastung der oberen Federn. Bei der weiteren Stößelbewegung werden dann lediglich die unteren Schließfedern komprimiert und stellen die zum Ende der Umformung notwendigen stark ansteigenden Schließkräfte zur Verfügung. Nach der Umformung wird der Unterstempel vom Auswerfer nach oben gefahren und so das Zahnrad aus der Gravur ausgestoßen. Dabei ist der Unterstempel drehbar gelagert und kann der Schraubbewegung beim Auswerfen schrägverzahnter Zahnräder folgen.

Erprobt wurde das Werkzeugsystem in einer vollautomatisierten direktgetriebenen Spindelpresse mit einer Nennkraft $F_N = 11.000 \text{ kN}$. Die gesamte Anlage besteht aus einer induktiven Durchstoßerwärmungsanlage, die über einen Schwingförderer und eine Vibrationsrinne mit dem geschertem Halbzeug beschickt wird. Über eine Rutsche gelangen die erwärmten Teile zu der Übernahmestation des Einlegeroboters. Nach dem Schmieden werden die Werkstücke mit einer Lineareinheit entnommen und auf einem Abkühlband zur Lochpresse transportiert. Zur Kühlung und Schmierung des Umformwerkzeuges wird eine linear verfahrbare Kühl-Schmiereinrichtung verwendet. Alle Einzelkomponenten sind lokal über eine Feld-Bus-Steuerung steuerbar. Abb. 7.8 zeigt die automatisierte Spindelpresse mit der Werkzeugwechseleinrichtung und verdeutlicht den großzügigen Freiraum zwischen Ober- und Unterwerkzeug, der die Verwendung eines Roboters für die Handhabung der Rohteile ermöglicht.

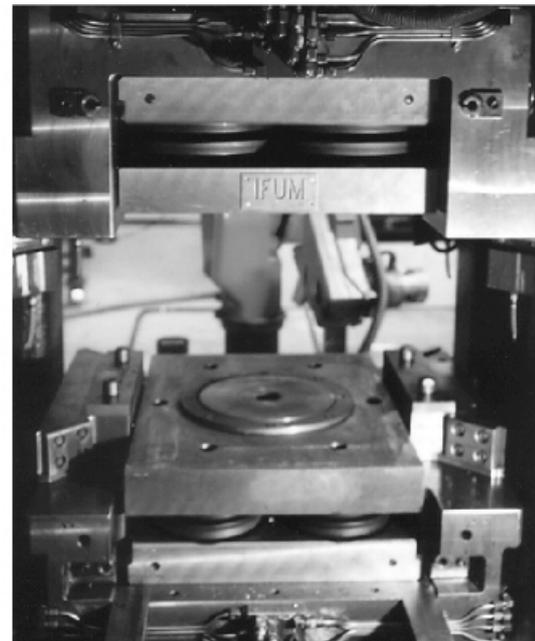


Abb. 7.8: Automatisierte Spindelpresse und Werkzeugsystem

Mit diesem Verfahren ist es möglich, unter der Verwendung von gescherten Stangen Zahnräder endkonturnah herzustellen (Abb. 7.9). Lediglich der Bohrbereich und die Zahnflanken der Zahnräder müssen abschließend bearbeitet werden. Als Halbzeug kommt ausschließlich geschältes Material zum Einsatz, das eine ausreichende Oberflächenqualität und geringe Durchmesser-toleranzen garantiert.

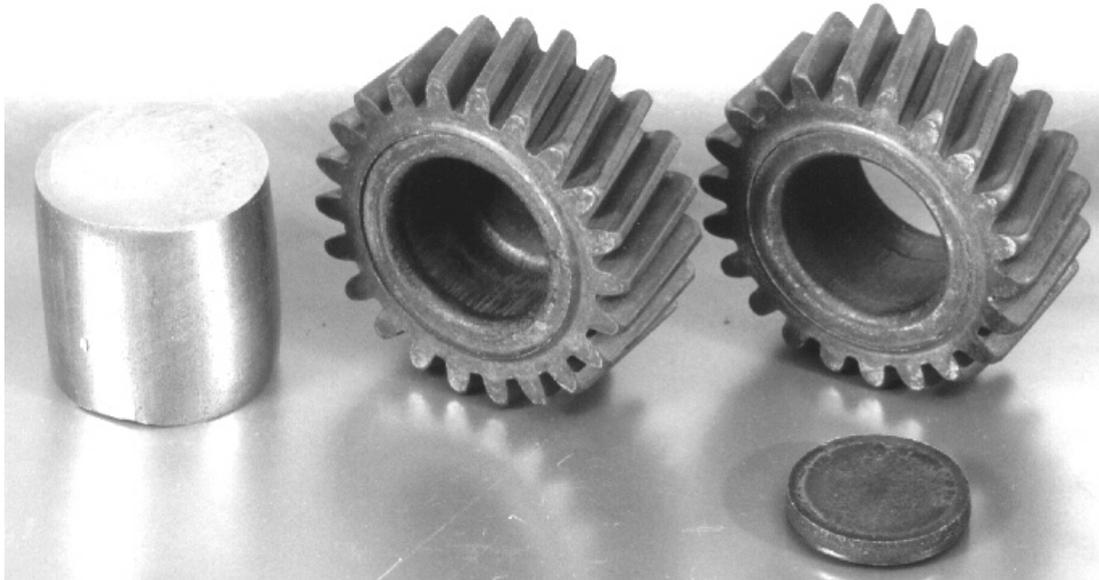


Abb. 7.9: Stadienfolge: geschertes Halbzeug, geschmiedetes und gelochtes Rad

Die hohen Ansprüche an die Oberflächengüte des Ausgangsmaterials sind notwendig, da die Verzahnung durch den Werkstoff aus der Mantelfläche des Rohteils ausgebildet wird. So führen Fehlstellen in der Rohteiloberfläche unweigerlich zu Fehlern an den Zahnflanken. Die beim Präzisionsschmieden kritischen, durch das Scheren deformierten und rauhen Stirnflächen des Rohteils bilden keine fertigen Werkstückoberflächen aus. Während die obere Rohteilstirnseite in die Napfzone eingezogen wird entspricht die untere Stirnseite der unteren Zahnradstirnseite (Abb. 7.10). Da nach dem Lochen die Bohrung spanabhebend fertig gestellt wird, ist keine Beeinträchtigung der Zahnradoberfläche zu erwarten.

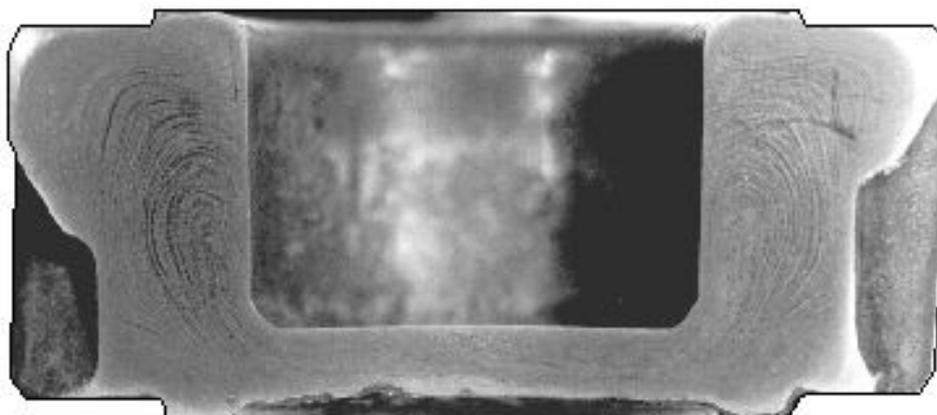


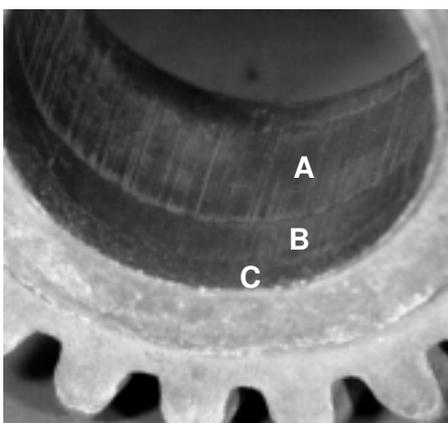
Abb. 7.10: Faserverlauf des geschmiedeten Zahnrads

Lochen

Neben der erreichbaren Form- und Lagetoleranz ist bei der umformtechnischen Herstellung von Bohrungen auch noch die Oberflächengüte entscheidend bei der Festlegung der weiteren Bearbeitungsschritte. Bei dem hier betrachteten Verfahren kommt im Gegensatz zu dem Verfahren aus Kap. 7.1.1 eine abschließende Warmlochoperation zum Einsatz. Diese unterscheidet sich durch geringere Lochkräfte und eine wesentlich größere Scherfläche vom Kaltlochen. Allerdings ist auch die Stabilität des warmen Zahnrades geringer, was die Gefahr einer Geometrieänderung der Verzahnung begünstigt. In Abb. 7.11 sind die Ergebnisse einer Analyse der Bohrungsoberfläche zusammengefaßt. Wie die Fotografie zeigt, kann man die Bohrung in drei verschiedene Bereiche aufteilen:

- Die Napfzone wird vom Napfdorn des Oberwerkzeugs ausgebildet und bei der nachfolgenden Lochung nicht beschädigt. Diese Zone ist gekennzeichnet durch leichte Riefen, die mit fortschreitendem Verschleiß des Napfdorns auftreten. Die maximale Rauhtiefe wurde mit $110\ \mu\text{m}$ bestimmt.
- Die Scherzone wird durch das Abscheren von Material im Übergangsbereich zwischen der zylindrischen Bohrungswand und dem Napfboden und in der ersten Phase der eigentlichen Lochung ausgebildet. Diese Zone weist eine geringere Rauhtiefe auf als die geschmiedete Bohrungswand.
- Die Bruchzone entsteht am Schluß der Lochung durch das Herausbrechen des Lochbodens aus dem Zahnradkörper. In diesem Bereich ist die Rauhtiefe am größten. Die Zone ist zudem durch eine gleichmäßig narbige Struktur gekennzeichnet.

Der Meßschrieb in Abb. 7.11 zeigt die Ergebnisse der Rundheitsmessung im Bereich A (Tastschnittgerät mit Diamantspitze, Radius: $10\ \mu\text{m}$). Die maximalen Abweichungen betragen bis zu $188\ \mu\text{m}$.



- A: Napfzone $R_{\text{max}} = 110\ \mu\text{m}$
 B: Scherzone $R_{\text{max}} = 56\ \mu\text{m}$
 C: Bruchzone $R_{\text{max}} = 193\ \mu\text{m}$

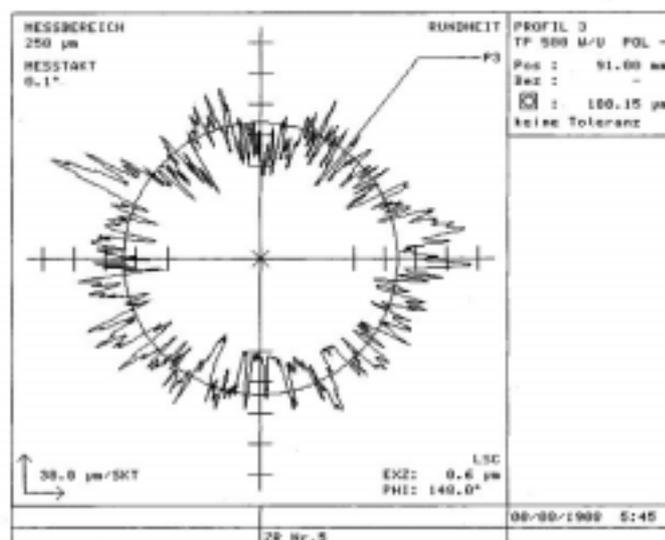


Abb. 7.11: Oberflächengüte und Rundheit der gelochten Bohrung

Ebenfalls typisch für gelochte Bohrungen ist die Abnahme des Bohrungsdurchmessers vom Dorneinlauf zum gelochten Abschnitt. Grund hierfür ist der Lochdorndurchmesser, der etwas geringer sein muß als der Durchmesser des Napfdorns, um Beschädigungen der Bohrungswand und des gesamten Werkstücks zu vermeiden. Bei der Auslegung der Nachbearbeitungsschritte muß folglich ein Bearbeitungsaufmaß im Bereich der Bohrung zwischen 0,2 mm und 0,5 mm akzeptiert werden.

Der höhere Aufwand, der bei der Bohrungsbearbeitung genapfter und gelochter Zahnräder entsteht, wird durch das deutlich günstigere Halbzeug kompensiert. Erlaubt die Geometrie des Zahnrades eine beschädigungsfreie Lochoperation, so ist diese Fertigungsfolge unter wirtschaftlichen Gesichtspunkten hochinteressant.

Verzahnungsqualität

Entscheidende Größe bei der technologischen Beurteilung eines Umformverfahrens ist die erreichbare Werkstückgenauigkeit. Insbesondere Prozesse mit mehrstufigen Umformungen stellen hohe Anforderungen an die Prozeßführung, um die gewünschte Maß- und Formhaltigkeit der Werkstücke sicherzustellen. In der folgenden Abbildung sind die Ergebnisse der Verzahnungsmessung an einem warmgelochten und einem nicht gelochten Zahnrad zusammengefaßt.

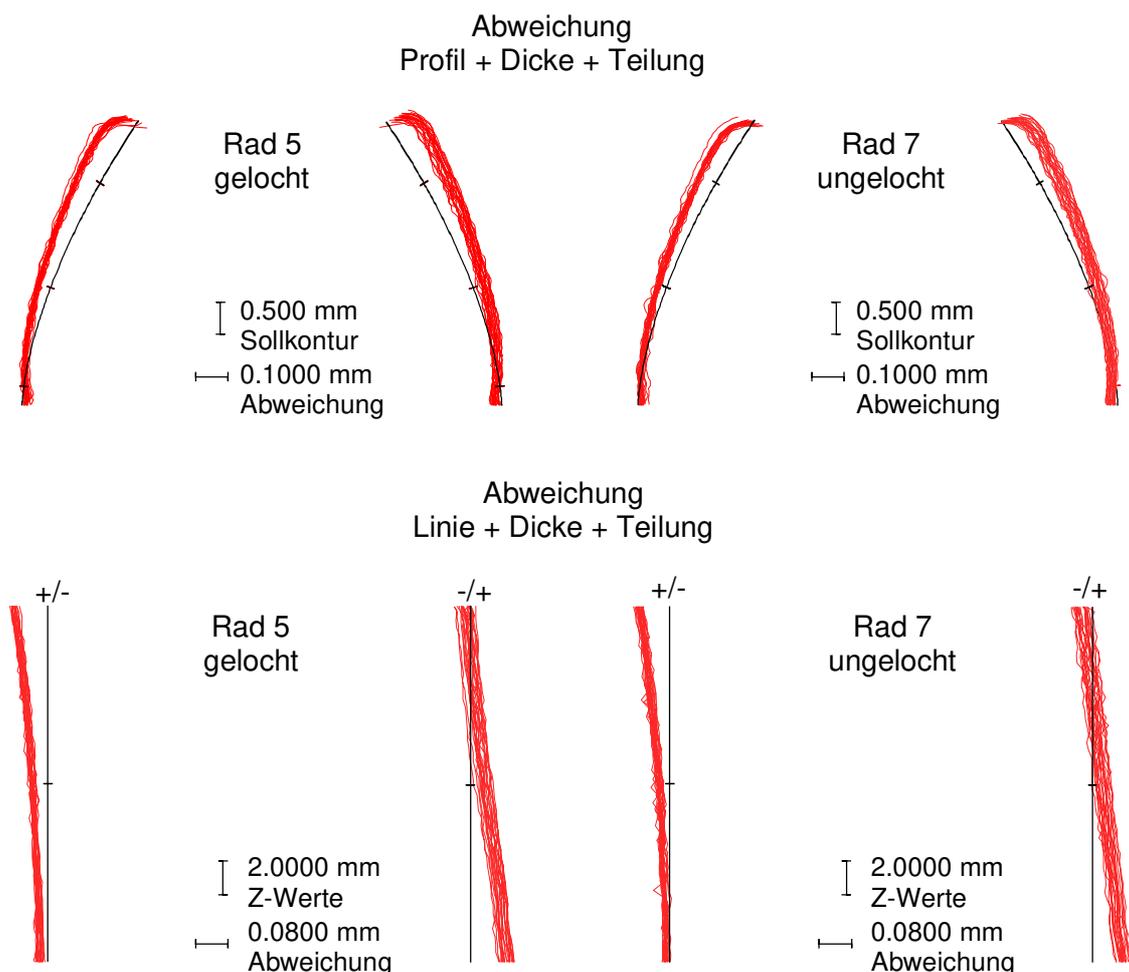


Abb. 7.12: Verzahnungsqualität der geschmiedeten und gelochten Zahnräder

Beide Zahnräder weisen deutlich erkennbare Profil- und Flankenlinienfehler auf. Diese sind auf die noch nicht ausreichende Vorkorrektur der Matrize des Versuchswerkzeugs zurückzuführen und können durch entsprechende Geometrieveränderungen kompensiert werden. Wesentlich wichtiger ist jedoch, daß beide Zahnräder fast identische Verläufe der gemessenen Konturen aufweisen. Durch die Warmlochoperation wird die Verzahnung somit nicht beschädigt. Des weiteren sind die Streuungen des automatisierten Prozesses äußerst gering, was die Voraussetzung für einen wirtschaftlich erfolgreichen Serienbetrieb bedeutet.

