

Entwicklung eines Werkzeugsystems zur Fertigung gelochter Präzisionsschmiedestücke

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

Dipl.-Ing. André Flüb
geboren am 1. März 1969 in Oelde

1. Referent: Prof. Dr.-Ing. E. Doege

2. Referent: Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. mult. H. K. Tönshoff

Tag der Promotion: 12.11.2002

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am *IPH* – Institut für Integrierte Produktion Hannover gGmbH.

Herrn Prof. Dr.-Ing. E. Doege, dem geschäftsführenden Gesellschafter des *IPH* und Leiter des Instituts für Umformtechnik und Umformmaschinen der Universität Hannover, danke ich für die fachliche Unterstützung und Förderung meiner Arbeit.

Ebenso danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. mult. H. K. Tönshoff, Leiter des Instituts für Fertigungstechnik und Spanende Werkzeugmaschinen der Universität Hannover und geschäftsführender Gesellschafter des *IPH*, für die Übernahme des Koreferates und das damit entgegengebrachte Interesse an dieser Thematik. Herrn Prof. Dr.-Ing. E. Reithmeier danke ich für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission.

Weiterhin gilt mein Dank den Kollegen aus der Abteilung Prozesstechnik für die kollegiale und fachliche Unterstützung. Hervorheben möchte ich Herrn Dipl.-Ing. Jörg Kohlstette, der aufgrund seines Engagements während der jahrelangen gemeinsamen Projektarbeit und den hilfreichen fachlichen Diskussionen wesentlich zum Gelingen dieser Arbeit beitrug.

Ein ganz besonderer Dank gilt meinen Eltern, die meinen beruflichen Werdegang ermöglichten und mir jegliche Unterstützung gaben, meiner Schwester Simone für die jederzeit aufmunternden Worte und die tatkräftige Unterstützung sowie Bettina für die zugestandenen Freiräume.

Dortmund, im November 2002

André Fließ

Abstract

Im Rahmen dieser Arbeit wird am Beispiel einer Schraubenschlüsselgeometrie ein Werkzeugsystem zur schmiedetechnischen Fertigung gelochter, gratloser Präzisionsbauteile vorgestellt. Dazu wird der Lochprozess in ein bestehendes Präzisionsschmiedewerkzeug der Fertigformung integriert. Das neue Konzept realisiert den Formgebungs- und Lochprozess gleichzeitig in einem Maschinenhub und ist auf konventionellen, einfachwirkenden Umformmaschinen einsetzbar.

Die gelochten Bauteilbereiche stellen hinsichtlich werkstückspezifischer Formtoleranzen und Oberflächenqualitäten einbaufertige Funktionsflächen dar, so dass durch die Einsparung des separaten Lochprozesses sowie durch die Reduzierung der spanenden Fertigbearbeitung der gelochten Bereiche neue Potenziale zur Kostenreduzierung erschlossen werden. Neben der Ausweitung der einbaufertig schmiedbaren Funktionsflächen wurde zugleich die Kenntnis über das gratlos präzisionsschmiedbare Bauteilspektrum bezüglich flacher Geometrien erweitert.

The core of this thesis is the presentation of an innovative tool system for producing punched and flashless wrenches by forging. To achieve this aim the punching process was integrated in a final forming tool concept for flashless precision forging. The most important feature of the invented tool system is to forge and punch in one stroke of the forming machine. Furthermore the tool system can be installed on conventional, mechanical and single-sided machines without using any external kind of actuations.

The surface of the punched areas of the wrenches meet the specific requirements of a ready-to-mount surface. Because of the elimination of an additional, separated punching process and the decrease of the required finish-machining due to the achieved shape tolerance and surface quality, new impetus was given to shorten the process chain and thus to minimise the production costs. In addition to the demonstrated expansion into forging ready-to-mount and complex surfaces the knowledge about the producibility of flat and long work pieces by flashless precision forging was increased.

Schlagwörter

Präzisionsschmieden, Lochprozess, Werkzeugsystem

precision forging, punching process, tool system

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Ausgangssituation	3
2.1	Situation der deutschen Gesenkschmieden	3
2.2	Verfahren des Gesenkschmiedens	5
2.2.1	Gesenkschmieden mit Grat	5
2.2.2	Gesenkschmieden ohne Grat	6
2.2.3	Präzisionsschmieden	9
2.2.4	Gratloses Präzisionsschmieden	11
2.2.4.1	Allgemeine Gestaltung der Stadienfolge	13
2.2.4.2	Werkzeugkonzept der Fertigformung	15
3	Entwicklungsbedarf	17
4	Stand der Kenntnisse	18
4.1	Lochen und Abgraten von Schmiedestücken	18
4.1.1	Verfahrensbeschreibung	18
4.1.2	Reduzierung des Bearbeitungsaufmaßes	22
4.2	Schmiedetechnische Fertigung von Durchgangsbohrungen	26
5	Zielsetzung und Vorgehensweise	31
6	Stadienfolge des präzisionsgeschmiedeten Schraubenschlüssels	33
7	Entwicklung des kombinierten Umform-/Lochwerkzeuges	37
7.1	Werkzeugaufbau	38
7.1.1	Aufbau des Oberwerkzeuges	39
7.1.2	Aufbau des Unterwerkzeuges	39
7.2	Funktionselement Gasdruckfeder	40
7.2.1	Bauart konventionelle Gasdruckfeder	41
7.2.2	Bauart steuerbare Gasdruckfeder	42
7.3	Werkzeugkinematik	43
8	Erprobung des Werkzeugsystems	54
8.1	Versuchsanordnung und -durchführung	54
8.1.1	Umformmaschine	55

8.1.2	Messtechnische Erfassung der Umformkräfte und Kinematik	55
8.1.3	Versuchsablauf	55
8.2	Analyse des Lochprozesses	56
8.2.1	Analyse der Werkzeugkinematik	58
8.2.1.1	Optimierung der Werkzeugkinematik	58
8.2.1.2	Darstellung der Werkzeugkinematik	59
8.2.2	Spiegeldicken in Abhängigkeit des Gasfülldruckes	62
8.2.2.1	Versuchsgeometrie Ringbereich	63
8.2.2.2	Versuchsgeometrie Maulbereich	64
8.2.3	Prozesskräfte in Abhängigkeit des Gasfülldruckes	66
8.2.4	Spiegeldicke während des Lochvorganges	75
8.2.5	Einfluss der Zwischenformmasse	77
8.2.5.1	Erhöhung der Zwischenformmasse	78
8.2.5.2	Kompensation von Masseschwankungen	79
9	Versuchsauswertung	82
9.1	Beurteilung des gelochten Schmiedestückbereiches	82
9.1.1	Oberflächenzustand	82
9.1.2	Profilformtoleranz	90
9.1.3	Faserverlauf	93
9.1.4	Stirngrat	94
9.2	Beurteilung des Verschleißverhaltens	98
9.3	Abschlussbetrachtung	105
10	Empfehlungen für den Praxiseinsatz	109
10.1	Einstellung der Prozessparameter	109
10.2	Werkzeugaufbau bei mehreren auszulochenden Bauteilbereichen	110
10.3	Auslegung wichtiger Werkzeugfunktionen	111
10.3.1	Vorgehensweise zur Berechnung der Gegenkraft des Unterstempels	112
10.3.2	Vorgehensweise zur Berechnung der Gesenkschließkraft	119
11	Zusammenfassung	122
12	Literaturverzeichnis	125

1 Einleitung

Die Etablierung des Gesenkschmiedens als industriell bedeutendes Fertigungsverfahren basiert auf der hohen Produktivität des Verfahrens und den hervorragenden statischen und dynamischen Festigkeitseigenschaften gesenkgeschmiedeter Bauteile.

In einem Teilgebiet seines Anwendungsbereiches jedoch befindet sich das traditionelle Stahlschmiedestück zunehmend in einem Substitutionswettbewerb mit Produkten sowohl konkurrierender Fertigungsverfahren als auch Konstruktionswerkstoffen. Da aufgrund der Bauteileigenschaften, der Prozesssicherheit sowie der guten Prüfbarkeit die technische Überlegenheit von Schmiedestücken unangefochten ist, erfolgt die Entscheidung zugunsten eines konkurrierenden Fertigungsverfahrens oder Werkstoffes hauptsächlich auf Basis wirtschaftlicher Aspekte. Beispiele für diesen Substitutionsdruck aufgrund wirtschaftlicher Überlegungen sind insbesondere im Automobilbau zu finden. Angesichts erheblich reduzierter Bearbeitungsaufmaße wurde hier die kontinuierliche Umstellung von geschmiedeten Getriebewellen auf ein Kaltfließpressteil oder von geschmiedeten Fahrwerkskomponenten auf den Aluminium-Kokillenguss vorgenommen. Im Gegenzug stellen Schwenklager als frühere Sphärogussteile und Querlenker als frühere Blech-/Schweißkonstruktionen zwei repräsentative Beispiele für die Substitution zum Schmiedestück dar. Ausschlaggebende Faktoren waren aufgrund des begrenzten Einbauraumes technische Aspekte wie die erreichbare hohe Festigkeit und Geometriekomplexität sowie vereinfachte Qualitätssicherung durch den Entfall der zuvor erforderlichen Schweißnahtprüfung [1, 2].

Zusätzlich zum Substitutionswettbewerb erfordert der internationale Konkurrenz- und Preisdruck von den Schmieden eine Produktivitäts- und Leistungssteigerung durch die optimale Verwendung von Einsatzfaktoren wie Rohstoff und Energie sowie die konsequente Ausnutzung der Produktivitätspotenziale des Gesenkschmiedens. Somit ist für die Schmiedeunternehmen die Kostenreduzierung bei der Herstellung ein zentrales Thema. Ein praktizierter und erfolgreicher Lösungsansatz wird mit der Einführung innovativer Produktionstechnologien und -anlagen zur stetigen Erhöhung der Wirtschaftlichkeit beschränkt [3].

Die wirtschaftliche Fertigung eines Schmiedestückes ist aber nicht gleichbedeutend mit niedrigen Stückkosten des Schmiedeteiles. Vielmehr sind auch Aspekte wie komplexere Bauteilformen, höhere Maßgenauigkeiten und Oberflächengüten, eine verringerte Fertigungstiefe der Abnehmerindustrie oder kurzfristige Lieferbereitschaft zu berücksichtigen [1]. All dies führt trotz steigender Stückkosten des Schmiedeteiles letztendlich zu einer höheren Wirtschaftlichkeit des Endproduktes. Vor diesem Hintergrund ist die Entwicklung einer „Präzisionsschmiedetechnik“ als Near-net-shape-Verfahren zu sehen, mit dem die Herstellung nahezu einbaufertiger Bauteile durch das Gesenkschmieden oder zumindest die Verkürzung der Prozesskette durch

Reduzierung nachfolgender spanender Fertigbearbeitungsschritte ermöglicht wurde. Die derzeit industriell etablierten Präzisionsschmiedeverfahren haben ihre Potenziale zur Steigerung der Wirtschaftlichkeit in der Fertigung unter Beweis gestellt und einen erheblichen Beitrag zur Erhaltung der Konkurrenzfähigkeit deutscher Schmieden geleistet. Diese Konkurrenzfähigkeit spiegelt sich in einem Lieferanteil auf europäischer bzw. weltweiter Ebene von ca. 50 % bzw. 10 % für das Jahr 2000 wider [3].

Am Institut für Umformtechnik und Umformmaschinen der Universität Hannover (IFUM) wurde ein innovatives Werkzeugkonzept zum gratlosen Präzisionsschmieden von rotationssymmetrischen Bauteilen entwickelt und für unterschiedliche verzahnte Bauteile erfolgreich getestet. Auf Basis dieses Werkzeugkonzeptes wurde am IPH-Institut für Integrierte Produktion Hannover gGmbH am Beispiel einer Pkw-Pleuelgeometrie erstmalig die Übertragbarkeit des gratlosen Präzisionsschmiedens auf Langteile, d.h. Bauteile mit ausgeprägter Längsachse, nachgewiesen. Das grundlegende Werkzeugkonzept der Fertigformung basiert auf dem Eindringen von Umformstempeln in den geschlossenen Gravurhohlraum, d.h. der zeitlichen Trennung der Vorgänge „Gesenk schließen“ und „Umformung“. Die erforderliche Relativbewegung zwischen den Umformstempeln und den Gesenken wird durch eine maschinenseitige Entkopplung der Gesenke erreicht. Dieser Werkzeugaufbau erfüllt angesichts der hohen Massenkonzanz der Schmiedestücke sowie der flexiblen Einsetzbarkeit auf konventionellen, einfach wirkenden mechanischen Pressen die Grundvoraussetzungen für den industriellen Einsatz.

Verfahrensbedingt weisen die derart hergestellten Schmiedestücke im Bereich der Stirnfläche der Umformstempel einen Innengrat als so genannten „Spiegel“ auf. Dieser Spiegel ist durch einen zusätzlichen Fertigungsschritt auszulochen. Im Anschluss an diesen Lochprozess sind zur Einstellung definierter, bauteilspezifischer Maßgenauigkeiten und Oberflächengüten des Lochbereiches meist spanende Fertigbearbeitungen erforderlich.

Hier schließt die vorliegende Arbeit an, deren Inhalte im Rahmen der Übertragung des gratlosen Präzisionsschmiedens auf ein flach ausgeprägtes Langteil am Beispiel eines Handwerkzeuges entstanden. Im Vordergrund stand die Kostenreduzierung, basierend auf einer maximalen Verkürzung der Prozesskette durch Einsparung von Fertigungsschritten. Daraus ergab sich als Zielsetzung der Arbeit die Entwicklung eines Werkzeugsystems zur schmiedetechnischen Fertigung von durchgehenden Hohlräumen mit hohen Maßgenauigkeiten und Oberflächengüten in gratlosen Präzisionsbauteilen. Dementsprechend wird sowohl durch die Einsparung des separaten Lochprozesses als auch durch die Reduzierung der erforderlichen spanenden Fertigbearbeitung der Durchgangsbereiche ein Beitrag geleistet, für das gratlose Präzisionsschmieden neue Potenziale zur Kostenreduzierung zu erschließen.

2 Ausgangssituation

2.1 Situation der deutschen Gesenkschmieden

Die deutsche Gesenkschmiedeindustrie ist eine typisch mittelständisch geprägte Zulieferindustrie mit ca. 120 Betrieben, die überwiegend in Nordrhein-Westfalen (70 %) und Baden-Württemberg (13 %) ansässig sind. Die Gesamtzahl der Beschäftigten lag im Jahr 2000 bei durchschnittlich 16.000. Etwa 44 % dieser Betriebe beschäftigen weniger als 50 Mitarbeiter, lediglich 12 % bzw. 8 % mehr als 200 bzw. 400 Mitarbeiter [4].

Anfang der 90er Jahre des letzten Jahrhunderts war der Absatzmarkt für Schmiedestücke ausgeglichen, d.h., auf die Hauptabnehmerbranchen Maschinenbau, Pkw-Industrie und Nutzfahrzeugbau sowie deren System- und Komponentenhersteller entfiel jeweils ein Anteil von 20 % des Absatzes. Im Jahr 1999 hingegen verschoben sich die Marktanteile mit ca. 71 % auf die Fahrzeugindustrie und deren Systemlieferanten (**Bild 2–1**), wobei das Gesamtvolumen im Zeitraum 1993 bis 1999 um über 40 % auf 970.000 t gesteigert werden konnte [3]. Im Jahresvergleich 2000/1999 erfolgte nochmals eine Steigerung um 11,3 % auf 1,08 Mio. t, wobei der Export mit 276.000 t (25,6 %) wesentlich zu dieser Entwicklung beitrug [3, 5].