7.2 Analyse der Werkzeugverschleißmechanismen

Dem Werkzeugverschleiß kommt für die Wirtschaftlichkeit eines Schmiedeprozesses eine zentrale Bedeutung zu. Schmiedegesenke unterliegen während der Umformung einem komplexen Belastungskollektiv aus thermischen, mechanischen und tribologischen Beanspruchungen.

Thermische Belastungen entstehen durch die Erwärmung des Werkzeugwerkstoffes aufgrund des Wärmeüberganges vom warmen Schmiedeteil in das Schmiedegesenk. Im Werkzeugrandbereich kommt es hierdurch zu Temperaturen von mehr als 600°C und zum Überschreiten der zulässigen Anlaßtemperatur des Matrizenwerkstoffes. Hierdurch nimmt der Verschleißwiderstand der Werkzeugrandzone stark ab. Gleichzeitig ist das Werkzeug während eines Schmiedezyklus durch die warmen Werkstücke und die Kühlschmierung schroffen Temperaturwechseln ausgesetzt, wodurch die Rißbildung begünstigt wird.

Mechanische Belastungen resultieren aus den hohen Innendrücker im Schmiedegesenk während der Umformung. Beim Präzisionsschmieden können Innendrücker bis zu 1.600 MPa vorliegen. Zusätzlich werden die Gesenke aufgrund der Reibung zwischen Werkstück und Gesenk während des Auswerfvorgangs der geschmiedeten Teile belastet.

Tribologische Belastungen treten bei verzahnten Gesenken vor allem im Zahnkopfbereich der Matrize auf. Sie entstehen durch den Stofffluß entlang der Werkzeuggravur während der Umformung. Entscheidend beeinflusst werden die Vorgänge in der sogenannten Wirkfuge durch die Zwischenschicht, die im wesentlichen aus Zunderpartikelchen, Schmierstoff und Abrieb besteht.

Abb. 7.13 verdeutlicht den Gesenkverschleiß anhand von metallografischen Untersuchungen und Härtemessungen eines Gesenkzahns. Zu beachten ist allerdings, daß das Werkzeug ohne Kühlung eingesetzt wurde, wodurch sich der Schädigungsmechanismus verstärkt. Es wird deutlich, daß der filigrane Bereich der Matrizenverzahnung besonderen Belastungen ausgesetzt ist. Zum einen ist hier der Wärmeübergang vom warmen Schmiedestück durch den langen Kontakt am größten, zum anderen ist dieser Bereich als Fließscheide anzusehen, wodurch die tribologische Belastung hier einen Höchstwert erreicht. Da aufgrund der kürzeren Zykluszeit und der nicht vorgenommenen Kühlung die Wärme nicht abgeführt werden kann, kommt es bei nachfolgenden Schmiedungen zu einem Wärmestau im Zahnbereich und zu einer offensichtlichen Materialschädigung.

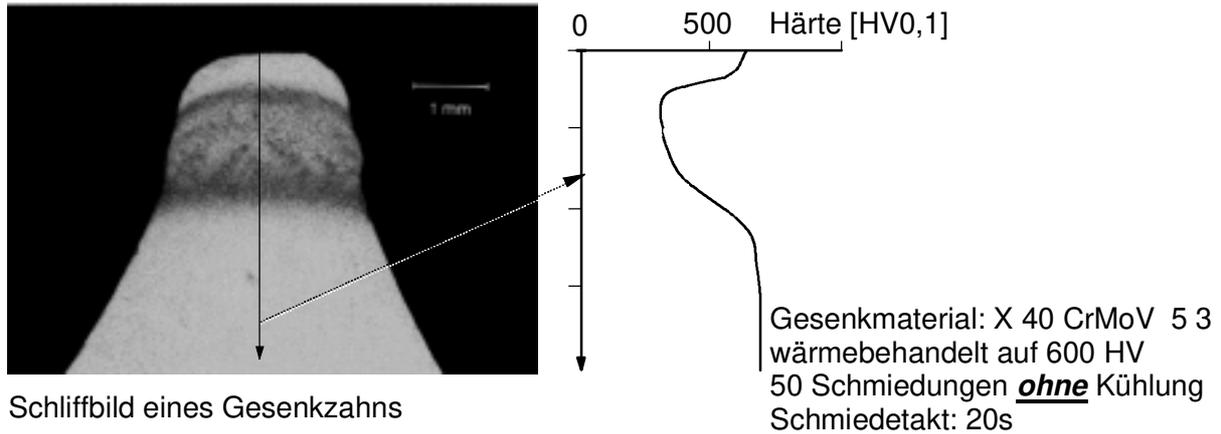


Abb. 7.13: Gesenkverschleiß bei verzahnten Werkzeugen

Die Gefügeschädigungen stellen sich wie folgt dar:

- Gefügeänderung nur bis 2 mm Tiefe an den exponierten Bereichen,
- keine Gefügeänderung im äußeren Bereich der Zahnflanke,
- Neuhärtung durch scharfe Temperaturschwankungen an der Spitze,
- Anlaßeffekt im Bereich zwischen 0,5 und 2 mm Randabstand.

Beim Präzisionsschmieden sind vor allem die Auswirkungen des Verschleißes auf die Maßhaltigkeit der Gesenke von Bedeutung, da durch die engen Toleranzvorgaben der Schmiedestücke die Lebensdauer der Werkzeuge stark eingeschränkt wird. Wie Abb. 7.14 zu entnehmen ist, wird der Fußbereich der Matrizen-Verzahnung am stärksten geschädigt. Am Beispiel des Gesenkes aus Kap. 7.1.2 (kombiniertes Napfformstauchen-Querfließpressen) wird in der folgenden Abbildung die Veränderung des Fußkreisdurchmessers dargestellt. Hierzu wurde die Matrizenverzahnung im Neuzustand und nach dem Schmieden von 300 Zahnrädern jeweils in drei Ebenen gemessen.

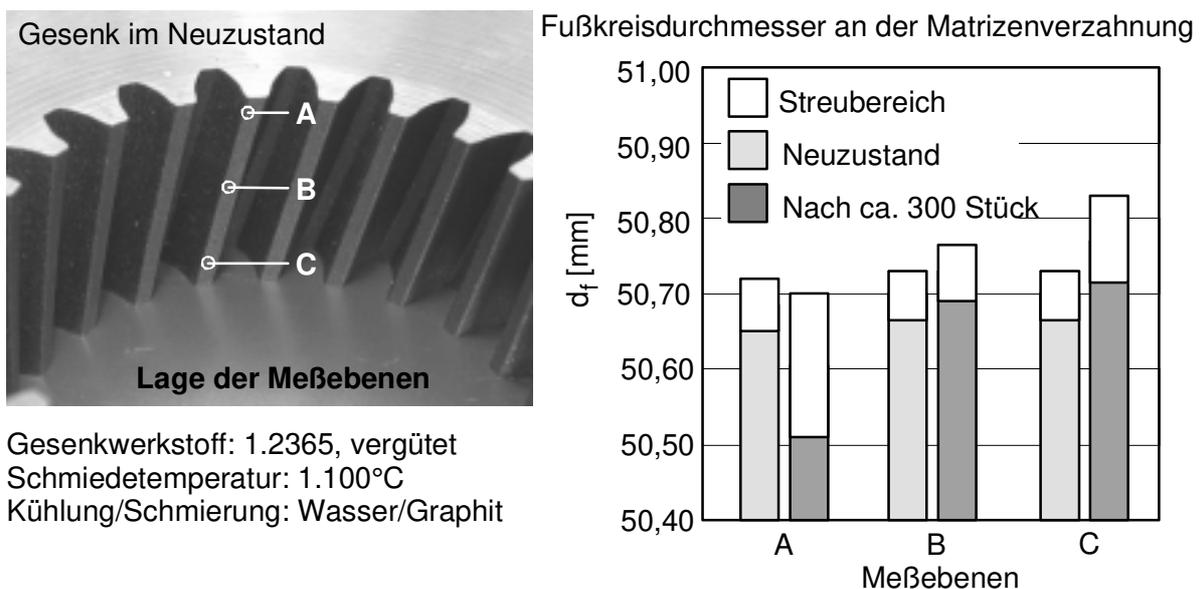


Abb. 7.14: Änderung des Fußkreisdurchmessers durch Gesenkabnutzung

Der obere Bereich der Verzahnung (A) wird während der Umformung zum einen durch den ständigen Kontakt mit der Schließplatte impulsartigen Belastungen ausgesetzt, zum anderen ist in diesem Bereich auch die Beanspruchung durch Reibkräfte während des Auswerfens der Zahnräder am größten. Dieses Lastkollektiv führt zu einer Verringerung des Fußkreisdurchmessers. Ursache hierfür sind offensichtlich Deformationen, die durch den Auftreffimpuls der Schließplatte hervorgerufen werden, und die Bildung von Aufschweißungen während des Auswerfens der Zahnräder. Die beiden anderen Gesenkbereiche (B+C) zeigen das unter Berücksichtigung von Abb. 7.13 erwartete Verhalten. Hier führt die mechanisch-thermische Belastung zu einem Aufstauchen der Matrizenähne, was sich in einer Zunahme des Fußkreisdurchmessers äußert. Zudem streuen die Meßwerte in diesen Bereichen deutlich weniger als im Bereich A, ein Indiz für die gleichmäßigeren Belastungen. Drastisch verringern läßt sich der Gesenkverschleiß jedoch durch konsequente Kühlung der Gesenke, wie Behrens bewies [Beh97].

Wesentlich bedeutender als Maßänderungen des Schmiedewerkzeugs ist allerdings die daraus resultierende Beeinflussung der Werkstückgeometrie. Zudem soll im folgenden auch der Frage nachgegangen werden, wie sich die unterschiedliche Belastung von rechter und linker Verzahnungsflanke beim Schmieden von schrägverzahnten Rädern auswirkt.

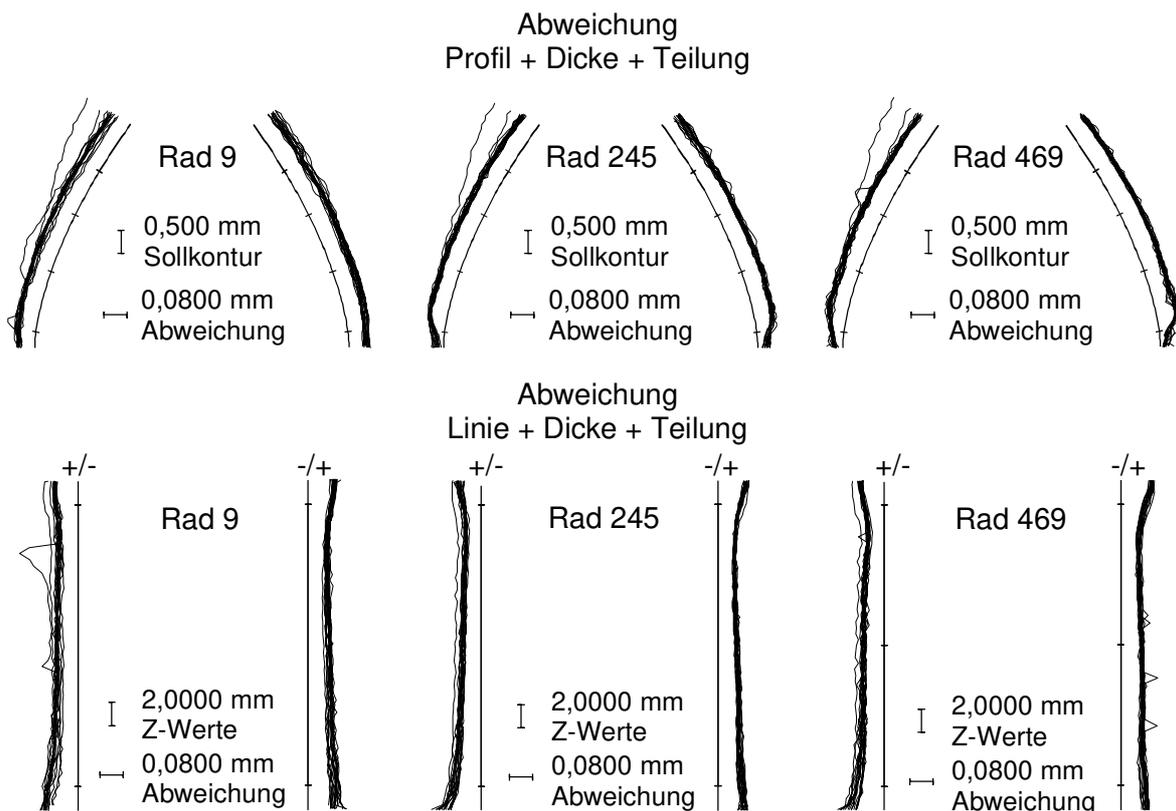


Abb. 7.15: Auswirkungen der Gesenkabnutzung auf Profil und Linie am Zahnrad

Abb. 7.15 zeigt die Auswirkungen des Werkzeugverschleißes auf die Verzahnungsqualität der Bauteile anhand der Geometrie "A" aus den Grundlagenuntersuchungen. Im Rahmen der Untersuchungen wurden für diese Geometrie ca. 500 Räder geschmiedet. Es wurden Räder gemessen, die zu Beginn, in der Mitte und am Ende der Untersu-

chungen geschmiedet wurden. Dabei stellte sich heraus, daß Formänderungen am Zahnprofil, die durch die Schädigung der Matrize im Zahnfuß entstanden, bereits zu Beginn der Untersuchungen entstanden sind. Ursache hierfür sind offenbar mechanische Überlastungen der Matrize, die während der Versuche mit deutlich zu hoher Rohteilmasse (und dadurch höheren Innendrücker) entstanden. Da die Schädigung im weiteren Verlauf der Untersuchungen nur in geringem Maße zunahm, ist die Verschleißtendenz gering und somit positiv zu bewerten. Die starken Abweichungen an zwei einzelnen Zähnen auf den linken Zahnseiten sind auf eine fehlerbehaftete Elektrode zurückzuführen, die für die Fertigung der Gesenke verwendet wurde, und nicht auf Schädigung durch den Betrieb zurückzuführen. Aus der Darstellung der Meßverläufe lassen sich keine signifikanten Unterschiede für die rechten oder die linken Zahnflanken ermitteln.

Betrachtet man die Verläufe der Verzahnungs-Kenngrößen für fortschreitende Zykluszahlen, so wird die Tendenz aus Abb. 7.15 bestätigt. Für den Fußkreisdurchmesser ist eine geringer werdende Zunahme zu beobachten, die allerdings mit einer wachsenden Streuung der Werte für unterschiedliche Meßebenen verbunden ist (Abb. 7.16, links). Da der Fußkreisdurchmesser allerdings bei herkömmlichen Automobilverzahnungen häufig grob toleriert ist, können die Verschleißtendenzen als unkritisch bezeichnet werden.

Die Einschnürung der gemessenen Zahnprofile im Fußbereich äußert sich auch in einer Zunahme der Profil-Gesamtabweichung F_f (Abb. 7.16, rechts). Es ist ein Anstieg um 20 – 30 μm zu verzeichnen, der für beide Seiten ähnlich verläuft. Bei den Werten für die Flankenlinien-Gesamtabweichung F_{β} ist sogar eine Verringerung der Beträge zu beobachten. Auch hier ähneln sich die Verläufe beider Seiten.

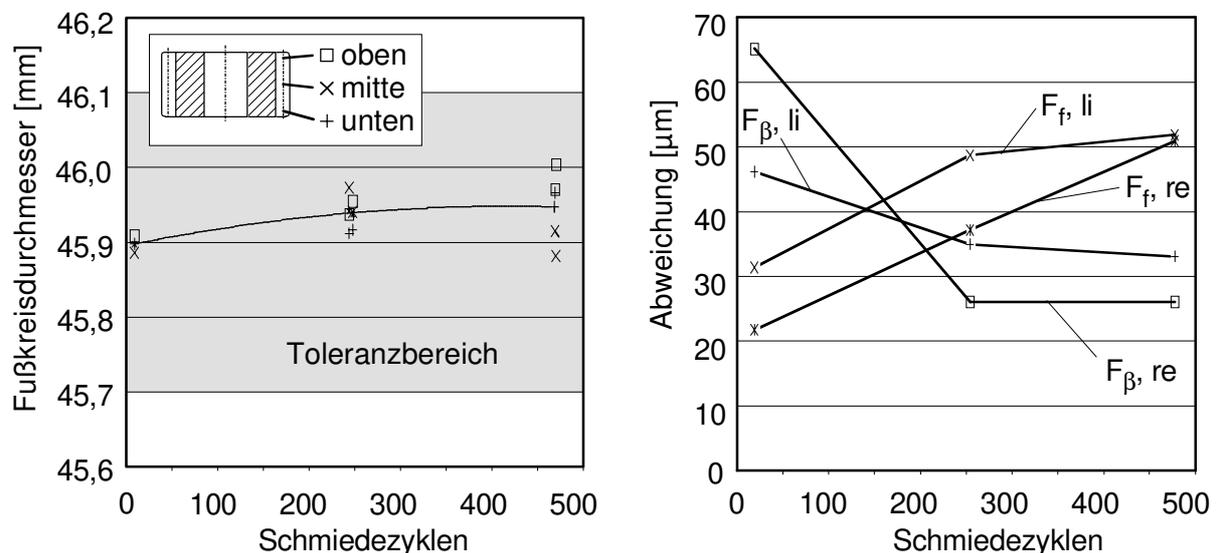


Abb. 7.16: Fußkreisdurchmesser und Profilgesamtabweichung

Verschleißuntersuchungen bestätigen, daß eine konsequente Kühlung und niedrige Werkzeuggrundtemperaturen für die Lebensdauer verzahnter Schmiedegesenke von entscheidender Bedeutung sind. Sind diese Voraussetzungen gegeben, lassen sich wirtschaftliche Standmengen beim Präzisionsschmieden von Zahnradern erreichen.

Vergleicht man die vorliegenden Ergebnisse mit den Standzeitverbesserungen, die durch keramische Beschichtungen erreicht werden, so entsteht noch ein zusätzliches Potential zur Steigerung der Wirtschaftlichkeit des Präzisionsschmiedens [51, 120].

7.3 Analyse des Optimierungspotentials

Wie die bisher durchgeführten Untersuchungen bestätigen, besteht ein großes verfahrenstechnisches Optimierungspotential zur Steigerung der Wirtschaftlichkeit und zur Reduzierung der Werkzeugbelastung.

So konnte festgestellt werden, daß mit steigendem Formfüllungsgrad der Verzahnung die Werkzeugbelastungen überproportional steigen. Da aus rein funktionalen Gesichtspunkten die Zahnräder nicht vollständig ausgeformt sein müssen, kann durch einen Verzicht auf ausgeformte Zahnnecken die mechanische Gesenkbelastung gemindert werden. Nach Rücksprache mit mehreren Zahnradherstellern und Automobilunternehmen wurde als untere Grenze für die Formfüllung ein Zahnkantenradius vom Betrag des Normalmoduls m_n zugelassen.

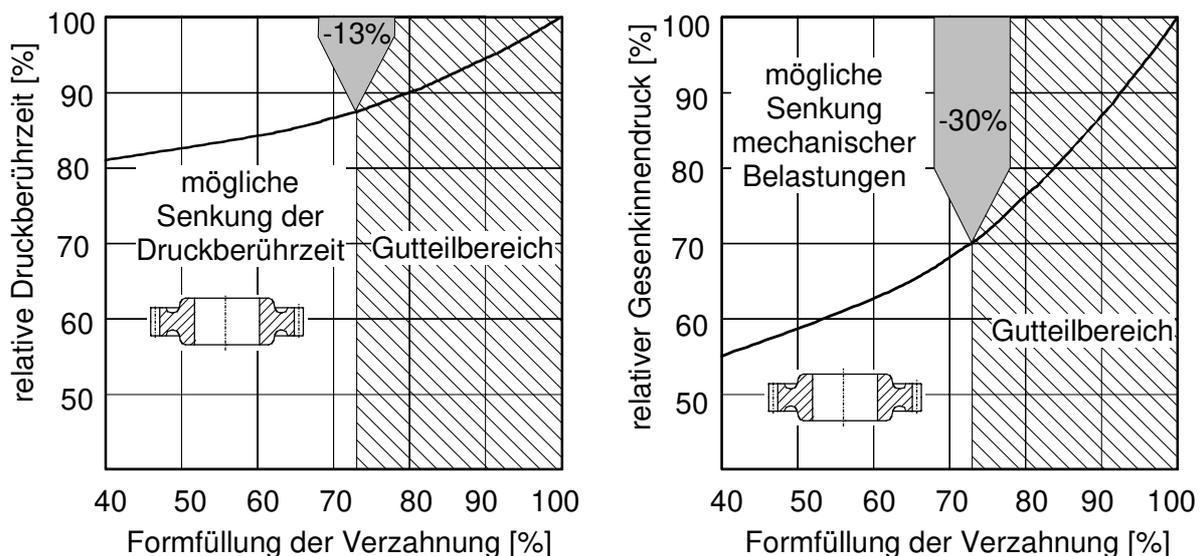


Abb. 7.17: Senkung von Druckberührzeit und mechanischer Belastung durch angepaßte Formfüllung

In Abb. 7.17 sind am Beispiel der Geometrie C die Vorteile zusammengefaßt, die sich durch eine an das Verfahren angepaßte Formfüllung ergeben. So konnte der Innendruck im Gesenk und damit die mechanischen Belastungen um 30% vermindert werden. Gleichzeitig wurde als Folge der geringeren mechanischen Belastungen die Druckberührzeit um 13% verringert. Ursache hierfür sind die geringeren Dehnungen von Werkzeug und Maschine. Betrachtet man den Wärmeübergang vom warmen Schmiedestück in das Werkzeug, der maßgeblich von der Druckberührzeit und den herrschenden Kontaktdrücken abhängt, so kann durch die vorgeschlagenen Maßnahmen bereits eine deutliche Senkung der thermomechanischen Lasten erreicht werden.

8. Umsetzung der Erkenntnisse

Die Anwendung der Präzisionsschmiedetechnologie in der industriellen Fertigung schrägverzahnter Zahnräder setzt eine intensive Zusammenarbeit von Lieferant und Kunde voraus, da nur durch die Betrachtung und Bewertung der gesamten Fertigungskette ein für alle Beteiligten optimales Ergebnis erzielt werden kann. Zu diesem Zweck wurde in einer Entwicklungspartnerschaft mit einem Getriebehersteller und einem Umformbetrieb gemeinsam eine alternative Fertigungsfolge entwickelt, die im folgenden beschrieben wird.

Basis der Entwicklung ist ein schrägverzahntes Antriebsrad, das jährlich in mehreren tausend Stück in unterschiedlichen Getrieben eingesetzt wird (Abb. 8.1). Wesentliches Merkmal des Zahnrades ist die äußerst feingliedrige Verzahnung mit einem Normalmodul $m_n = 1,5$.

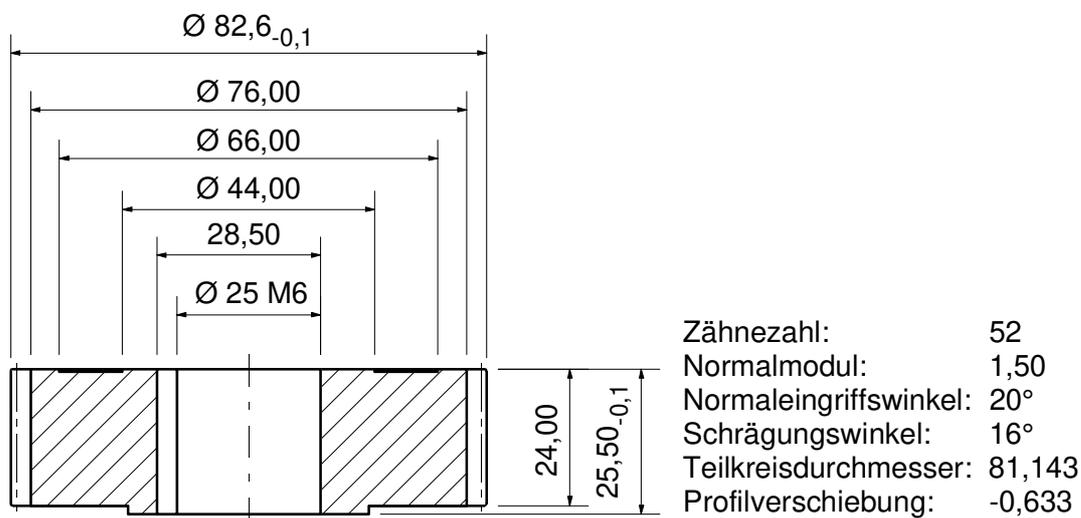


Abb. 8.1: Antriebsrad SK 430

Bisher wird dieses Bauteil spanend hergestellt, wobei eine gesägte Scheibe als Ausgangsmaterial dient. Nach dem Bohren und Drehen der Kontur wird die Verzahnung gefräst. Daran schließt sich das Ziehen der Paßfedernut an. Anschließend wird das Zahnrad einsatzgehärtet, die Verzahnung entgratet und die Bohrung geschliffen. Der letzte Fertigungsschritt ist das Schleifen der Verzahnung.

8.1. Auslegung des Schmiedeteils

Wird nun anstelle des Sägeabschnitts ein geschmiedetes Zahnrad als Vorprodukt eingesetzt, so steht für den Abnehmer die problemlose Eingliederung in den weiteren Fertigungsprozeß im Vordergrund. Für den Schmiedebetrieb ist die exakte Auslegung des Schmiedeteils unter Berücksichtigung der besonderen Anforderungen eines Warmmassivumformprozesses entscheidend. Daraus folgt für eine günstige schmiedetechnische Gestaltung des zugrundeliegenden Zahnrades, daß scharfe Kanten und Hohlkehlen zu vermeiden sind und Radien möglichst groß sein sollten. Wie die

Grundlagenuntersuchungen ergeben haben, führt zudem der Verzicht auf die vollständige Ausformung der Zahnecken (zulässiger Kantenradius \sim Normalmodul) zu einer Reduzierung des maximalen Werkzeuginnendruckes um ca. 30%. Im vorliegenden Fall sollte durch das Schmiedeteil der wesentliche Anteil der spanenden Weichbearbeitung eingespart werden. Da das Zahnrad eine Paßfedernut aufweist, die nur im weichen Zustand gezogen werden kann, ist in jedem Fall eine Weichbearbeitung des geschmiedeten Bauteils im Bohrungsbereich notwendig, an die sich dann eine konventionelle Einsatzhärtung anschließt. Aus diesem Grund wird das Zahnrad mit einem Drehaufmaß von 1-2 mm im Bohrungsbereich geschmiedet. Hierdurch ist es möglich, ausgehend von massivem Rundhalbzeug, die Bohrung vorzuschmieden und anschließend zu lochen. Die geschmiedete Verzahnung wird erst nach dem Härten weiterbearbeitet und sollte daher lediglich eine Hartfeinbearbeitungszugabe von ca. 0,1 mm auf den Zahnflanken aufweisen. In Abb. 8.2 ist die Schmiedeteilkontur mit den resultierende Bearbeitungszugaben dargestellt. Durch die Umformung ergab sich zudem die Möglichkeit, ohne zusätzlichen Aufwand stirnseitige Vertiefungen einzuschmieden, die die Masse des fertigen Werkstücks deutlich herabsetzen.

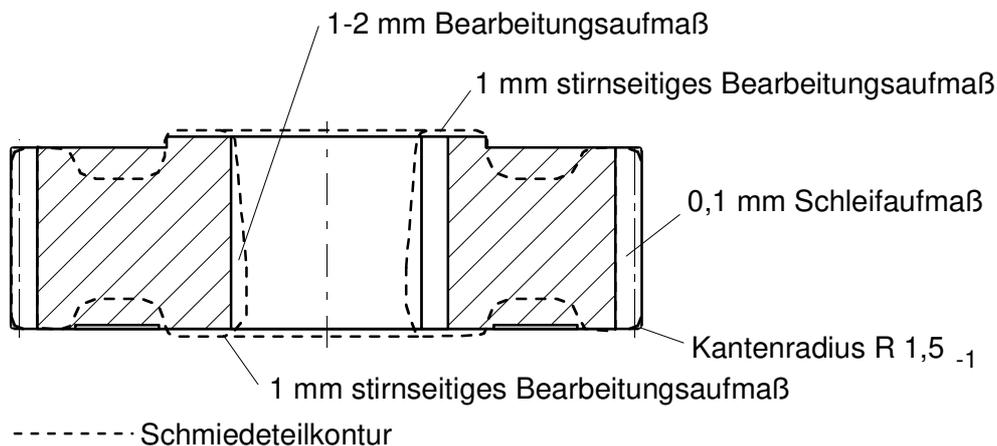


Abb. 8.2: Bearbeitungszugaben am Schmiedeteil

8.2 Auslegung der Stadienfolge

Die Auslegung der Stadienfolge wurde gemeinsam mit dem beteiligten Schmiedebetriebe auf Basis der technologischen Randbedingungen durchgeführt. Da der Betrieb für die Erwärmung der Rohteile induktive Durchstoßöfen einsetzt und diese ein Verhältnis von Rohteillänge zu Rohteil Durchmesser von ca. 1,5 benötigen, ergab sich die in Abb. 8.3 abgebildete Geometrie des Stangenabschnitts. Die Vorstauchoperation ist zum einen nötig, um den Umformgrad in der Fertigschmiedestufe zu reduzieren und zum anderen, um das erwärmte Rohteil zu entzndern.