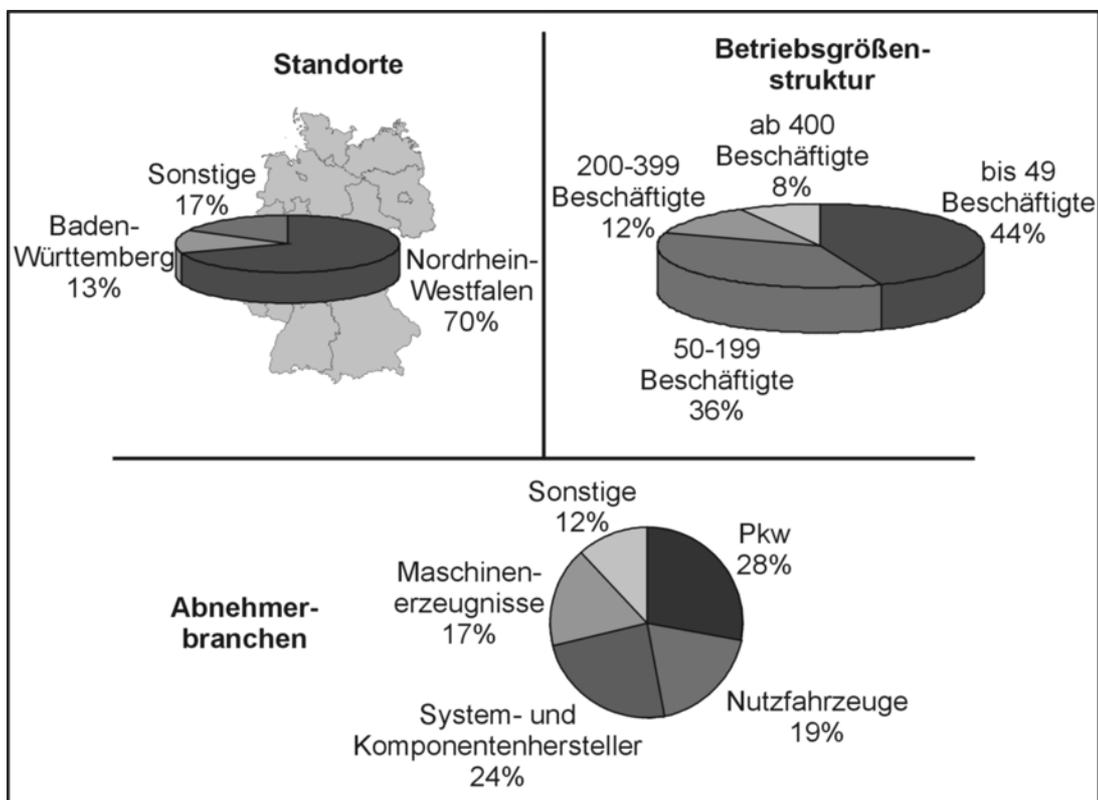


Bild 2–1: Statistische Angaben zur deutschen Gesenkschmiedeindustrie

Der Erfolg des Schmiedestücks basiert auch auf der Kooperation mit verbundenen Partnerindustrien. Ein klassisches Beispiel ist die Entwicklung von AFP-Stählen (Ausscheidungs-härtende, Ferritisch-Perlitische Stähle), die angesichts der Kosteneinsparungen durch eine prozessintegrierte Wärmebehandlung eine erhebliche wirtschaftliche Bedeutung erlangten. In der Pleuefertigung ermöglichte die Entwicklung bruchtrennfähiger Stahlsorten die Substitution diverser spanender, kostenintensiver Bearbeitungsschritte durch einen einzigen Bruchtrennprozess [6].

Trotz der Innovationskraft und guten Absatzlage ist die Kosten-Preis-Problematik bei steigenden Qualitätsanforderungen weiterhin die wichtigste Herausforderung für die Zukunft der Schmieden. Ausgelöst durch den Substitutionswettbewerb und den internationalen Konkurrenzdruck sanken die erzielten Preise für Schmiedestücke seit dem Jahr 1985 insgesamt um ca. 5 %. Zeitgleich war eine Kostensteigerung um ca. 37 % zu verzeichnen [7]. Maßgeblich mitbestimmt wurde diese Entwicklung durch die marktbeherrschende Automobilindustrie, die den eigenen Kostendruck an die Schmieden weitergab. Angesichts des traditionell hohen Zerspanaufwandes bei Schmiedestücken der Antriebstechnik hat hier die Präzisionsumformung und speziell das Präzisionsschmieden seine Ursprünge und gilt seitdem als Schlüsseltechnologie in diesem Bauteilsegment. Präzisionsgeschmiedete Differenzial-Kegelräder, die heute weltweit nahezu an allen Achsen moderner Nutzfahrzeuge eingesetzt werden, stellen dabei den klassischen Anwendungsfall für den erfolgreichen Einsatz dieser Technologie dar. Aufbauend auf den hierbei gesammelten Erfahrungen wurden neue Anwendungsgebiete erschlossen [8].

Aber auch im Zuge der fortschreitenden Arbeitsteilung zwischen Schmiede und Abnehmer werden die Schmieden mit der Forderung nach einbaufertigen Bauteilen konfrontiert. Dies wird derzeit noch zu einem großen Teil durch kostenintensive Zerspanoperationen realisiert. Während Anfang der 90er Jahre des letzten Jahrhunderts durchschnittlich 10 % der Schmiedestücke spanend bearbeitet wurden, lag dieser Anteil 1999 bereits bei ca. 20 %. Somit ist für die Schmieden auch das Thema „Ausweitung der Fertigungstiefe“ relevant. Über die mechanische Bearbeitung hinaus werden sich die Schmieden in verstärktem Maße auch mit der Fertigung vollständiger Komponenten und Module beschäftigen müssen. Für das Zulieferunternehmen Schmiede bedeutet dies eine stetige Wandlung vom Lieferanten einfacher Bauteile zum Lieferanten komplexer Baugruppen und zum kompetenten Entwicklungspartner [3, 9].

Innerhalb dieser aktuellen Entwicklungen bietet das Präzisionsschmieden mit seiner Zielsetzung der schmiedetechnischen Herstellung einbaufertiger Bauteile durch eine stetige Weiterentwicklung auch zukünftig beachtliches Potenzial zur Kostenreduzierung in der Fertigung. Mögliche Ansätze hierfür, die im Rahmen dieser Arbeit verfolgt werden, sind die zusätzliche Integration

von Fertigungsschritten in den Formgebungsprozess und die Erweiterung sowohl des präzisions-schmiedbaren Bauteilspektrums als auch der präzisions-schmiedbaren Bauteilflächen.

2.2 Verfahren des Gesenkschmiedens

Die nachfolgend dargestellten Gesenkschmiedeverfahren spiegeln die Entwicklung dieser Technologie mit der Zielsetzung einer verbesserten Werkstoffausnutzung und der Herstellung von endkonturnahen Schmiedestücken wider.

2.2.1 Gesenkschmieden mit Grat

Gemäß DIN 8580 wird der Begriff des Gesenkschmiedens als Fertigen durch bildsames oder plastisches Ändern der Form eines festen Körpers nach Erwärmung auf seine Umformtemperatur oberhalb der Rekristallisationstemperatur definiert. Sowohl die Masse als auch der Werkstoffzusammenhalt werden beibehalten. Das Gesenkschmieden erfolgt unter Druck, den die Umformmaschine über das eigentliche formgebende, meist zweiteilige Gesenk auf das erwärmte Rohteil ausübt (**Bild 2–2**). Das Oberwerkzeug bewegt sich in der Regel in vertikaler Richtung auf das Unterwerkzeug zu. Das Rohteil verändert dabei seine Form und nähert sich der Gesenkform, d.h. dem Gravurhohlraum, an. Beim Gesenkschmieden mit Grat fließt das überschüssige Material des Rohteiles in den Gratspalt. Dieser Gratspalt stellt ein Fließhindernis dar, so dass die resultierende Druckerhöhung im Gesenk die Hohlform vollständig füllt. Der Außengrat ist abschließend durch das „Abgraten“ zu entfernen [10]. Durch das „Lochen“ werden die Innengrate zur Fertigung von durchgehenden Hohlräumen im Schmiedestück entfernt.

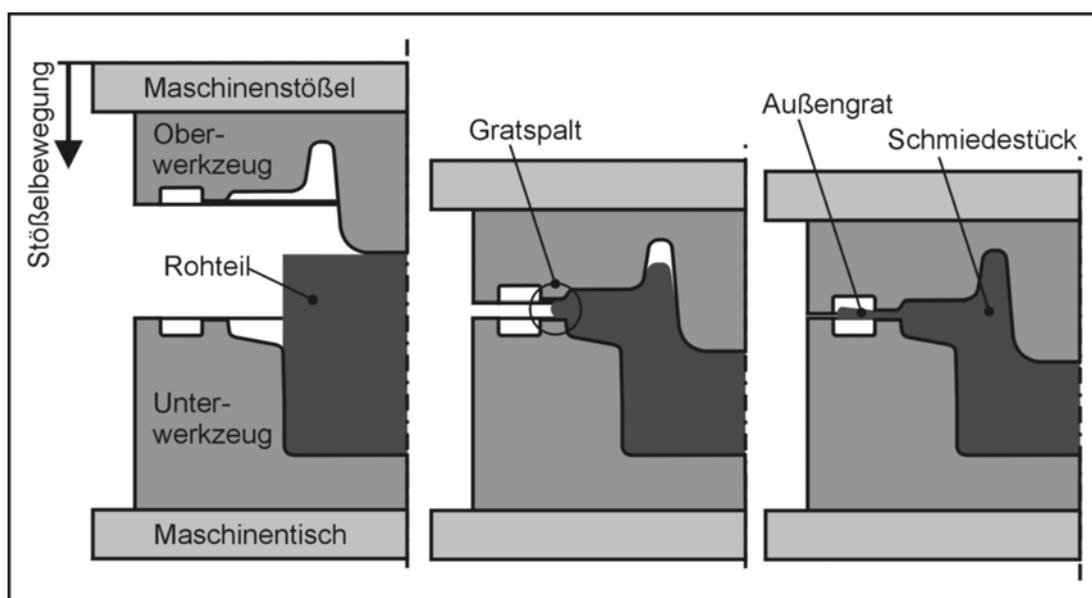


Bild 2–2: Prinzip des Gesenkschmiedens mit Grat

Als abbildendes Verfahren sind mit dem Gesenkschmieden hohe Stückleistungen realisierbar. Dementsprechend liegt eine hervorragende Eignung zur wirtschaftlichen Fertigung von Massenteilen vor [11]. Des Weiteren zeichnen sich Gesenkschmiedestücke durch ein homogenes, porenfreies Knetgefüge aus. Die Möglichkeit zur Anpassung des Faserverlaufes an die auftretenden Betriebsbeanspruchungen des Bauteiles gewährleistet ein hohes Maß an Betriebssicherheit, so dass hoch beanspruchte Sicherheitsbauteile z.B. im Fahrzeug- und Flugzeugbau bislang unangefochtene Anwendungsbereiche von Schmiedestücken darstellen. Auch das derzeit verfügbare Spektrum an schmiedbaren Stählen, Leicht- und Schwermetallen sowie Nichtmetallen, die Verbindung mit einer integrierten thermomechanischen Behandlung und die herstellbaren Stückgewichte von wenigen Gramm bis zu mehreren 100 kg begründen die bedeutende Stellung des Gesenkschmiedens in der Fertigungstechnik.

2.2.2 Gesenkschmieden ohne Grat

Als Gesenkschmieden ohne Grat wird die Umformung in geschlossenen Werkzeugen bezeichnet, aus denen während der Formgebung kein Werkstoff austreten kann. Somit ist die gratlose Umformung das wirksamste Verfahren zur Einsparung der Ressourcen Rohmaterial und Energie zum Erwärmen. Auch der Wegfall des Abgratprozesses hat an den vorhandenen Potenzialen zur Kostenreduzierung einen großen Anteil. **Bild 2–3** stellt die grundlegenden Werkzeugkonzepte für das Schmieden in geschlossenen Werkzeugen dar [12, 13].

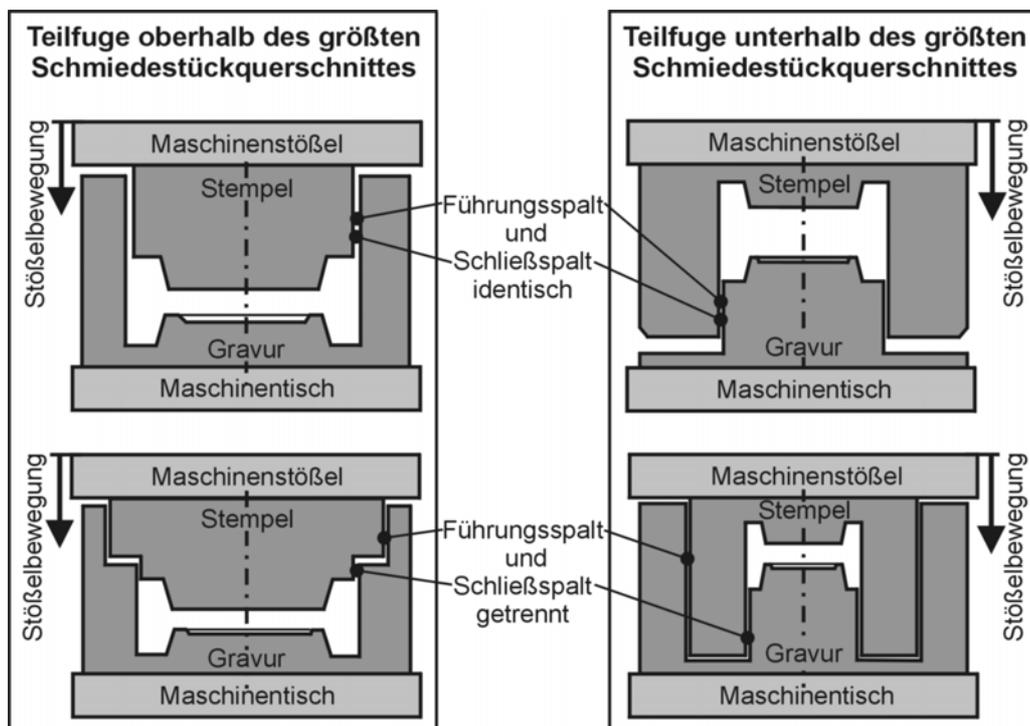


Bild 2–3: Grundlegende Werkzeugkonzepte zum Gesenkschmieden ohne Grat

Unterschieden wird hinsichtlich der Lage der Teilfuge zum größten Schmiedestückquerschnitt sowie der Funktion dieser Teilfuge als Schließ- und/oder Führungsspalt. Der Schließspalt dichtet den Gravurhohlraum ab und verhindert ein Austreten des Schmiedematerials während der Formfüllung, der Führungsspalt hingegen zentriert den Oberstempel und die Untergravur und gewährleistet somit die Maß- und Geometriegenauigkeit des Schmiedestückes.

An das Gesenkschmieden ohne Grat werden nachfolgend aufgeführte Anforderungen gestellt:

Erforderlich ist eine Anpassung des Volumens der erwärmten Ausgangs- bzw. Zwischenform an die Endgravur. Mögliche Alternativen stellen die Massedosierung beim Trennen, das Zwischenabgraten oder die werkzeugseitige Integration von Ausgleichsräumen in der Endgravur dar (**Bild 2–4**). Diese Ausgleichsräume nehmen die überschüssigen Masseschwankungen erst nach vollständiger Formfüllung des Gravurhohlraumes auf. Da sich die Geometrie des Schmiedestückes im Bereich dieser Ausgleichsräume in Abhängigkeit des Masseüberschusses ausbildet, erfolgt die Anordnung in Werkstückbereichen, die entweder nachfolgend bearbeitet oder entfernt werden. Derartige Bereiche sind beispielsweise auszulochende Bauteilbereiche.