In der Fertigschmiedeoperation wird die Geometrie des Zahnrades bis auf die Bohrung komplett abgebildet. Um Maßschwankungen der Verzahnung so gering wie möglich zu halten, werden die Verzahnung und die Zahnstirnflächen durch die Matrize und die Schließplatte abgebildet. Auf diese Weise können sich elastische Stempeldehnungen nicht auf die Zahnbreite auswirken. Schwankungen der Rohteilmasse, die, wie die

Grundlagenuntersuchungen ergaben, zu einer Veränderung der Zahnradbundbreite führen, werden durch das Drehen der Stirnflächen kompensiert.

Die Bohrung des Zahnrades wird lediglich vorgeschmiedet und in einer abschließenden warmen oder kalten Lochoperation fertiggestellt. Das Zahnrad stützt sich während des Lochens ausschließlich auf dem unteren stirnseitigen Bund ab, wodurch die Belastungen im Zahnradkörper minimiert werden.

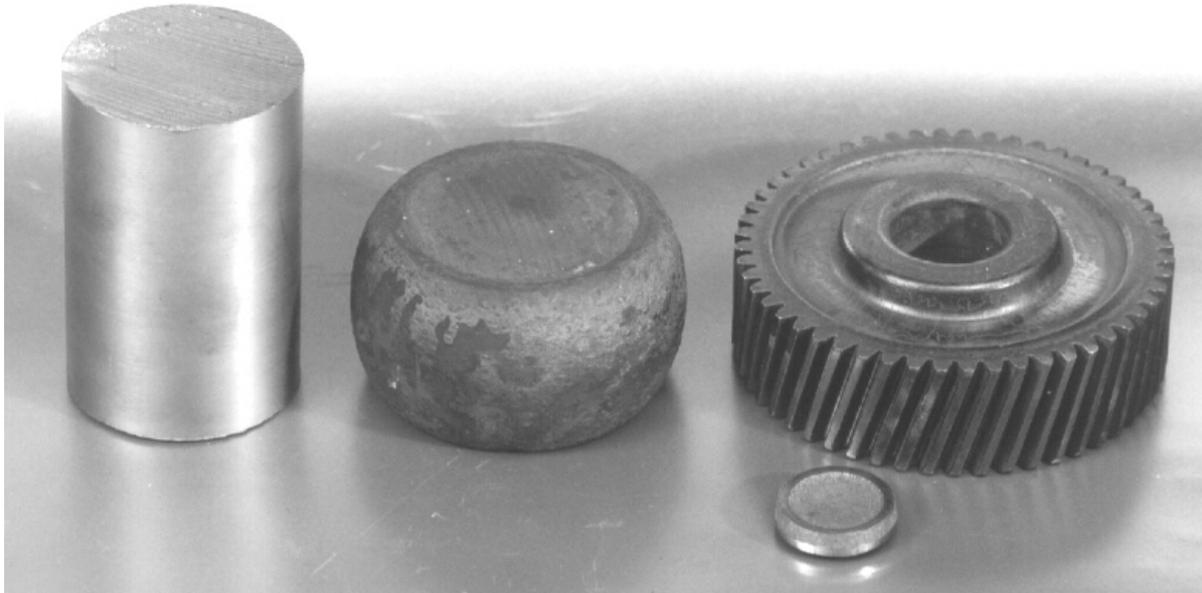


Abb. 8.3: Stadienfolge des dreistufigen Präzisions schmiedeprozesses

8.3 Verfahrenserprobung

Die erste Erprobung der entwickelten Umformfolge wurde am IFUM durchgeführt. Der Aufbau des Werkzeugsystems für die Fertigschmiedeoperation entsprach im wesentlichen dem Werkzeug, das auch schon in den Grundlagenversuchen mit Erfolg eingesetzt wurde. Für das Vorstauchen und Lochen stand eine direkt angetriebene Spindelpresse ($F_N = 2500 \text{ kN}$) zur Verfügung. Die Handhabung zwischen den Umformschritten wurde manuell durchgeführt.

Zur Analyse des Prozeßverhaltens wurden zu Beginn Versuche mit dem Fertigschmiedewerkzeug durchgeführt, da diese Umformstufe den größten Einfluß auf das Umformergebnis hat. Um die Einflüsse von Prozeßschwankungen auf das Prozeßverhalten und die Bauteilqualität zu untersuchen, wurden mit Hilfe der statistischen Versuchsplanung die Einstellgrößen Rohteiltemperatur und Rohteilmasse variiert. Als Versuchsrohnteile wurden gedrehte Zylinder verwendet. Die Erwärmung der Rohteile geschah im Kammerofen.

Während des Umformvorgangs wurden die Gestellkraft, die Umformkraft im Unterstempel und der Stößelweg gemessen. Beim Auswerfen des Zahnrades aus dem Gesenk wurden der Verlauf der Auswerferkraft (über den Druck im hydraulischen Maschinenauswerfer) und der Auswerferweg aufgenommen. Zur Beurteilung der Zahnräder wurden die Meßgrößen Zahnradbundbreite, Kopfkreisdurchmesser und

Formfüllung herangezogen. Die Signifikanz des Einflusses einzelner Einstellgrößen auf gemessene Zielgrößen wurde durch Signifikanztests ermittelt. Aus der Darstellung der Prozeßkräfte und des Stößelwegs in Abb. 8.4 läßt sich anschaulich der Umformvorgang nachvollziehen.

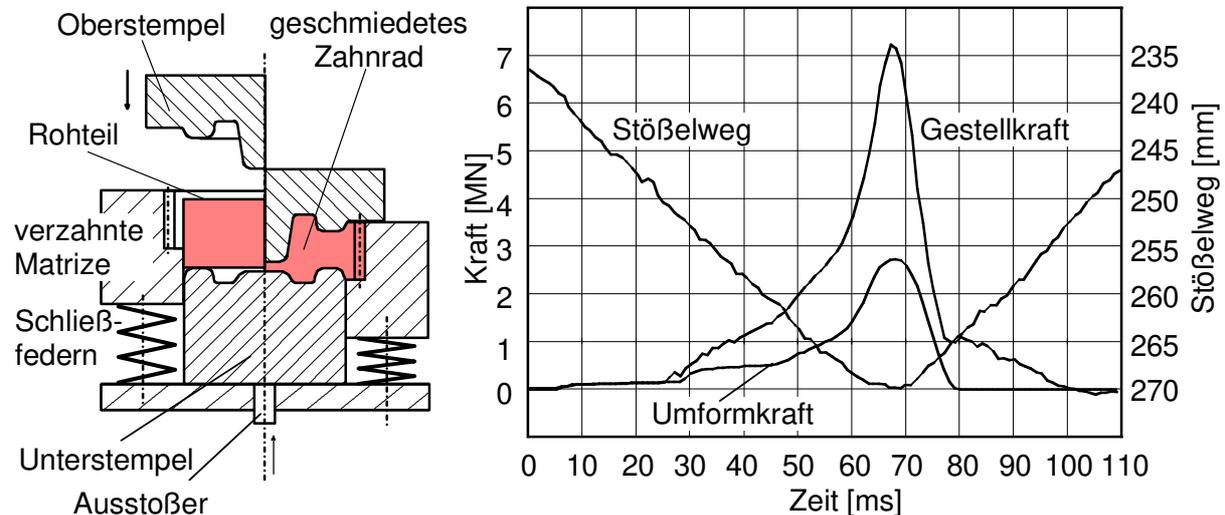


Abb. 8.4: Funktion und Belastung des Werkzeugsystems

Der Umformvorgang beginnt nach ca. 237 mm Stößelweg mit dem Auftreffen des oberstempelseitigen Dornes auf das Halbzeug, gekennzeichnet durch einen gleichzeitigen Anstieg von Umformkraft und Gestellkraft.

Die weitere Ausformung der Bohrung durch den Dorn geschieht mit einer gleichmäßigen geringfügigen Zunahme der Kräfte. Bei 250 mm Stößelweg steigt die Gestellkraft deutlich an, da der Oberstempel auf die Matrize trifft und die Schließfedern gestaucht werden. Bei 253 mm Stößelweg ist ein deutlicher Anstieg der Umformkraft zu verzeichnen, da nun der oberstempelseitige Wulst auf das Werkstück trifft und die Umformzone so schlagartig größer wird. Nach ca. 261 mm Stößelweg steigen beide Kräfte während der Ausformung der Verzahnung stark an.

Mit der Umkehr der Stößelbewegung im unteren Totpunkt werden Werkzeug und Pressengestell in sehr kurzer Zeit (ca. 10 ms) entlastet. Beeinflusst wird die Entlastungszeit im wesentlichen durch die auftretende elastische Dehnung von Werkzeugkomponenten, wie Stempel und Unterstempel. Die verbleibende, abnehmende Kraft im Pressengestell wird durch die Schließfedern verursacht.

8.3.1 Einfluß der Parametervariation auf das Prozeßverhalten

Um die Aussagekraft der gemessenen Prozeßgrößen beurteilen zu können, ist die Streuung des Prozesses und der resultierenden Signalverläufe bei konstanten Prozeßeinstellungen von Bedeutung. Abb. 8.5 zeigt die Umformkraftverläufe von fünf Versuchswiederholungen, die mit den gleichen Einstellungen durchgeführt wurden.

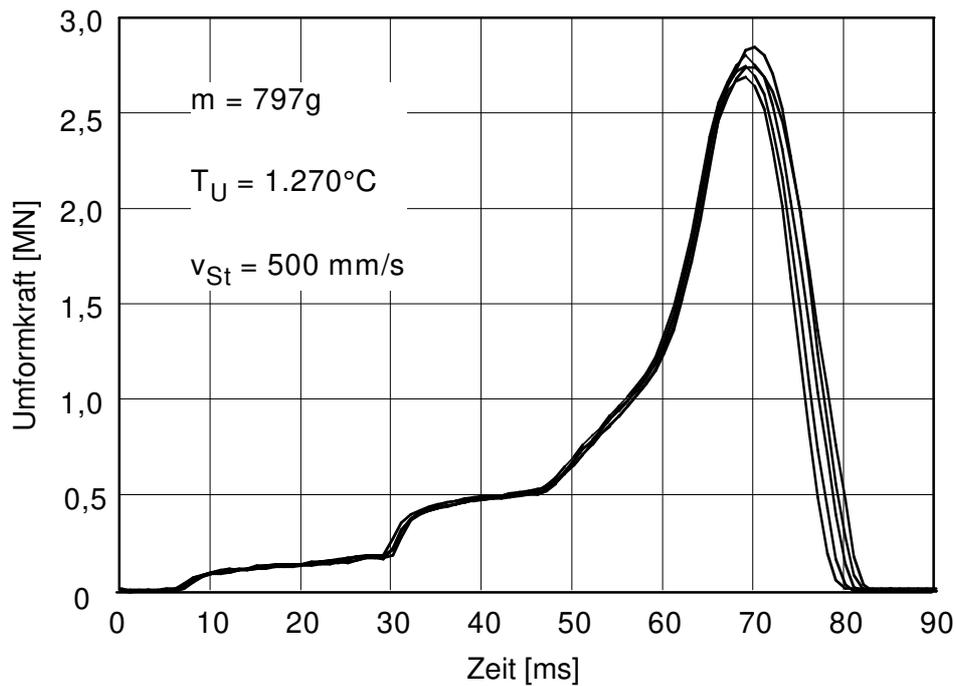


Abb. 8.5: Streuung der Umformkraftverläufe bei gleichen Versuchseinstellungen

Alle Verläufe liegen bis zum Ende der Umformung dicht beieinander und differieren lediglich nach dem Durchlaufen des unteren Totpunktes. Die gemessenen Maximalkräfte streuen lediglich um ca. 150 kN. Im folgenden werden aus Gründen der Übersichtlichkeit nur die signifikanten Einflüsse dargestellt.

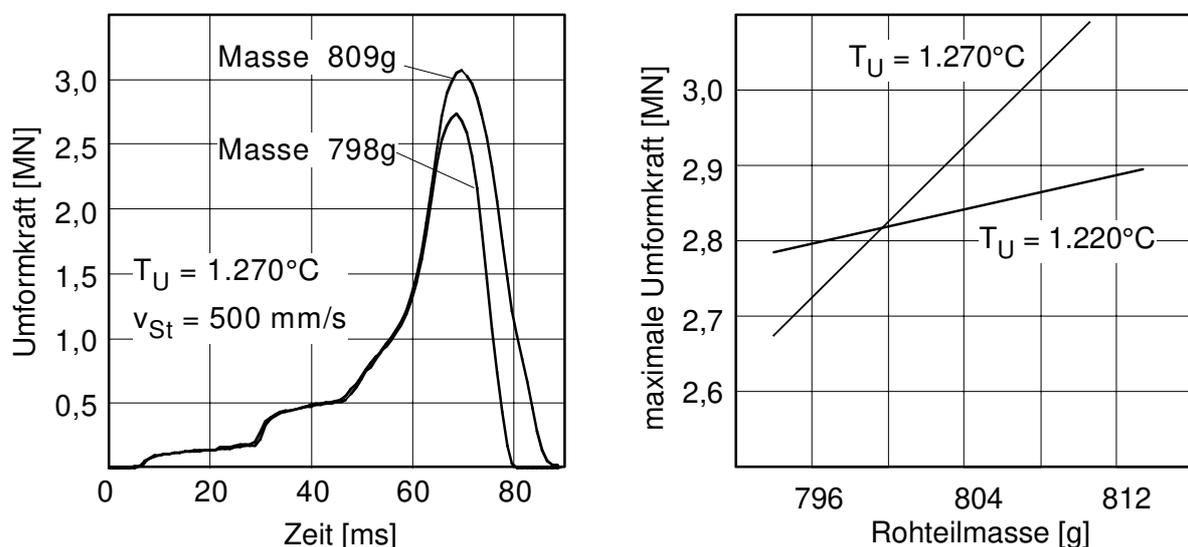


Abb. 8.6: Verhalten der Umformkraft bei unterschiedlichen Prozeßeinstellungen

Abb. 8.6 zeigt in der linken Bildhälfte Umformkraftverläufe bei unterschiedlichen Rohteilmassen für eine Rohteiltemperatur von 1270°C. Beide Kräfte verlaufen bis kurz vor Umformende deckungsgleich. Erst dann führt das größere Volumen des schwereren Teils zu einem höheren Gesenkinnendruck und somit zu einer höheren Umformkraft. Eine Erhöhung der Rohteilmasse um 11 g (1,37%) bewirkt eine

Zunahme der maximalen Umformkraft um ca. 350 kN. Durch die höhere Umformkraft und die daraus resultierenden stärkeren Auffederungen von Werkzeug und Presse verlängert sich auch die gemessene Druckberührzeit um ca. 8 ms. Die Ergebnisse aus der statistischen Analyse sind in der rechten Bildhälfte zusammengefaßt. Für 1270°C Rohteiltemperatur ist ein signifikanter Anstieg der Umformkraft mit zunehmender Masse ermittelt worden. Anders verhält es sich bei niedriger Rohteiltemperatur: Hier ist der Anstieg der Umformkraft bei größerer Rohteilmasse deutlich geringer. Ursache für diese Wechselwirkung von Rohteiltemperatur und -masse ist das vergrößerte Rohteilvolumen bei höheren Temperaturen, wodurch der Effekt der größeren Masse zusätzlich verstärkt wird (siehe auch Kap. 6.7).

Anders als bei der Umformkraft, wo die Schwankungen in Abhängigkeit der Prozeßparameter relativ gering blieben, führt eine Senkung der Rohteiltemperatur zu einer drastischen Veränderung des Prozeßverhaltens. Abb. 8.7, links, zeigt am Beispiel zweier Auswerferkraftverläufe die Auswirkungen von Temperaturänderungen.

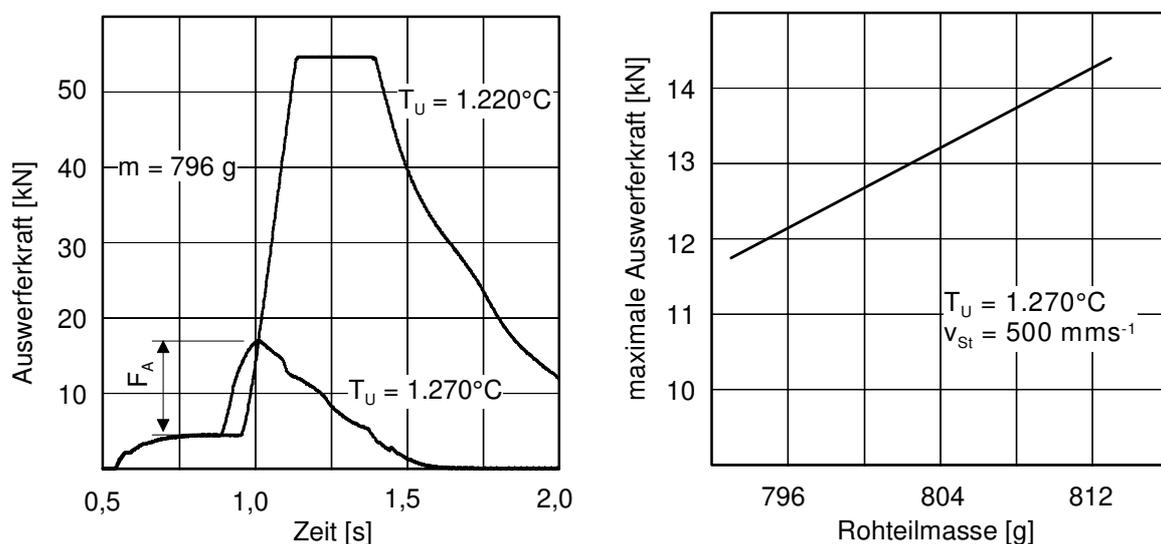


Abb. 8.7: Verhalten der Auswerferkraft bei unterschiedlichen Prozeßeinstellungen

Zu Beginn zeigen beide Verläufe ein identisches Verhalten. Der Druck im hydraulischen Maschinenauswerfer nimmt zu, da der Auswerfer sich nach oben bewegt. Sobald der Auswerfer gegen das Zahnrad fährt, steigt der Druck stark an, da die Haftreibung in der Verzahnung überwunden werden muß. Sind für 1270°C Rohteiltemperatur die Werte noch gering, führt bereits die Reduzierung der Rohteiltemperatur auf 1220°C zu einem extremen Anstieg der Auswerferkräfte. Die auftretenden Betriebsdrücke in der Auswerferhydraulik überstiegen die Grenzwerte der eingesetzten Meßtechnik und konnten daher nicht exakt ermittelt werden. Aufgrund der hohen Belastungen während des Auswerfens traten deshalb geringe Deformationen des Zahnradkörpers auf.

In dieser Deutlichkeit ist der Effekt bei den bisherigen Untersuchungen nicht aufgetreten. Die Ursache könnte in dem verhältnismäßig kleinen Verzahnungsmodul liegen. Hierdurch sind die Zähne sehr filigran und kühlen bereits während der Umformung stark aus. Somit findet keine nennenswerte Schrumpfung nach der

Umformung in den Zähnen statt. Außerdem kann die bei niedrigen Temperaturen geringere Schrumpfung des Zahnradkörpers die elastische Rückfederung des Gesenkes nicht vollständig kompensieren. Auf diese Weise ist während des Auswerfens eine sehr hohe Kontaktspannung zwischen Zahnrad und Matrize zu verzeichnen. Abhilfe könnte ein leicht verzögertes Auswerfen der Zahnräder schaffen.

Für die statistische Auswertung wurde die Differenz zwischen der Kraft im Leerhub und der maximalen Kraft gebildet. Dieser Wert beschreibt die Kraft, die durch die Reibung im verzahnten Gesenk verursacht wird. In Abb. 8.7, rechts, ist zu sehen, daß auch die Zunahme der Rohteilmasse zu einem signifikanten Anstieg der Auswerferkraft führt. Ursache hierfür ist der höhere Gesenkinnendruck am Ende der Umformung.

8.3.2 Einfluß der Parametervariation auf die Qualitätsmerkmale

Die Zahnradbundbreite ist ein Maß für den Abstand der beiden Zahnradstirnseiten voneinander. Da die Stirnseiten von Ober- und Unterstempel des Werkzeugs abgebildet werden, führen Schwankungen in der Belastung dieser Komponenten unweigerlich zu Veränderungen der Bundbreite und erhöhen den anschließenden Zerspanaufwand. Abb. 8.8 gibt Aufschluß über die erreichbaren Genauigkeiten.

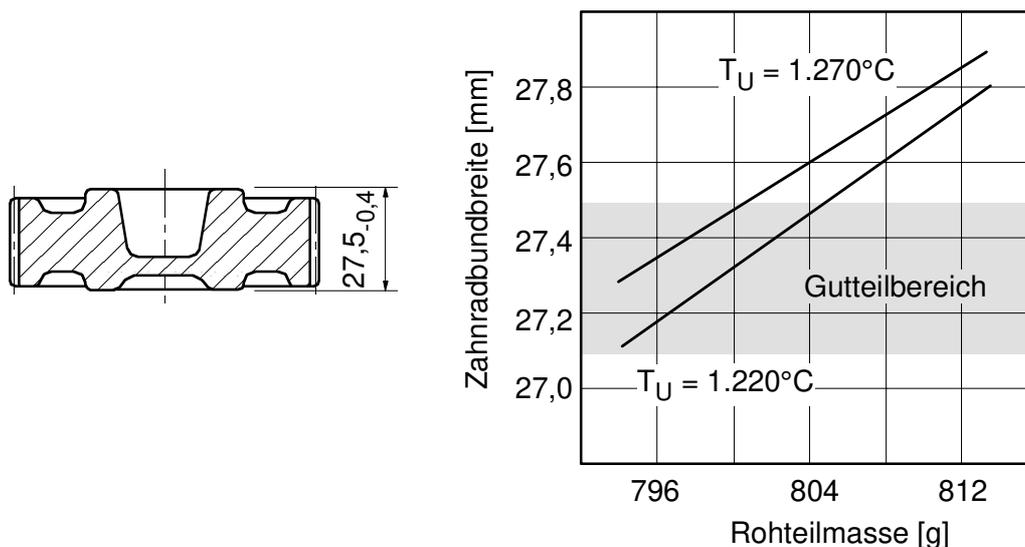


Abb. 8.8: Veränderungen der Zahnradbundbreite bei unterschiedlichen Prozeßparametern

Den deutlichsten Einfluß auf die Bundbreite hat die Rohteilmasse. Dies bestätigt die Ergebnisse aus den Grundlagenuntersuchungen (Abschnitt 6.5.1). Wie bereits bei der Analyse der Umformkräfte führt die Erhöhung der Rohteilmasse und damit des Volumens zu einer verstärkten Auffederung des Werkzeugs. Das Resultat ist eine größere Bundbreite. Ähnlich, allerdings mit geringerem Effekt, wirkt sich auch eine Temperaturerhöhung aus. Den Ergebnissen ist jedoch zu entnehmen, daß bei einer maximalen Einsatzmasse von 800 g mit 1270°C Rohteiltemperatur die Bundbreite innerhalb der Toleranz bleibt.

Da der Kopfkreisdurchmesser nach dem Schmieden nicht mehr bearbeitet werden soll, ist die Einhaltung der geforderten Toleranzen wichtig für die Funktion des Zahnrades. Wie auch schon in anderen Untersuchungen stellte sich die Rohteiltemperatur als entscheidende Einflußgröße für die Genauigkeit des Kopfkreisdurchmessers heraus. Abb. 8.9 ist zu entnehmen, daß die Temperatur des Rohteils zwischen 1245°C und 1270°C betragen muß, um eine einwandfreie Einhaltung der Toleranz zu gewährleisten.

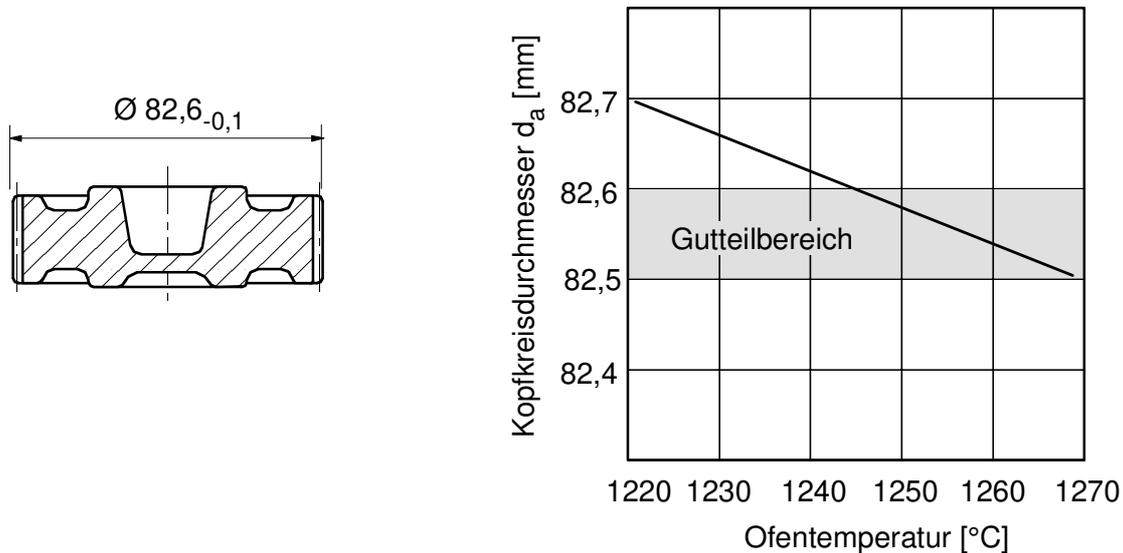


Abb. 8.9: Veränderungen des Kopfkreisdurchmessers bei verschiedenen Temperaturen

Da die Verzahnung nach dem Schmieden und der folgenden Wärmebehandlung noch geschliffen wird, ist die Verteilung und der Betrag des Zerspanaufmaßes für die Wirtschaftlichkeit des Verfahrens von großer Bedeutung. Die folgende Abbildung zeigt Profil- und Flankenlinienmessungen aller Zähne für zwei Zahnräder, die mit 1220°C und 1270°C geschmiedet wurden.

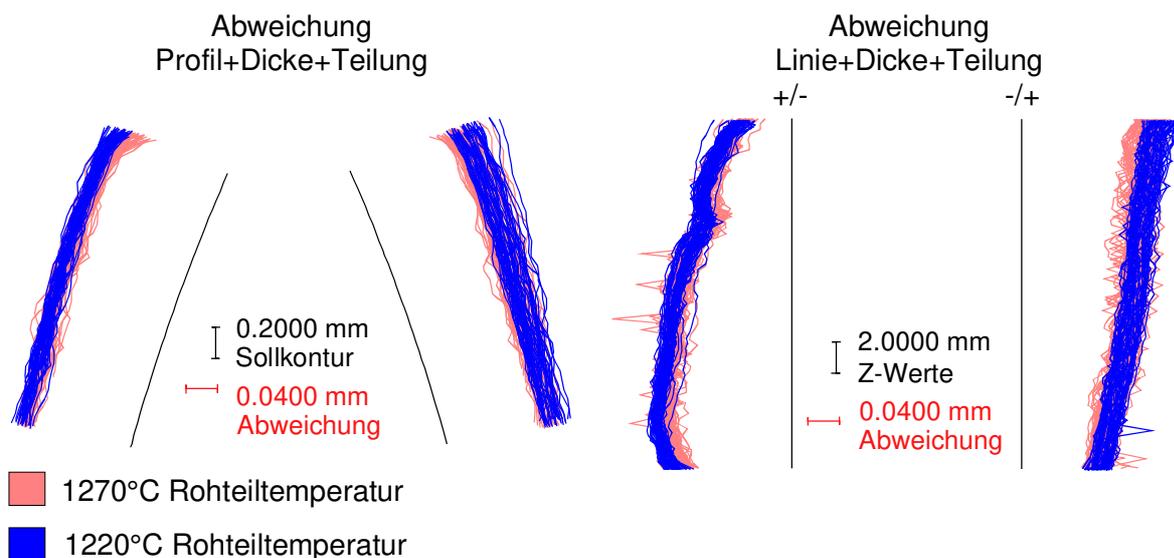


Abb. 8.10: Verzahnungsqualität bei verschiedenen Rohteiltemperaturen

Die größere Schrumpfung des wärmeren Zahnrads führt zu einer geringfügigen Reduzierung des Nachbearbeitungsaufmaßes (siehe auch Kap. 6.7). Allerdings ist das verbleibende Aufmaß mit Beträgen zwischen 0,036 und 0,196 mm jederzeit ausreichend, um die Winkelfehler der Flankenlinie und des Profils zu entfernen. Bei der folgenden Korrektur der Gesenkverzahnung wird jedoch eine weitere Reduzierung des Aufmaßes angestrebt. Die Streuung der einzelnen Zähne untereinander liegt im Bereich von 0,04 - 0,05 mm.

Lochen

Neben der durch die Formgebung erreichbaren Bauteilqualität ist auch bei diesem Verfahren die mögliche Beeinflussung der Verzahnung durch den abschließenden Lochvorgang wichtig für die Beurteilung der Prozeßgüte. Anders als bei den Verfahrensalternativen aus Kap. 7.1 ist es in diesem Falle nicht notwendig, die Bohrung mit einem geringen Hartbearbeitungsaufmaß zu schmieden, da in einem zusätzlichen Weichbearbeitungsschritt noch eine Paßfedernut eingebracht werden muß. Aus diesem Grund wurde die Bohrung mit größeren Entformschrägen vorgeformt. Da sowohl mit Kalt- als auch mit Warmlochen gute Erfahrungen gemacht wurden, sind bei der Erprobung beide Alternativen untersucht worden. Stichprobenmessungen auf der Koordinatenmeßmaschine geben Aufschluß über die Beeinträchtigung der Verzahnungsqualität.