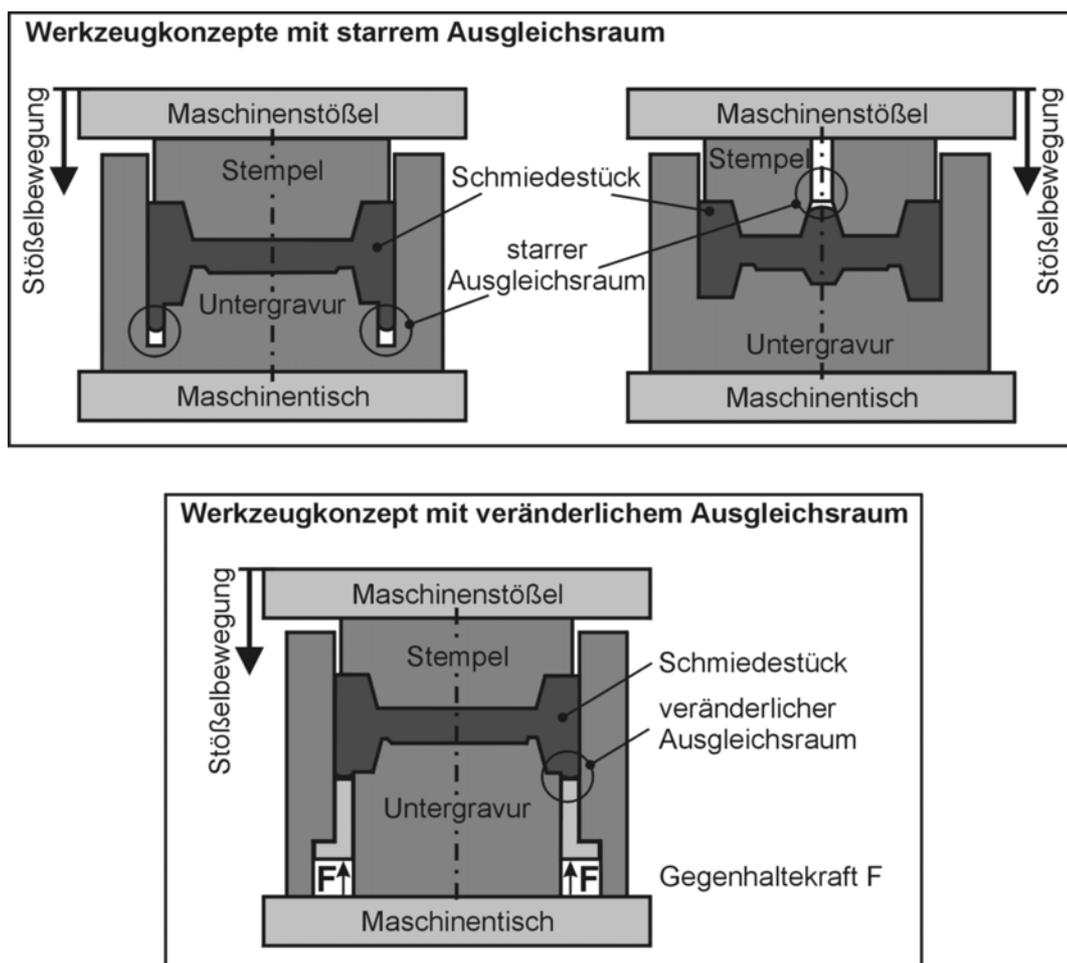


Bild 2–4: Anordnung und Gestaltung von Ausgleichsräumen in geschlossenen Werkzeugen

Sind keine Ausgleichsräume vorhanden, beträgt die zulässige Gewichtsabweichung bauteilabhängig ca. 0,5 bis 2 %. Zur Einstellung der geeigneten Massenverteilung ist zudem eine exakte Anpassung der Querschnitte von Zwischenform und Endgravur erforderlich, deren Achse senkrecht zur Umformrichtung liegt.

Aufgrund des Fehlens von überschüssigem Material in der Endgravur kann ein lokaler Masseüberschuss oder -mangel nicht bzw. lediglich durch hohe Umformkräfte ausgeglichen werden. Vor diesem Hintergrund ist ebenfalls eine exakte Positionierung der Zwischenform in der Endgravur zu gewährleisten. Eine exakte Massenverteilung verkürzt zudem die zur Formfüllung der Endgravur notwendigen Fließwege. Somit wirken sich die reduzierten Druckberührzeiten von Werkstück und Gravur verschleißmindernd aus.

Aufgrund des Aufbaus von geschlossenen Werkzeugen kann während der Formgebung Material in den Spalt zwischen Stempel und Hohlform einfließen. Diese Bildung des so genannten Stirngrates ist durch eine geeignete Zwischenformung zur Abstimmung der Fließvorgänge unbedingt zu vermeiden, d.h., der Materialfluss in der Gravur ist so zu planen, dass die Beaufschlagung des Spaltes mit Material erst in der Stößelendlage erfolgt oder gänzlich vermieden wird [12, 13, 14, 15].

Die hauptsächlichen Vorteile des gratlosen Schmiedens sind Rohmaterialeinsparungen im Bereich von 10 bis 30 % der Einsatzmasse und der Entfall des Abgratprozesses. Dadurch entfällt u.U. das wegen unzureichender Schnittflächengüte der Abgratnaht für viele dynamisch beanspruchte Schmiedestücke vorgeschriebene Längverschleifen der Gratnaht. Vergleichbar mit dem konventionellen Schmieden steht jedoch diesen Vorteilen mit der Streuung der Dickenmaße des Schmiedestückes ein wesentlicher Nachteil gegenüber [13]. Entscheidend hierfür ist die jeweilige Endlage des Maschinenstößels und somit des Oberwerkzeuges. Diese Endlage bildet sich in Abhängigkeit des maschinenspezifischen Kippungs- und Versatzverhaltens aus und beeinflusst daher das Dickenprofil des Schmiedestückes.

Aufgrund der technologisch anspruchsvollen Voraussetzungen für eine gratlose Umformung ist das Bauteilspektrum hauptsächlich auf scheibenförmige, rotationssymmetrische Geometrien beschränkt, die durch eine einstufige Formgebung hergestellt werden können. Das Bauteilspektrum umfasst beispielsweise Kugelnaben, Tripoden und Tripodenglocken. Die Bauteilgruppen der Kardankreuze und Kegelradgetriebe repräsentieren zugleich die erste Generation gratlos geschmiedeter Bauteile, deren Herstellung Mitte der 70er bzw. Anfang der 80er Jahre des letzten Jahrhunderts vom konventionellen auf das gratlose Schmieden umgestellt wurde [16].

Das gratlose Schmieden wurde anfangs auf speziellen, meist hydraulischen Pressen mit mehreren Wirkrichtungen realisiert. Aufgrund der pressenspezifisch geringen Produktivität infolge

niedriger Arbeitsgeschwindigkeiten und der resultierenden Probleme wie lange, verschleißfördernde Druckberührzeiten wurden jedoch frühzeitig innovative Werkzeugkonzepte für den Einsatz auf schnellen mechanischen Pressen entwickelt. Aus Japan sind beispielsweise verschiedene Konzepte mit integrierter Kurvenscheibe oder Zahnstange und Ritzel bekannt [16]. Zunehmend orientieren sich auch die Pressenhersteller an den Forderungen der Schmiedeindustrie nach produktiven Maschinen für das Gratlose Schmieden und stellen schnell laufende Maschinenkonzepte mit hohen Arbeitsgenauigkeiten bereit [17].

2.2.3 Präzisionsschmieden

Das Präzisionsschmieden ist keine Weiterentwicklung des konventionellen Gesenkschmiedens in Richtung endkonturnahes Schmieden. Vielmehr ist es als Sonderverfahren gezielt auf die Herstellung von einbaufertigen, komplexen Funktionselementen im Rahmen einer gratlosen oder gratbehafteten Umformung ausgerichtet [12, 13, 18, 19, 20]. Definiert wird das Präzisionsschmieden wie folgt:

„Präzisionsschmieden bedeutet Herstellen von einbaufertigen Werkstücken mit einer Genauigkeit, die sonst nur durch spanende Bearbeitungsgänge erreicht wird. Hohe Anforderungen an Maß- und Formgenauigkeit sowie Oberflächengüte treten kombiniert auf, und zwar nicht nur für einzelne Abmessungen oder Flächen, sondern für das gesamte Werkstück oder wesentliche Teile davon [12, 13].“

Die Umsetzung des Präzisionsschmiedens mit den erhöhten Genauigkeitsanforderungen an das Schmiedestück führt zwangsläufig zu steigenden Anforderungen an sämtliche Prozessabläufe. Dies umfasst nicht nur den eigentlichen Formgebungsprozess, sondern auch die vorbereitende Prozessauslegung mittels Rechnerunterstützung wie Computer Aided Design (CAD) zur Werkzeug- und Schmiedestückkonstruktion oder der Finite-Elemente-Methode (FEM) zur Stofffluss-simulation. Das Präzisionsschmieden setzt die Einhaltung enger Fertigungsparameter über den gesamten Prozessablauf voraus. Dies wird durch automatisierte Fertigungsprozesse gewährleistet [8, 21]. Zur Realisierung des Präzisionsschmiedens sind insbesondere folgende Maßnahmen von Bedeutung:

Zur Vermeidung einer Übertragung der Maschinenungenauigkeiten auf das Schmiedestück infolge von Stößelkipfung und -versatz sind genau arbeitende Umformmaschinen mit Werkzeugführungssystemen zu verwenden. Die Gravuren sind mit einer wesentlich höheren Genauigkeit zu fertigen als die geplante Schmiedestücktoleranz, da die unterschiedlichsten Faktoren die Maßgenauigkeit des Schmiedestückes negativ beeinflussen. Als Mindestqualität der Gravur gilt IT 8. Zur Einhaltung der engen Schmiedestücktoleranzen ist der Gravurverschleiß durch verschleißfeste und anlassbeständige Gesenkwerkstoffe zu minimieren. Dies hat in Abstimmung

mit speziellen Kühl- und Schmierstoffen zu erfolgen, die in Abhängigkeit der Einsatztemperatur u.a. die Parameter Formfüllung, Umformkraft, Gefügeausbildung des Schmiedestückes sowie dessen Oberflächengüte beeinflussen. Somit ist zur konstanten und reproduzierbaren Einstellung dieser Parameter eine genaue Temperaturführung der Werkzeuge zu gewährleisten. Aufgrund der Massekonstanz von Rohteil und Schmiedestück ist auf geringe Masseschwankungen der Rohteile ($\pm 1\%$) zu achten, die zudem eine walzhautfreie, blanke und fehlerfreie Oberfläche aufweisen müssen. Insbesondere ist die Qualität der Trennflächen der Rohteile zu kontrollieren, so dass sich Oberflächenfehler nicht auf das Schmiedestück übertragen oder Formabweichungen Schmiedefehler (z.B. Falten) verursachen. In diesem Zusammenhang ist eine zunderarme Erwärmung der Rohteile durch eine hohe Erwärmungsgeschwindigkeit unter Schutzgas vorzusehen, wobei eine Temperaturführung zur Einhaltung der zulässigen Temperaturschwankungen von $\pm 10\text{ °C}$ erforderlich ist. Dies verhindert u.a. Maßabweichungen des Schmiedestückes aufgrund des temperaturabhängigen Schrumpfungsverhaltens [12, 13, 14].