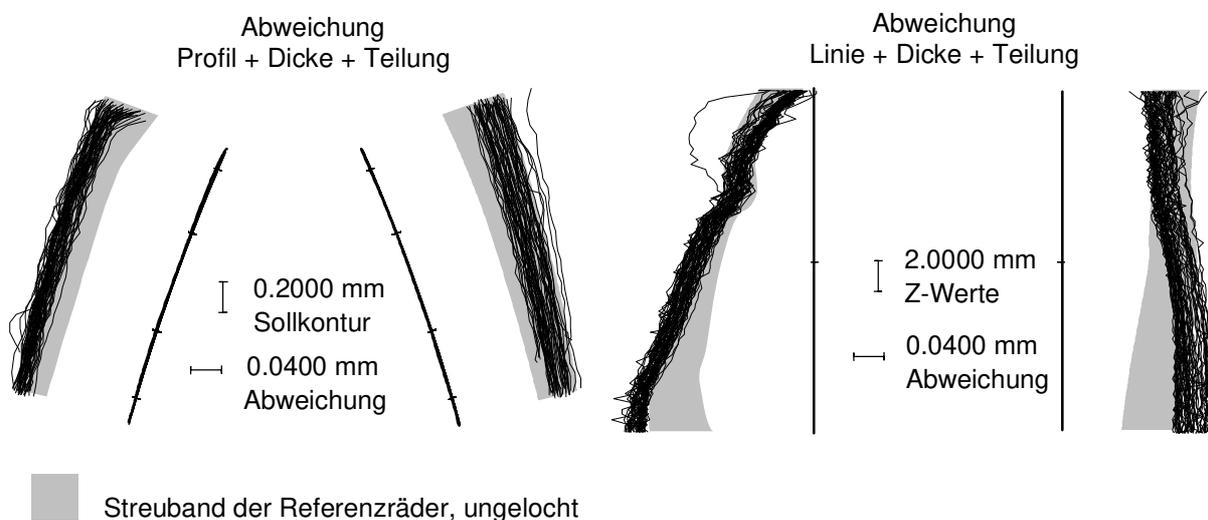


Abb. 8.11: Verzahnungsmessung an einem kaltgelochten Zahnrad

Abbildung 8.11 zeigt die Meßergebnisse für das Kaltlochen. Anders als beim Kaltlochen der LKW-Planetenräder in Kap 7.1.1 ist eine Deformation der Verzahnung im unteren Bereich der Flankenlinie um ca. 40 µm sichtbar. Hervorgerufen wird diese Schädigung offensichtlich durch die für das Kaltlochen ungünstige Kontur der Lochzone. Diese bedingt eine große Scherzone und damit größere Kräfte, die zu einer Verformung des Zahnradgrundkörpers führen (Abb. 8.12).

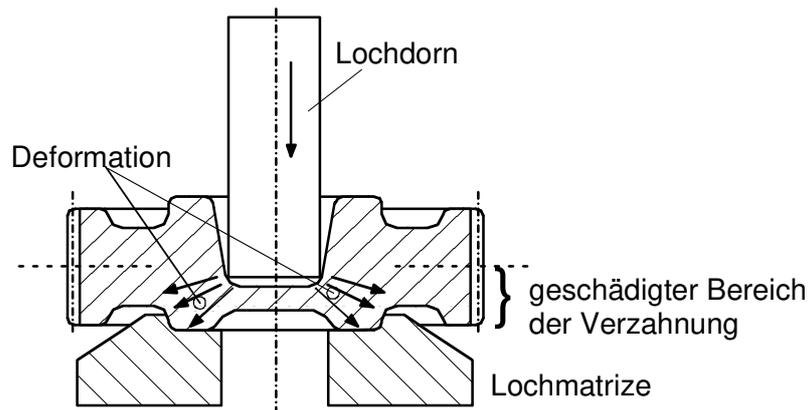


Abb. 8.12: Deformation des Zahnradgrundkörpers durch Kaltlochen

Wesentlich geeigneter für die vorliegende Schmiedestückgeometrie ist das Warmlochen. Wie den Profil- und Flankenlinien-Meßschriften zu entnehmen ist, weichen die Werte nur gering von denen der Referenzräder ab. Lediglich bei drei Zähnen ist auf der linken Zahnseite eine Einschnürung der gemessenen Verläufe im Zahnkopfbereich festzustellen. Dies ist auf das Einschmieden von Verunreinigungen zurückzuführen, die beim Reinigungs-Strahlen des Zahnrades abgeplatzt sind. Es ist jedoch noch genug Material vorhanden, um die Verzahnung sauber zu schleifen.

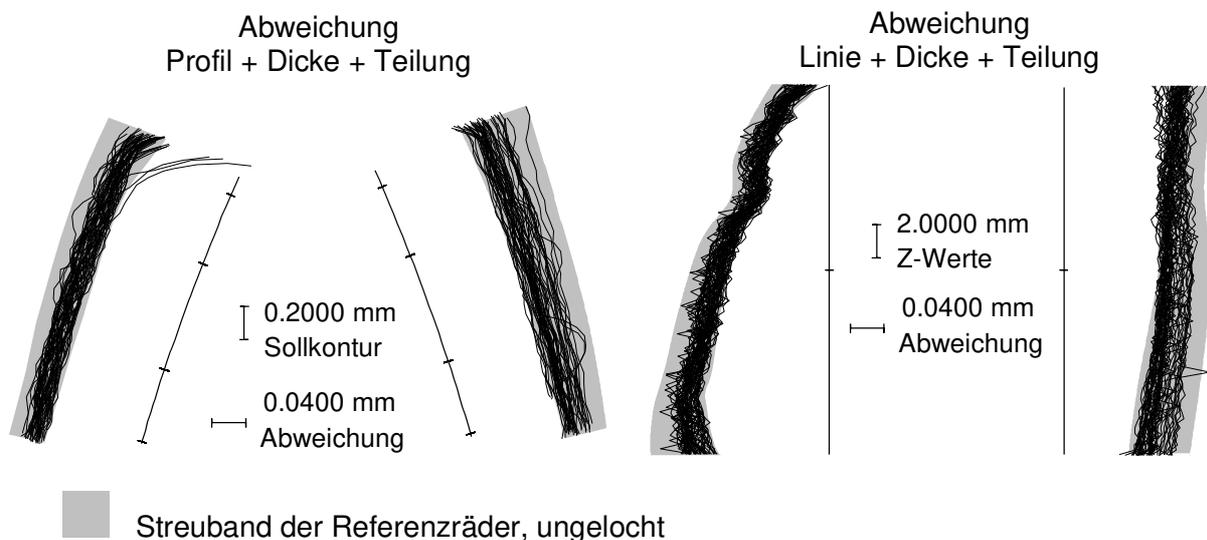


Abb. 8.13. Verzahnungsmessung an einem warmgelochten Zahnrad

8.4 Weiterverarbeitung des geschmiedeten Zahnrades

Nach dem Schmieden wurden die Zahnräder in einem Industrieunternehmen fertig bearbeitet. Dabei durchliefen die geschmiedeten Räder gemeinsam mit den herkömmlichen, gefrästen Zahnrädern die einzelnen Fertigungsschritte. Einziger Unterschied war die Drehbearbeitung der Bohrung. Abb. 8.14 vergleicht das unbearbeitete geschmiedete Zahnrad mit einem einbaufertigen Werkstück.

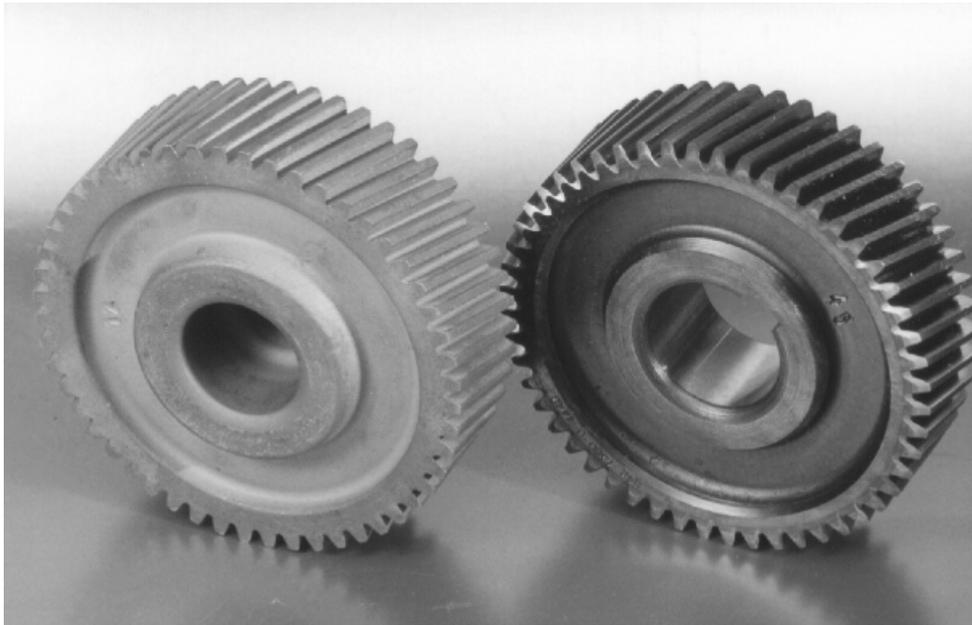


Abb. 8.14: Geschmiedetes Zahnrad, links, und fertig bearbeitetes Zahnrad

Im einzelnen waren folgende weitere Bearbeitungsschritte für die Fertigstellung der geschmiedeten Zahnräder notwendig:

1. Drehen der Bohrung und der Bundflächen,
2. Ziehen der Paßfedernut,
3. Einsatzhärten,
4. Entgraten der Verzahnung (hier nicht notwendig, jedoch durch bestehende Prozeßkette vorgegeben),
5. Schleifen der Bohrung,
6. Schleifen der Verzahnung.

Da bei geschmiedeten Zahnradern, anders als bei abwälzend hergestellten, zerspannten Rädern, die Bohrung des Zahnrades nicht exakt zur Achse der Verzahnung läuft, ist die Erstaufspannung der geschmiedeten Räder bei der Weiterverarbeitung entscheidend für die erzielbare Werkstückqualität. In diesem Fall wurden die Räder im Außendurchmesser im Dreibackenspannfutter der Drehbank mit weichen Backen aufgenommen und die Bohrung bearbeitet. Für die weiteren Bearbeitungsschritte an der Verzahnung konnte dann die Bohrung als Bezugsfläche verwendet werden. Nach jedem Bearbeitungsschritt wurde jeweils eine Stichprobe auf einer Koordinatenmeßmaschine gemessen, um eventuelle Beeinträchtigungen der Verzahnungsqualität zu dokumentieren. Die mittleren Abweichungen von Profil- und Flankenlinienwinkel sowie die mittlere Flankenliniengesamtabweichung, die nach jedem Fertigungsschritt gemessen wurden, sind in Abb. 8.15 dargestellt.

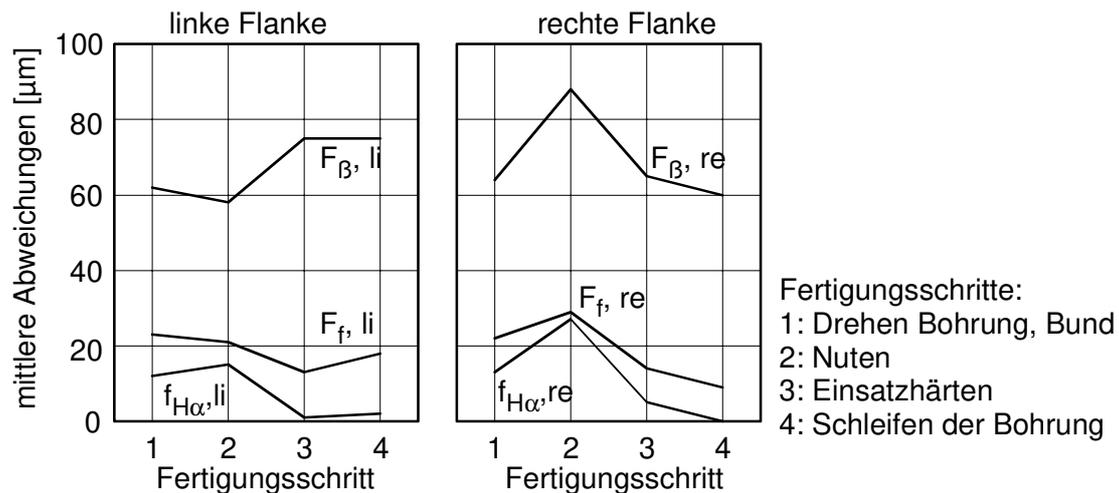


Abb. 8.15: Nach jedem Fertigungsschritt gemessene Qualitätswerte

Es fällt auf, daß das Härten, im Gegensatz zu gefrästen Zahnrädern (laut Aussage des Fertigungsbetriebes), nur zu geringen Formänderungen führt. Dies ist auf den äußerst günstigen Eigenspannungszustand der geschmiedeten Zahnräder zurückzuführen. Nach Aussage des Fertigungsleiters war die gesamte spanende Weiterverarbeitung der geschmiedeten Räder problemlos. Einziger Kompromiß war ein zusätzlicher Schleifgang, da die ersten geschmiedeten Musterteile noch ein zu großes Nachbearbeitungsaufmaß auf der Verzahnung aufwiesen. Dies kann jedoch durch eine entsprechende Korrektur der Matrizenverzahnung kompensiert werden.

8.5 Bewertung der Ergebnisse

Wie die Untersuchungen zeigen, lassen sich auch komplexe Verzahnungen durch Schmieden herstellen und ohne große Umstellungen in bestehende Fertigungsketten integrieren. Um eine konstant hohe Teilequalität zu gewährleisten, müssen allerdings die einflußreichsten Parameter beim Schmieden in engen Grenzen gehalten werden. Für die betrachtete Geometrie ergaben sich zulässige Temperaturschwankungen von ca. $\pm 15^\circ\text{C}$. Masseschwankungen führen zu einer Veränderung der Stirnseitenabstände und können durch das anschließende Drehen der Bundflächen problemlos kompensiert werden. Hier kann aus wirtschaftlichen Gründen eine Masse-Schwankung von $\pm 1\%$ als ausreichend angesehen werden, obwohl geringere Werte technisch möglich sind.

Ein großer Vorteil der Umformtechnik ist die größere Formgebungsmöglichkeit. So konnten ohne Mehraufwand umlaufende Vertiefungen in den Zahnradkörper eingeschmiedet werden, die das Gewicht des geschmiedeten Zahnrades um 10% gegenüber der gefrästen Variante reduzieren.

Entscheidend für den Durchbruch alternativer Fertigungstechnologien sind jedoch Potentiale für mögliche Kostensenkungen. Ein Vergleich der Kosten für die Endbearbeitung der Zahnräder ist in der Abb. 8.16 aufgeführt. Als Grundlage diente hierbei die bereits beschriebene Fertigungskette. Für die Kalkulation des Verzahnungsschleifens wurde die Korrektur der Matrize und somit ein geringeres Bearbeitungsaufmaß berücksichtigt.

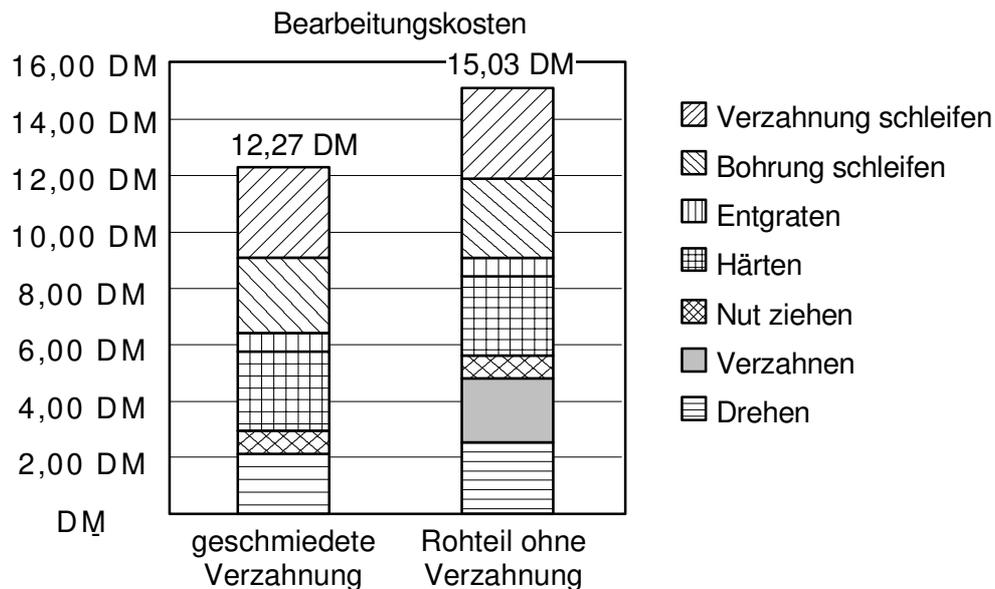


Abb. 8.16: Senkung der Bearbeitungskosten durch geschmiedete Verzahnung

Wie der Darstellung zu entnehmen ist, wird durch das Schmieden der Verzahnung der Aufwand für die Endbearbeitung um 2,76 DM reduziert. Dies entspricht einer Senkung um 18%.

Deutlich größer wird das Kostenpotential bei Zahnrädern mit stark konturierten Stirnseiten, die nur mit großem Zerspanaufwand herzustellen wären. Bei solchen Bauteilen kommen die günstigen Eigenschaften der umformtechnischen Herstellung stärker zur Geltung, da auch komplexe Stirnflächen ohne großen Mehraufwand geschmiedet werden können.

Ein weiterer Aspekt, der auch bei Wirtschaftlichkeitsbetrachtungen mit einbezogen werden muß, ist das Potential, daß durch die höheren Zahnfußdauerfestigkeiten geschmiedeter Verzahnungen entsteht. Dadurch können Getriebe bei gleicher Leistung deutlich kompakter gestaltet werden.

9 Zusammenfassung

Das Präzisionsschmieden hat sich als Sonderverfahren der Warmmassivumformung in den letzten Jahren für die Herstellung komplexer Hochleistungsbauteile etabliert. Aufgrund der großen Formgebungsmöglichkeiten ist dieses Verfahren geeignet, auch feingliedrige Werkstücke mit höchsten Genauigkeitsanforderungen reproduzierbar herzustellen. Hinzu kommen die hervorragenden mechanischen Eigenschaften von Präzisionsschmiedeteilen, die das Verfahren auch für die Herstellung von schrägverzahnten Getrieberädern interessant erscheinen lassen.

Im Rahmen dieser Untersuchung sollte daher der Frage nachgegangen werden, mit welchen Mitteln und unter welchen Bedingungen solche Zahnräder (Abb. 9.1) reproduzierbar geschmiedet werden können.



Abb. 9.1: Im Rahmen der vorliegenden Arbeit geschmiedete Zahnradgeometrien

Die Basis bildeten dabei Grundlagenuntersuchungen, die mit einem bereits erprobten Werkzeugsystem auf einer Kupplungsspindelpresse durchgeführt wurden. Um eindeutige Aussagen zum Prozeßverhalten und der erreichbaren Zahnradqualität treffen zu können, wurden die Versuche mit der Methode der statistischen Versuchsplanung durchgeführt. Als Einflußgrößen wurden die Rohteilmasse, die Rohteiltemperatur, der Rohteilwerkstoff, die Pressenenergie, die Stößelgeschwindigkeit und die Gesenkschmierung ausgewählt. Bei den Zielgrößen wurde zwischen Prozeß- und Bauteilzielgrößen unterschieden. Dabei dienten Umformkraft, Gestellkraft und Auswerferkraft zur Beurteilung des Prozeßverhaltens und der entstehenden Belastungen. Die Qualität der geschmiedeten Zahnräder wurde durch die Messung von Zahnradbundbreite, Zahndickenabweichung, Profilwinkelabweichung und Flankenlinienwinkelabweichung sowie die Ermittlung der Formfüllung beurteilt.

Masseschwankungen der eingesetzten Rohteile beeinflussen die Formfüllung der Gravur und die Prozeßkräfte. Mit zunehmender Rohteilmasse steigen die Umform- und Auswerferkräfte an, gleichzeitig verbessert sich die Formfüllung. Die steigenden Kräfte sind jedoch auch mit einer Zunahme der elastischen Dehnungen im Werkzeug

verbunden. Zur überschlägigen Berechnung dieser Effekte sind entsprechende Modellrechnungen durchgeführt worden.

Die Rohteiltemperatur wirkt sich über thermische Dehnungseffekte im wesentlichen auf die Bauteilmaße aus. Zur Abschätzung dieser Effekte sind Modellrechnungen durchgeführt worden, welche die Veränderung der axialen Bauteilabmessungen und des Bearbeitungsaufmaßes auf den Zahnflanken beschreiben.

Die Stößelgeschwindigkeit beeinflusst über die Druckberührzeit den Temperaturhaushalt während der Umformung. Beim Präzisionsschmieden sind hohe Stößelgeschwindigkeiten und damit kurze Druckberührzeiten anzustreben. Auf diese Weise wird der Wärmeübergang vom warmen Werkstück in das Werkzeug minimiert.

Da bei den Untersuchungen eine Kupplungsspindelpresse eingesetzt wurde, konnte auch der Einfluß der Pressenenergie bestimmt werden. Bei diesem Maschinenprinzip wird überschüssige Energie in Prallflächen aufgenommen. Darum führen Energieschwankungen dort zu unterschiedlichen mechanischen Belastungen. Die resultierenden Effekte sind z. T. mit denen schwankender Rohteilmassen vergleichbar.

Die Schmierung verändert den Stofffluß während der Umformung. Eine ausreichende Gesenkschmierung reduziert darüber hinaus auch die Auswerferkräfte und senkt so die mechanische Belastung von Zahnrad und Gesenk während des Auswerfens.

Der Zahnradwerkstoff bestimmt über den Wärmeausdehnungskoeffizienten die Volumenzunahme des Rohteils bei der Erwärmung sowie die Schrumpfung des Zahnrades nach dem Schmieden. Es konnte festgestellt werden, daß Zahnräder aus C 60 gegenüber solchen aus 16 MnCr 5 um ca. 15% stärker schrumpfen.

Aufbauend auf den Grundlagenuntersuchungen wurden weitere Verfahrensalternativen entwickelt und erprobt. Im Vordergrund standen hierbei Bestrebungen, durch den Einsatz von massivem Rundhalbzeug als Ausgangsmaterial die Wirtschaftlichkeit des Präzisionsschmiedens maßgeblich zu erhöhen. Am Beispiel des Schmiedens von Planetenrädern wurde das Verfahrensprinzip Napfformstauchen realisiert. Durch eine Verfahrenskombination aus Napfformstauchen und Querfließpressen wurde in einer Operation geschertes Rundhalbzeug zu Zylinderrädern verschmiedet. Beide Verfahren benötigen zum Erzeugen der Bohrung ein abschließendes Lochen, wobei sowohl Kalt- als auch Warmlochen untersucht wurden. Durch die zusätzliche Lochoperation konnte in beiden Fällen keine Beeinträchtigung der Verzahnungsqualität festgestellt werden.

Umgesetzt wurden die gewonnenen Erkenntnisse in Zusammenarbeit mit Partnern aus der Industrie. Ziel war die Realisierung einer alternativen Prozeßkette zur Herstellung von schrägverzahnten Getrieberädern auf Basis des Präzisionsschmiedens. Dazu wurde ein Schmiedeprozeß mit den drei Operationen Stauchen, Fertigschmieden und Lochen mit Erfolg eingesetzt. Bei der anschließenden Fertigbearbeitung der geschmiedeten Räder ergaben sich keine Probleme. Eine Analyse der Fertigungskosten durch den Getriebehersteller ergab eine Senkung der spanenden Fertigungskosten von 18% bei Verwendung geschmiedeter Zahnräder. Zudem konnten die geschmiedeten Zahnräder um 10% leichter ausgeführt werden.

Weitere Vorteile versprechen Ansätze zur Steigerung der Matrizen-Standmengen unter Verwendung keramischer Werkzeugeinsätze oder durch neuartige Werkzeugstähle.

10 Literaturverzeichnis

- [1] Vieregge, K.: Die deutsche Schmiedeindustrie im Wettbewerb. VDI Berichte Nr. 1382, 1998 S. 1-11
- [2] Adlof, W.: Substitution mit Schmiedeteilen. VDI Berichte Nr. 1382, 1998 S. 161-181
- [3] N. N.: Gesenkschmiedeindustrie 1998: Absatz- und Beschäftigungslage zufriedenstellend. Schmiede-Journal September 1998 S. 41
- [4] Tsuchida, Y.; Inoue, T.; Nakajima, K.; Hosoi, Y.: Contribution to the environmental issues by controlling hot deformation processes in steel development for fossil power generation. Proceedings of the International Workshop on Environmental and Economic Issues in Metal Processing, Nov. 25-27, 1998 Nara, Japan S. 65-73
- [5] Tsukamoto, R.; Sakurai, H.: Environmental issues and technological development on automobile manufacturing. Proceedings of the International Workshop on Environmental and Economic Issues in Metal Processing, Nov. 25-27, 1998 Nara, Japan S. 167-183
- [6] Wegner, K.-W.: Werkstoffentwicklung für Schmiedeteile im Automobilbau. ATZ Automobiltechnische Zeitschrift 100 (1998) 12, S. 3-15
- [7] Müller, F.F.: Schmieden, kontrollierte Kraft für höchste Präzision. VDI-Nachrichten 16. April 1999 Nr. 15, S. 9
- [8] B.J.: Schmiedeprodukte für die Automobilindustrie. Ingenieur-Werkstoffe 6 (1997), Nr. 2 – Juni, S. 30-31
- [9] Adlof, W.: Radführende Pkw-Teile sind am Markt sehr umkämpft. Schmiede-Journal September 1994, S. 15-16
- [10] Heeß, K.; Söffge, F.: Leichtbau mit Aluminium am Beispiel der Fahrwerke des Porsche Boxster und 911. VDI-Berichte Nr. 1382, 1998, S. 71-89
- [11] Peddinghaus, J.: Geschmiedete Fahrwerksbauteile, Konkurrenzsituation und Entwicklungspotentiale. WB Werkstatt und Betrieb Jahrg. 132 (1999) 6, S. 16-18
- [12] Breuer, H.-W.: Leichtbau mit Stahl: Im Pkw-Fahrwerk Leichtbau oder Wunschdenken. Schmiede-Journal September 1998, S.6-8
- [13] N.N.: VW – Vertikale Werkzeugmaschinen. Maschine + Werkzeug 5/98, S. 39-43
- [14] Samanta, K.S.: Helical Gear: A Novel Method of Manufacturing it. Proceedings of the 4th North American Metalworking Research Conference, 1976, Tagungsband S. 199-205
- [15] König, W.; Steffens, K.; Hofmann, H.-W.: Zahnräder durch Fließpressen fertigen. Industrie-Anzeiger 26, 1985 S. 14-16

- [16] Hofmann, H.-W.: Vorverzahnung durch Fließpressen. VDI-Tagung: Herstellen von Zahnrädern und verzahnten Werkstücken, Düsseldorf (1986) S. 50-58
- [17] Hofmann, H.-W.: Einfluß der Verzahnungsgeometrie auf die erreichbare Qualität beim Fließpressen von Zahnrädern. Industrie-Anzeiger 91/1986 S. 46-47
- [18] König, W.; Koll, W.: Kaltfließpressen schrägverzahnter Evolventenstirnräder. VDI-Z 133 (1991) Nr. 12 – Dezember S. 43-49
- [19] Dohmann, F.; Laufer, M.: Kaltfließpressen von Schrägverzahnungen. Draht 40 (1989), Teil 1: Heft 5, S. 405-409, Teil 2: Heft 6, S. 484-487
- [20] Dohmann, F.; Laufer, M.; Fu, M.: Vorverzerrung steigert Qualität. Maschinenmarkt 96 (1990) Nr. 16, S. 31-36
- [21] Dohmann, F.; Lüttel, N.: Einfluß der Reibung auf die Qualität fließgepreßter Verzahnungen. Maschinenmarkt Würzburg 101 (1995) 4, S. 20-23
- [22] Dohmann, F.; Lüttel, N.: Kontaktflächenausbildung beim Verzahnungspressen. Umformtechnik 29 (1995) 3, S. 153-157
- [23] Jütte, F.; Sonnenberg, M.: Fließpressen von Mehrfachverzahnungen. Umformtechnik 1/97 S. 26-29
- [24] Jütte, F.: Aktive Matrize zur Prozeßregelung in der Umformtechnik. Umformtechnik 27 (1993) 3, S. 207-210
- [25] Choi, J.; Cho, H.; Kwon, H.: A New Extrusion Process for Helical Gears: Experimental Study. Journal of Materials Processing Technology 44 (1994) S. 35-53
- [26] Choi, J.C.; Choi, Y.; Hur, K.D.; Kim, C.H.: A Study on the Forging of Spur Gears. International Journal of Mechanical Science, Vol. 38 Nr. 12, 1996, S. 1333-1347
- [27] Choi, J.C.; Choi, Y.; Tak, S.J.: The Forging of Helical Gears (I): Experiments and Upper-Bound Analysis. International Journal of Mechanical Science, Vol. 40 No. 4, 1998, S. 325-337
- [28] Kondo, K.: Developments of New Precision Cold Die Forging Processes. Advanced Technology of Plasticity 1984, Vol. II, S. 878-887
- [29] Osakada, K.; Wang, X.; Hanami, S.: Precision forging process with axially driven container. Journal of Materials Processing Technology 71 (1997) S. 105-112
- [30] Osakada, K.; Wang, X.; Hanami, S.: Precision forging of spline by flashless die forging with axially driven die. Annals of the CIRP Vol. 46/1/1997 S. 209-212
- [31] Kondo, K.; Ohoga, K.: Precision cold die forging of a ring gear by divided flow method. Int. J. Mach. Tools Manufact. Vol. 35, Nr. 8, 1995, S. 1105-1113

- [32] Nakano, T.: Modern applications of complex forming and multi-action forming in cold forging. *Journal of Materials Processing Technology* 46 (1994) S. 201-226
- [33] Ishinaga, N.: An advanced press design for cold forging. *Journal of Materials Processing Technology* 71 (1997) S. 100-104
- [34] Lange, K.: Some aspects of the development of cold forging to a high-tech precision technology. *Journal of Materials Processing Technology* 1992, 35, S. 245-257
- [35] Lange, K.: Optimized cold forging of helical gears by FEM-simulation. *Proceedings of the 9th International Cold Forging Congress, Solihul, UK, 22.-26. May 1995* S. 283-289
- [36] Schmieder, F.: Beitrag zur Fertigung von schrägverzahnten Stirnrädern durch Querfließpressen. *Berichte aus dem Institut für Umformtechnik Nr.118*, Springer-Verlag, Berlin, 1993
- [37] Szentmihályi, V.: Beitrag der Prozeßsimulation zur Entwicklung komplexer Umformteile. *Berichte aus dem Institut für Umformtechnik Nr.121*, Springer-Verlag, Berlin, 1994
- [38] Schmöckel, D.; Kübert, M.: Urformen und Umformen von Zahnrädern. *Werkstatt und Betrieb* 115 (1982) 6 S. 405-411
- [39] Geiger, R.; Hänsel, M.: Fließpreßtechnik 1990 in Europa, Anwendungen, Stand der Technik, Entwicklungen. *VDI-Berichte Nr. 810*, 1990 S. 297-336
- [40] Jehle, R.: Zwei Starterritzeln in sechs Sekunden. *Werkstatt und Betrieb* 130 (197) 3, S. 124-126
- [41] Geiger, R.; Hänsel, M.: Net-Shape-Umformung, *Umformtechnik* 29 (1995) 4, S. 218-224
- [42] Feldmann, H.-D.: Kaltmassivumformung. *VDI-Z* 138 (1996), Nr. 1/2 - Januar/Februar S. 66-72
- [43] Abdul, N.A.; Dean, T.A.: An analysis of the forging of spur gear forms. *Int. J. Mach. Tool Des. Res.* Vol. 26 1986 No. 2, S.113-123
- [44] Kobjakowskij, N.F.; Sorochoy, G.D.; Sogrisin, J.P.: Erfahrungen beim Schmieden von Stirnrädern mit fertigen Zähnen mit einem Hochgeschwindigkeitshammer, Deutsche Übersetzung aus: *Kuznecnostampovocnoe proizvodvo*, Nr. 8, 1967, S. 11-13
- [45] Wojik, K.: Der systematische Weg zum Schmiedeteil. *Der Konstrukteur*, 12 (1981) Heft 12, S. 36-45
- [46] Adams, B.: Verfahren und Fertigungssystem zum Präzisionsschmieden von Zylinderrädern. *Dissertation Universität Hannover*, 1990
- [47] Adams, B.: Präzisionsschmieden von Zahnrädern mit integrierter Randschichthärtung. *Schmiede-Journal* September 1990, S. 26