Das Präzisionsschmieden wird in der Regel mit einer anschließenden Kaltumformung zur Herstellung einbaufertiger, komplexer Funktionselemente kombiniert. Relevante Verfahren sind beispielsweise das Kalibrieren oder das Rollen [22]. Diese so genannte „Präzisionsumformung“ ist darauf ausgerichtet, die Formgebung des Schmiedestückes in seinen wichtigsten Geometrie-elementen durch eine Warmumformung im offenen oder geschlossenen Gesenk zu erreichen. Die Schmiedegenauigkeit muss derart eingestellt sein, dass die folgende partielle Kaltumformung lediglich zur Einstellung der geforderten Maß- und Formgenauigkeit, zur Oberflächenverbesserung und zur Vorkorrektur von Härteverzügen der abschließenden Wärmebehandlung erforderlich ist [8, 23].

Die im Vergleich zur spanenden Fertigung erreichbare Reduzierung der Herstellkosten durch das Präzisionsschmieden wurde exemplarisch am Beispiel von Zahnrädern belegt. Demnach liegen die Kosteneinsparungen für Kegelräder bei ca. 15 %, für Stirnräder bei ca. 27 %. Dieser Kostenvorteil ist begründet in den geringeren Mehrkosten für die verzahnten Gesenke und das höherwertigere Rohmaterial im Vergleich zu dem eingesparten Kostenanteil für die spanende Weichbearbeitung der Verzahnung. Für Stirnräder ermöglicht die Substitution der spanenden Weichbearbeitung durch den Schmiedeprozess zusätzlich eine Verkürzung der Durchlaufzeit um ca. 40 %. Auch die Festigkeiten geschmiedeter Verzahnungen sind im Vergleich zu spanend hergestellten Bauteilen aufgrund des nicht unterbrochenen Faserverlaufes um ca. 15 % höher, so dass mit kleiner dimensionierbaren Bauteilen Gewichtseinsparungen von ca. 18 % erzielt werden [24, 25]. Die wirtschaftlichen Vorteile des Präzisionsschmiedens sind insbesondere am Beispiel größerer Nutzfahrzeugzahnradler dokumentierbar. Hier werden Materialeinsparungen von mehr als 30 % realisiert [26].

Für die industrielle Umsetzung des Präzisionsschmiedens sind jedoch nicht ausschließlich die wirtschaftlichen Potenziale ausschlaggebend. Beispielsweise haben sich präzisionsgeschmiedete Kupplungsverzahnungen von Gangrädern für Pkw- und leichte Nfz-Getriebe weltweit auch aufgrund der funktionalen Vorteile etabliert. Diese Vorteile sind u.a. eine Komfortverbesserung durch reduzierte Schaltkräfte, verminderte Schaltgeräusche und ein reduzierter Verschleiß. Die schrägverzahnte Laufverzahnung des Gangrades hingegen wird spanend gefertigt, hartfeinbearbeitet und anschließend wärmebehandelt. Weiterhin sind durch die konstruktiven Gestaltungsmöglichkeiten des Schmiedens die bei der spanenden Fertigung der Kupplungsverzahnung üblichen Werkzeugausläufe nicht erforderlich, so dass Gewicht und Baulänge des Schaltgetriebes verringert werden konnten [8, 27].

Auch für das Präzisionsschmieden tragen die Pressenhersteller mit speziell entwickelten Maschinenkonzepten zur Leistungsfähigkeit dieses Verfahrens bei. Als Beispiel lässt sich die aktuelle Einführung einer neuen mechanischen Kurbelpresse des Herstellers Müller Weingarten anführen. Dieses Maschinenkonzept kombiniert hohe erreichbare Bauteilgenauigkeiten durch die hohe vertikale Pressensteifigkeit und Kippsteifigkeit des Stößels mit einer hohen Produktivität und Prozesssicherheit durch die Integration der Automation von Werkstücktransfer und Werkzeugwechsel. Somit sind in Kombination mit den bauartbedingt kurzen Taktzeiten einer Kurbelpresse hohe Ausbringungen erreichbar [17, 28]. Ein weiteres Beispiel ist die Entwicklung eines Präzisions-Schmiedehammers des Herstellers Beché & Grohs, der sich u.a. ebenfalls durch eine hohe Kippsteifigkeit des Bären und selbst nachstellende Bärführungen auszeichnet. Somit wird die Maß- und Formgenauigkeit der Schmiedestücke wesentlich verbessert und das Einsatzgebiet eines Hammers mit traditionell großen Ungenauigkeiten auch in Richtung des endkonturnahen Schmiedens erweitert [29].

2.2.4 Gratloses Präzisionsschmieden

Die zuvor dargestellten Verfahren „Präzisionsschmieden“ und „gratloses Schmieden“ gewinnen aufgrund ihrer wirtschaftlichen und funktionalen Vorteile an Bedeutung. Zunehmend tragen auch die Pressenhersteller mit speziell auf die jeweiligen Verfahrensanforderungen ausgerichteten Maschinenkonzepten zu dieser Entwicklung bei.

Die junge Technologie des gratlosen Präzisionsschmiedens ist als Verfahrenskombination von Präzisionsschmieden und gratlosem Schmieden aufgrund der Synergieeffekte derzeit die bestmögliche Umsetzung einer endkonturnahen Formgebung. Im Umkehrschluss ergeben sich jedoch aufgrund der Zusammenführung der Anforderungen der Einzelverfahren höchste Anforderungen an den Gesamtprozess [30, 31]. Somit erfordert die Realisierung des gratlosen

Präzisionsschmiedens einen erhöhten technologischen Aufwand sowie unbedingt eine bauteil-spezifische Prüfung.

Als repräsentatives Beispiel für die frühesten Anfänge von Werkzeugkonzepten des gratlosen Präzisionsschmiedens gilt das in **Bild 2–5** dargestellte japanische Werkzeugsystem mit integriertem Gelenktriebmechanismus (Pantograph) aus dem Jahr 1988, mit dem das gratlose Schmieden in Richtung des Präzisionsschmiedens am Beispiel von Kegelrädern erweitert werden konnte. Der Gelenktriebmechanismus ermöglichte die separate Einstellung der Geschwindigkeiten von zwei in den geschlossenen Gravurhohlraum eindringenden Stempeln sowie den Einsatz des Werkzeuges auf schnell laufenden mechanischen Pressen. Somit war bereits diese Werkzeugentwicklung zielgerichtet auf eine hohe Produktivität. Der Verschluss des Gravurhohlraumes musste jedoch hydraulisch mit einem externen Aggregat erfolgen [16].

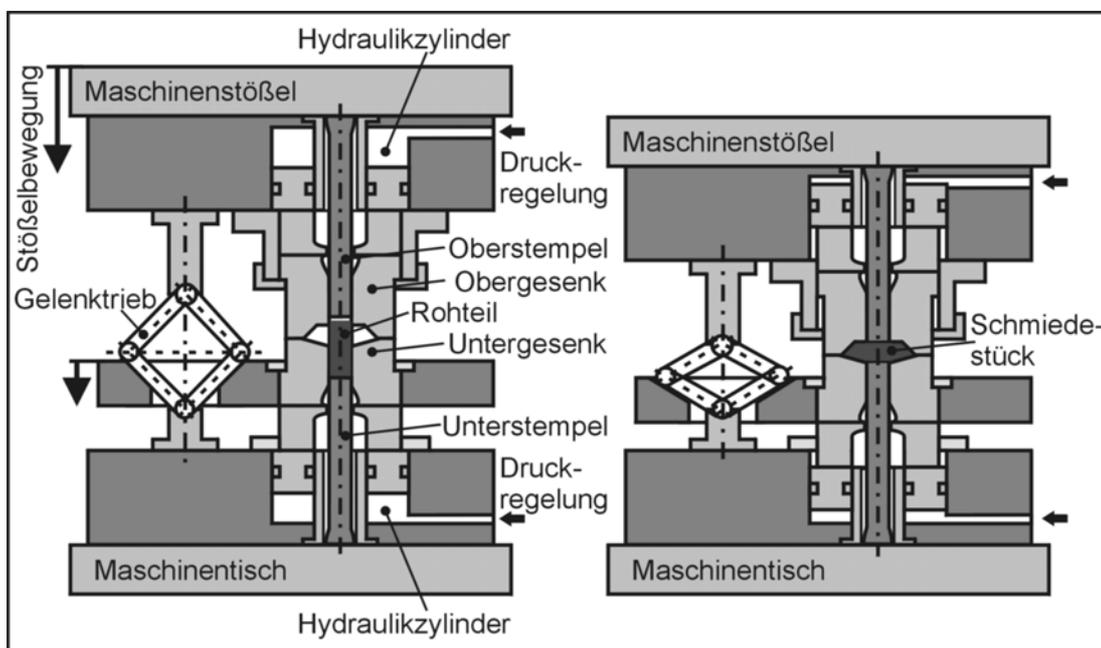


Bild 2–5: Werkzeugkonzept zum gratlosen Präzisionsschmieden der ersten Generation

Das Institut für Umformtechnik und Umformmaschinen der Universität Hannover (IFUM) hat vornehmlich in den 90er Jahren des letzten Jahrhunderts ebenfalls innovative Werkzeugkonzepte zum gratlosen Präzisionsschmieden von rotationssymmetrischen Bauteilen entwickelt. Aufgrund des hohen Zerspananteiles wurden die Potenziale dieser Technologie hinsichtlich Kostenreduzierung speziell für verzahnte Bauteile der Antriebstechnik nachgewiesen (**Bild 2–6**) [23, 32, 33]. Beispielsweise erfolgt die Schmiedung der Verzahnung eines Kegelrades und der Kupplungsverzahnung eines Pkw-Gangrades einbaufertig, die Verzahnung von verschiedenen geradeverzahnnten und schrägverzahnnten Stirnrädern weist lediglich ein Aufmaß von 0,1 bis 0,2 mm zur Hartfeinbearbeitung auf [34, 35]. Aber auch für die Bauteile „Gleichlaufgelenk“ und „Klauenpol“ wurde das Verfahren erfolgreich umgesetzt [24, 36].

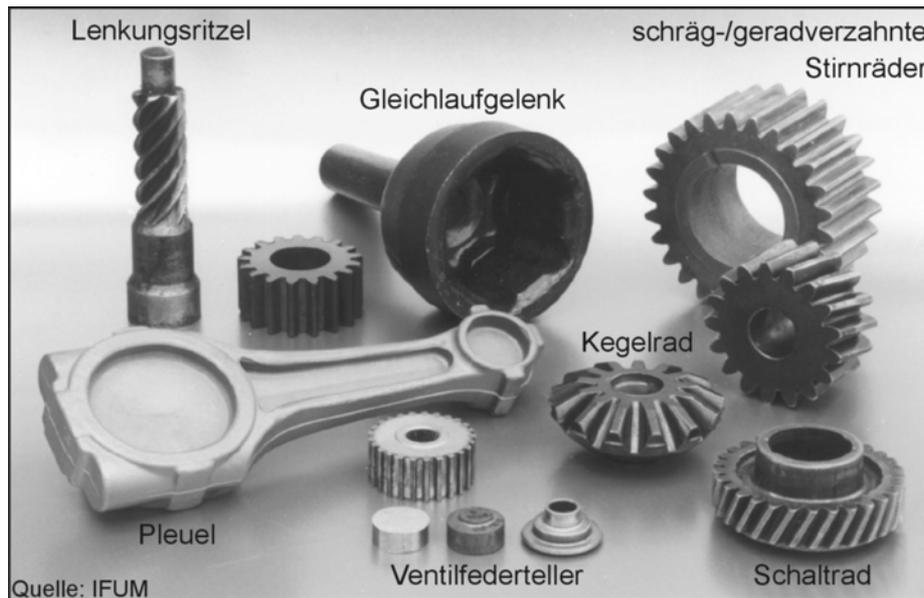


Bild 2–6: Bauteilspektrum gratlos präzisionsgeschmiedeter Bauteile (Quelle IFUM)

Aufbauend auf einem am IFUM erfolgreich eingesetzten Werkzeugkonzept wurde am IPH-Institut für Integrierte Produktion Hannover gGmbH in einer Verfahrensentwicklung erstmalig das gratlose Präzisionsschmieden auf ein Langteil, d.h. Bauteil mit ausgeprägter Längsachse, am Beispiel eines Pleuels übertragen und auf den Halbwarmbereich, d.h. Umformtemperaturen von 600 bis 800 °C, ausgeweitet [37].

2.2.4.1 Allgemeine Gestaltung der Stadienfolge

Die Möglichkeit zum gratlosen Präzisionsschmieden von rotationssymmetrischen Bauteilen basiert auf der Gestaltung einer einstufigen Formgebung, d.h., die Fertigformung des Werkstückes erfolgt aufgrund der Rotationssymmetrie in einem einzigen Schritt ohne Zwischenformung direkt aus dem Rohteil. Eventuell sind einfache Stauchoperationen zur Vorformung vorgeschaltet. Für Langteile gestaltet sich der Verfahrensablauf aufgrund der erforderlichen exakten Masseverteilung und Querschnittsvorbildung wesentlich komplexer und erfordert

eine mehrstufige Umformung. Die Fertigform wird dabei mit Hilfe einer Stadienfolge erreicht, d.h. einer schrittweisen Annäherung einer möglichst einfachen Ausgangsform an die Fertigform über mehrere Zwischenstufen. Es gilt, für die verschiedenen, aufeinander aufbauenden Umformstufen jeweils die Werkstückeinlegeform zu finden, die den abzubildenden Gravurhohlraum während der Umformung fehlerfrei durch optimales Fließverhalten vollständig füllt.

Nachfolgendes **Bild 2–7** zeigt den Verfahrensablauf zur Auslegung der Stadienfolge des gratlosen Präzisionsschmiedens von Langteilen.

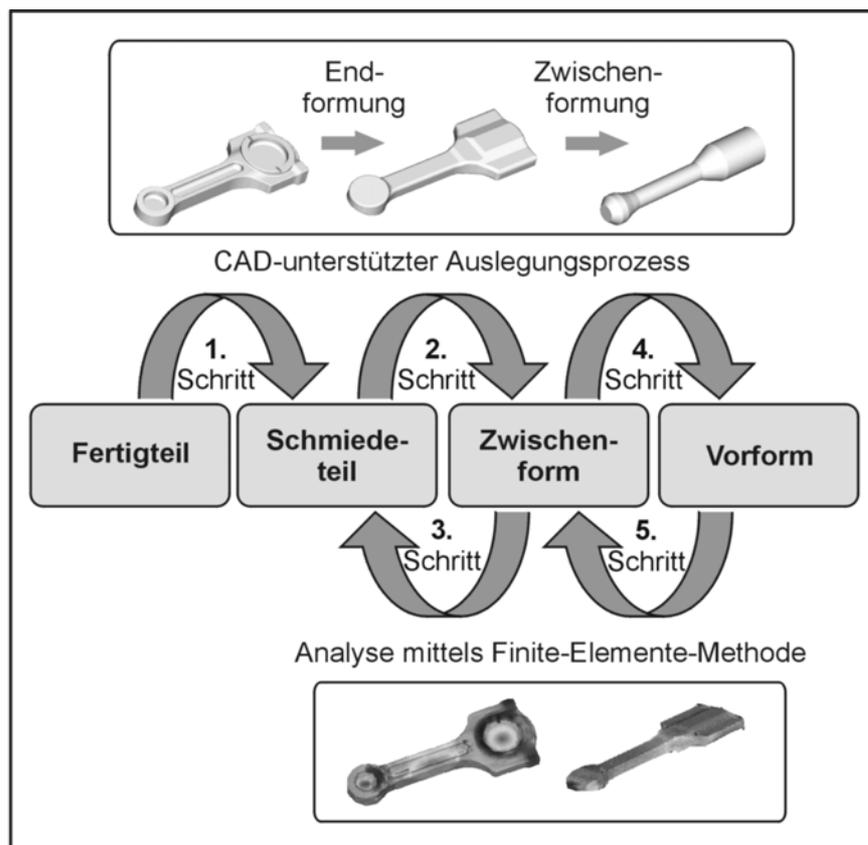


Bild 2–7: Vorgehensweise bei der Gestaltung eines gratlosen Präzisionsschmiedeprozesses

Die Gestaltung der Zwischen- und Vorform wird, beginnend mit der Fertigform, rückwärts schreitend in einem iterativen, rechnergestützten Prozess durchgeführt. Auslegungskriterien sind der Stofffluss, die Formfüllung, Temperaturen und Spannungen in Werkstück und Werkzeug.