- [48] Doege, E.; Adams, B.: Wirtschaftliche Zahnradfertigung durch Präzisionsschmieden. In Tagungsband zum 13. Umformtechnischen Kolloquium Hannover. HFF-Bericht Nr. 11, 14.-15.03.1993, S. 7/1-7/10
- [49] Doege, E.; Westerkamp, C.: Economical Manufacturing of Gearwheels by Near Net Shape Forging. Transactions of the North American Research Institution of SME 1993, S. 327-334
- [50] Doege, E.; Thalemann, J.; Westerkamp, C.: Präzisionsschmieden von Zahnrädern. wt - Produktion und Management, 85 (1995), S. 85-89
- [51] Behrens, B.A.: Entwicklung eines automatisierten Präzisionsschmiedeprozesses mit integrierter Qualitätsprüfung. Dissertation Universität Hannover, 1997
- [52] Gallade, U.; Fleischer, H.: Verfahrenstechnische und wirtschaftliche Aspekte beim Gratlos- und Präzisionsschmieden. In Tagungsband zum 14. Umformtechnischen Kolloquium Hannover. HFF-Bericht Nr. 12, 17.-18.03.1993, S. 8/1-8/21
- [53] Fritch, R.: Forging produces Net Shape Gears, Power Transmission Design 3 (1990) S. 15-16
- [54] N.N.: Wir formen den Fortschritt. Firmenschrift der Fa. Thyssen Umformtechnik GmbH, Remscheid, 3/91
- [55] Lindner, H.: Präzisionsschmieden. Werkstatt und Betrieb 116 (1983) 10, S. 605-609
- [56] N.N.: Forging ahead into the 21st century. Firmenschrift der Fa. Presrite Corporation, Cleveland Ohio, 1991
- [57] Douglas, J.R.; Kuhlmann, D.: Guidelines for Precision Hot Forging with Applications. Proceedings of the 4th International Precision Forging Conference, 12.-14. Okt. 1998 Columbus, Ohio
- [58] N.N.: Weiterentwicklung beim Präzisionsschmieden, Schmiede-Journal März 1996, S. 25
- [59] N.N.: Präzisionsgeschmiedete Rücklaufräder, Funktions- und Gestaltungsvorteile, Firmenschrift der Fa. Thyssen Umformtechnik GmbH, Remscheid, 4/97,
- [60] N.N.: Forge par Extrusion a Froid et a Mi-Chaud. Firmenschrift der Fa. Amis, Montlucon Frankreich
- [61] Pischel, H.: Pulverschmieden hochbeanspruchter Bauteile für Anwendungen in unterschiedlichen Bereichen der Technik. Werkstatt und Betrieb 120 (1987) 7, S. 571-576
- [62] Whittaker, D.: Powder metallurgy for gear production: current status and potential future trends. Materials & Design Vol. 12 No. 2 April 1991, S. 97-100

- [63] König, W.; Röber, G.: Pulverschmieden von Zahnrädern in Schichtverbundtechnik. *Industrie-Anzeiger* 57/58/1990 S. 18-20
- [64] König, W.; Saljé, H.; Röber, G.: Tragfähigkeit pulvergeschmiedeter Zahnräder. *Industrie-Anzeiger* 25/26/1988, S. 16-20
- [65] Vossen, K.: Pulverschmieden von gerad- und schrägverzahnten Zylinderrädern - Verfahrenstechnologie und Bauteilverhalten. Dissertation Universität Aachen 1987
- [66] König, W.; Leube, H.; Vossen, K.: Qualität und Bauteilverhalten pulvergeschmiedeter Zahnräder. *Industrie-Anzeiger* 91/1986, S. 36-38
- [67] Vossen, K.: Verfahrenstechnologie beim Pulverschmieden und ihre Auswirkungen auf das Tragfähigkeitsverhalten. Bericht über die 24. Arbeitstagung Zahnrad- und Getriebeuntersuchungen 25./26. Mai 1983, Aachen
- [68] Lindner, H. Pulverschmieden, ein Präzisionsumformverfahren. *Werkstatt und Betrieb* 117 (1994) 2, S.103-106
- [69] Mages, W.: Vorteilhafte Anwendung neuzeitlicher Umformverfahren in der Zahnrad- und Getriebefertigung. *VDI-Bericht* 332 (1979), S. 97-106
- [70] Bartsch, G.: Kaltprofilgewalzte Zylinderräder für Leistungsgetriebe - Untersuchungen zur Technologie und zum Bauteilverhalten. Dissertation RWTH Aachen 1986
- [71] König, W.; Weck, M.; Leube, H.; Bartsch, G.: Kaltprofilgewalzte und spanend gefertigte Zahnräder - Ein Tragfähigkeitsvergleich. *Industrie-Anzeiger* 91/1986, S. 31-35
- [72] Witt, S.; Haats, J.: Präzisionsschmieden. *VDI-Berichte* Nr. 1137, 1994, S. 171-190
- [73] Xie, T.: Development of precision forged gear technology in China. International Conference on Forging and Related Technology, ICFT '98, Birmingham, 27./28. April 1998, Tagungsband S. 323-333
- [74] Lehnhoff, T.F.; Chen, H.; Ardayfio, D.D.: Surface Durability of Forged and Machined Steel Gears. *ASME paper* 83-DE-6, 1983
- [75] Westerkamp, C.; Weißmann, G.: Präzisionsumformung - eine Schlüsseltechnologie für die Antriebstechnik. *VDI-Z* 139 (1997), Nr. 9 - September, S. 72-74
- [76] Gutmann, P.: Precision Formed Powertrain Components. Proceedings of the 4th International Precision Forging Conference, 12.-14. Okt. 1998, Columbus, Ohio
- [77] Adlof, W.: Schmiedeteile im Fahrzeugbau. *Umformtechnik* 4/98, S. 20 - 22
- [78] Barnreiter, K.; Eichberg, O.: Leichtbaumaßnahmen am manuellen Schaltgetriebe Audi B80. *ATZ/MTZ Sonderausgabe zum Audi A6*, S. 74-82, Verlegerbeilage der Zeitschrift *ATZ* 3/1997

- [79] Weissmann, G.; Hammersen, H.: Präzisionsschmieden - die wirtschaftliche Herstellung von einbaufertigen Verzahnungen und komplexen Formelementen. *Automobil-Industrie* 2/82, S. 197-204
- [80] N.N.: Präzisionsgeschmiedete Achswellen-Kegelräder für Sperrdifferentialle. *Firmenschrift der Fa. Thyssen Umformtechnik GmbH, Remscheid, 8/97*
- [81] Roth, K.; Tsai, S.-J.: Evolventenzahnräder für alle Achslagen. *Konstruktion* 550 (1998) H.11/12, S. 21-28
- [82] Kremmer, M.; Naas, J.; Philipsenburg, H.-J.: Formoptimierung von Pkw-Getriebeverzahnungen durch Simulation mit biologischer Designfindung. *Antriebstechnik* 37 (1998) Nr. 7, S. 34-37
- [83] Höhn, B.-R.: Gestaltung von Verzahnungsgeometrien für die Umformtechnik. *Umformtechnisches Kolloquium Darmstadt 1997, Tagungsband S. 223 - 233*
- [84] Koll, W.: Kaltfließpressen von Bauteilen mit Verzahnungen. *Dissertation RWTH Aachen, 1990*
- [85] Doege, E.; Polley, W.: Neuere Forschungsergebnisse auf der Schwelle zur industriellen Nutzung. In *Tagungsband zum 14. Umformtechnischen Kolloquium Hannover. HFF-Bericht Nr. 12, 17.-18.03.1993, S. 6/1-6/21*
- [86] Wobker, H.-G.; Brunner, G.: Hartfeinbearbeitung präzisionsgeschmiedeter Zahnräder. *Technica* 20/95, S. 16-23
- [87] Karpuschewski, B.; Falkenberg, Y.: Verkürzung technologischer Prozeßketten. *Technica* 13/14/96, S. 27-33
- [88] Thalemann, J.: Ohne Span, mit dem Präzisionsschmieden lassen sich endkonturnahe Bauteile herstellen. *Maschinenmarkt, Würzburg* 100 (1994) 20, S. 20-22
- [89] König, W.; Lennartz, J.: Fertigungsfolge Fließpressen - Zerspanen. *VDI-Z* 135 (1993), Nr. 3 März, S. 73-78
- [90] Hayashi, M.; Iwama, T.: Current Trends in Automotive Forging Industry. *Proceedings of the 3rd International Cold and Warm Forging Technology Conference. 07.-09.10.1996 Columbus, Ohio*
- [91] Bartsch, G.: Anforderungen an umformtechnische Zahnradfertigungs-verfahren aus der Sicht des Getriebebaus, in: *Neuere Entwicklungen in der Massivumformung, Fellbach 06.-07.06.89 Tagungsband S. 2/1-2/10*
- [92] Fili, W.: Form kontra Schneide: Kombination statt Konfrontation der Technologien rechnet sich. *Industrieanzeiger* 8/98, S. 32-35
- [93] Haferkamp, H.; Bach, F.-W.; Niemeyer, M.; Breuer, M.: Prozeßintegriertes Härten ermöglicht automatische Herstellung von Präzisionsschmiedeteilen. *Maschinenmarkt, Würzburg* 105 (1999) 16, S. 128-130
- [94] Niemeyer, F.: Beitrag zur Wärmebehandlung von Zahnrädern durch flüssige und gasförmige Abschreckmedien, *Dissertation Universität Hannover 1997*

- [95] Dean, T.A.: Concepts & practice in precision forging. Proceedings of the 7th International Cold Forging Conference, Birmingham UK (1985) S. 15-23
- [96] Tuncer, C.; Dean, T.A.: Precision forging hollow parts in novel dies. Journal of Mechanical Working Technology, 16 (1988) S. 39-50
- [97] Dean, T.A.: Precision forging practice. Sheet Metal Industries April 1988, S. 182-184
- [98] Sadghi, M.H.; Dean, T.A.: The ejection of precision-forged straight and helical spur gear forms. Journal of Materials Processing Technology, 31 (1992) S. 147-160
- [99] Eyercioglu, Ö.; Dean, T.A.: Design and manufacture of precision gear forging dies. In International Conference and Exhibition on Design and Production of Dies and Molds, Istanbul, Türkei, 1997, Tagungsband S. 311-316
- [100] Hoguchi, T.: Device for and method of forging a helical gear. EP 0 581 483 A1
- [101] Kusada, S.: Warm forging device of gear. JP 1092750
- [102] Hoguchi, T.: Device for forging a helical gear. EP 0 584 907 A2
- [103] Doege, E.; Adams, B.: Verfahren und Vorrichtung zum Schmieden von Zahnrädern. DE 3743231 vom 19.12.87
- [104] Doege, E.; Adams, B.: Verfahren und Vorrichtung zum Schmieden von schrägverzahnten Zahnrädern. DE 3915969 A1 vom 17.05.89
- [105] Westerkamp, C.: Präzisionsschmieden verzahnter Antriebselemente am Beispiel schrägverzahnter Zahnräder. Dissertation Universität Hannover 1996
- [106] Doege, E.; Westerkamp, C.; Wiarda, M.; Nägele, H.: Präzisionsumformtechnik auf dem Weg zur Herstellung schrägverzahnter Zylinderräder. Schmiede-Journal September 1994, S. 24-25
- [107] Doege, E. Westerkamp, C.: Economical manufacturing of gearwheels by near net shape forging. In: Transactions of the north american research institution of SME 1993, Volume XXI, S. 327-334, Oklahoma, USA
- [108] Doege, E.; Thalemann, J.; Westerkamp, C.: Präzisionsschmieden von Zahnrädern, wt-Produktion und Management 85 (1995), S. 85-89
- [109] Doege, E.; Adams, B.; Hartke, G.: Verfahren und Vorrichtung zur Herstellung von Kegelrädern. DE 3701703 A1 vom 22.01.87
- [110] Doege, E., Behrens, B.-A., Wiarda, M.: Verkürzte Prozeßketten durch das Präzisionsschmieden von Zahnrädern - Auswirkungen auf die konventionelle Schmiedetechnik. Tagungsband: 15. Umformtechnisches Kolloquium Hannover 1996 S. 257 - 278
- [111] Pfeiffer, T.: Qualitätsmanagement – Strategien, Methoden, Techniken. Carl Hanser Verlag München, Wien 1994

- [112] Scheffler, E.: Einführung in die Praxis der statistischen Versuchsplanung. VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig 1974
- [113] Spenhoff, E.: Prozeßsicherheit durch statistische Versuchsplanung in Forschung, Entwicklung und Produktion. gfmt Verlags KG, München 1991
- [114] Bronstein, I. N.; Semendjajew, K. A.: Taschenbuch der Mathematik. Verlag Harri Deutsch, Thun und Frankfurt/Main 1989
- [115] N.N.: Präzisions-Ablängen ermöglicht Präzisionsschmieden. Umformtechnik 30 (1996) 3, S. 160-163
- [116] Gieck, K.+R.: Technische Formelsammlung. Gieck Verlag, Germering 1989
- [117] Doege, E.; Meyer-Nolkemper, H.; Saeed, I.: Fliesskurvenatlas metallischer Werkstoffe. Hanser-Verlag München, Wien 1986
- [118] Paland, E.-G.: Technisches Taschenbuch. Hrsg. INA Wälzlager Schaeffler oHG Herzogenaurach 1998
- [119] Landolt-Börnstein – Zahlenwerte und Funktionen aus Physik, Chemie, Astronomie, Geophysik und Technik. IV. Band Technik, 4. Teil Wärmetechnik, Springer-Verlag Berlin, Heidelberg, New York 1967
- [120] Romanowski, C.: Verschleißminderung an Schmiedegesenken mittels keramischer Werkstoffe. Dissertation Universität Hannover 1998

Lebenslauf

Persönliches:

Name: Rüdiger Bohnsack
Geburtsdatum: 03.07.1967
Geburtsort: Bad Gandersheim
Staatsangehörigkeit: deutsch
Familienstand: verheiratet mit Anja Bohnsack, geb. Klotz

Schulbildung:

1973 -1977 Grundschule in Dankelsheim
1977 -1979 Orientierungsstufe, Bad Gandersheim
1979 -1986 Gymnasium, Bad Gandersheim,
Abiturzeugnis vom 11.06.1986

Zivildienst:

09/1986 - 04/1988 Jugendherberge Northeim

Studium:

10/1988 - 05/1995 Maschinenbau an der Universität Hannover,
Fachrichtung Konstruktion und Entwicklung,
Diplomzeugnis vom 19.05.1995

Praktika:

Metallverarbeitung Hecht, Kreiensen
ContiTech AG, Northeim
Polygram Manufacturing & Distribution Centres GmbH,
Langenhagen

Beruf:

01/1992 - 06/1995 wissenschaftliche Hilfskraft am Institut für Umformtechnik
und Umformmaschinen (IFUM) der Universität Hannover
07/1995 – 09/1999 Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für
Umformtechnik und Umformmaschinen (IFUM) der
Universität Hannover
seit 01.10.1999 Mitarbeiter der Robert Bosch GmbH in Schwieberdingen