Die für die Pleuelgeometrie realisierte Stadienfolge beginnt mit der Vorformung eines geschernten Rohteiles zur Masseverteilung durch das Querwalzen. In einer zweiten Umformstufe, die als Anstauchprozess im geschlossenen Gesenk ausgebildet ist, wird das Querwalzteil zur Querschnittsvorbildung zwischengeformt. Abschließend erfolgt die Fertigformung der Zwischenform ebenfalls im geschlossenen Gesenk. Die Geometrie der Zwischenform hat sowohl eine exakte Positionierung in der Untergravur als auch ein umformfreies Schließen der Gesenke zu ermöglichen [37]. Eine Umformung der Zwischenform während des Gesenkschließens verursacht

eventuell ein Austreten von Werkstoff in die Teilungsebene des Gravurhohlraumes, beeinträchtigt somit die Maßhaltigkeit des Werkstückes und erfordert zusätzliche Nachbearbeitung.

2.2.4.2 Werkzeugkonzept der Fertigformung

Das zum gratlosen Präzisionsschmieden realisierte Werkzeugkonzept der Fertigformung basiert auf einer zeitlichen Trennung der Vorgänge „Gesenk schließen“ und „Umformung“. Nach dem umformfreien Schließen von Ober- und Untergesenk leiten die in den Gravurhohlraum eindringenden Stempel die Umformkraft ein. Die zur Formfüllung erforderliche Relativbewegung zwischen Stempel und Gesenk wird durch eine Entkopplung der Gesenkhälften von der Maschine mittels Federelementen erreicht. Diese Federelemente stellen zugleich die Gesenkschließkräfte bereit. **Bild 2–8** zeigt die Schritte des Fertigformvorganges.

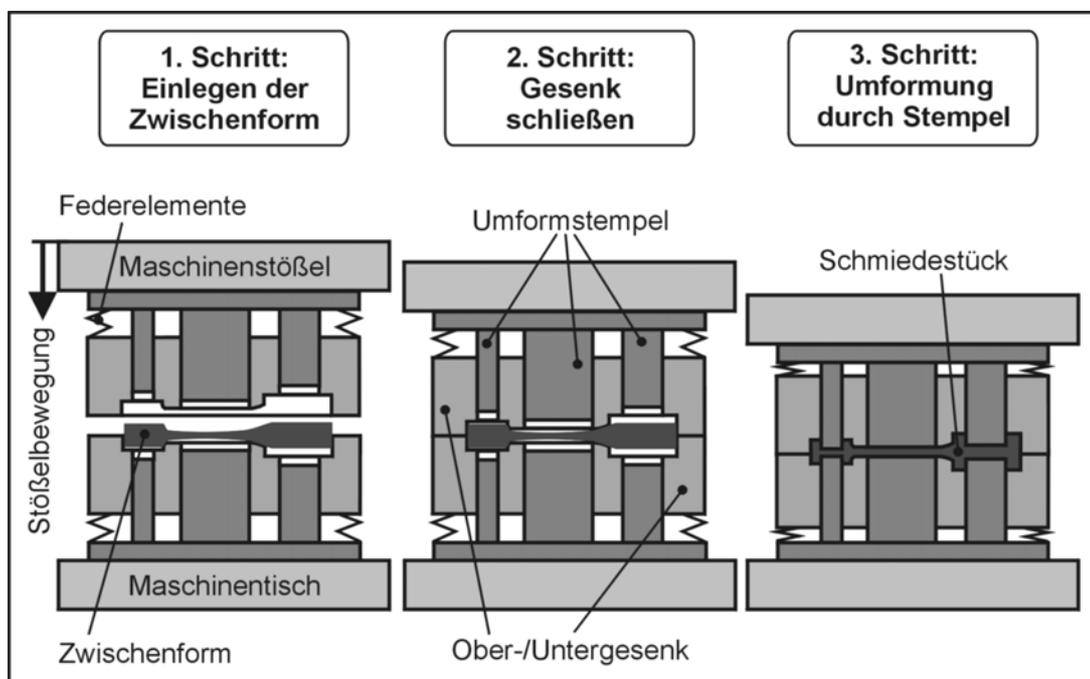


Bild 2–8: Werkzeugkonzept der Fertigformung des gratlosen Präzisionsschmiedens

Die mechanische Entkopplung von Maschine und formgebenden Gravuren verhindert eine Übertragung von Kippung und Versatz des Maschinenstößels auf das Werkzeug bzw. das Schmiedestück und ermöglicht somit deutlich verbesserte Maßgenauigkeiten und Gewichtstoleranzen. Der Versatz des Schmiedestückes, insbesondere von Funktionsflächen, die in beiden Gesenkhälften liegen, wird durch werkzeugseitig integrierte Zentrierhilfen als formschlüssige Verbindung minimiert. Eventuelle Masseschwankungen der Zwischenform werden aufgrund der elastischen Nachgiebigkeit der Umformstempel in variierenden Spiegeldicken kompensiert, ohne dass die Maßhaltigkeit des Schmiedestückes beeinträchtigt wird [38, 39]. Des Weiteren ermöglicht die maschinenseitige Entkopplung der Gesenke eine zweiseitige Krafteinleitung auf einem

einfach wirkenden Aggregat, d.h., die Umformung des Werkstückes erfolgt von zwei Seiten durch Umformstempel mit gegenläufiger Bewegungsrichtung, jedoch lediglich durch eine einzige Bewegungsrichtung des Maschinenstößels. Vorteile dieser zweiseitigen Krafteinleitung sind das verbesserte Formfüllungsverhalten insbesondere in den Gravurecken und die mögliche Aufteilung des erforderlichen Stempelgesamthubes zur Reduzierung der Eintauchtiefe in das Werkstück und somit der Druckberührzeiten zwischen Werkstück und Werkzeug.

Der Einsatzbereich des Werkzeuges ist nicht auf präzise Umformmaschinen mit Werkzeugführungssystemen beschränkt, sondern ist hinsichtlich konventioneller und einfach wirkender Maschinen mit minderer Arbeitsgenauigkeit erweitert [33]. Da für die Funktionen des Werkzeuges keine externen Mechanismen erforderlich sind, sondern einzig auf der Bewegung des Maschinenstößels basieren, ist zudem der flexible Einsatz auf konventionellen, schnell laufenden mechanischen Pressen möglich. Die somit realisierbaren kurzen Druckberührzeiten zwischen Werkzeug und Schmiedestück während der Umformung wirken sich zusätzlich aufgrund des verringerten Wärmeeintrages in die formgebenden Werkzeugkomponenten verschleißmindernd aus [39].

3 Entwicklungsbedarf

Das vorgestellte Werkzeugkonzept zum gratlosen Präzisionsschmieden ermöglicht durch die Zusammenführung der Vorteile des Präzisionsschmiedens und des gratlosen Schmiedens die Herstellung nahezu einbaufertiger Bauteile.

Verfahrensbedingt weisen die Schmiedestücke im Bereich der Stirnfläche der Umformstempel einen Spiegel auf, der abschließend in einem separaten Fertigungsschritt auszulochen ist. Gemäß den heute verfügbaren Gestaltungsmöglichkeiten ist dieser Lochprozess auf einem separaten Aggregat oder in einer separaten Bearbeitungsstufe auf dem Hauptumformaggregat durchzuführen. In Abhängigkeit der werkstück- und werkstoffspezifischen Anforderungen wird wahlweise im Anschluss an den Schmiedeprozess direkt aus der Schmiedewärme, nach der Abkühlung des Schmiedestückes oder nach erfolgter Wiedererwärmung gelocht. Eventuell durch den Lochvorgang resultierende Bauteilverzüge im Bereich präzisionsgeschmiedeter Funktionsflächen sind beispielsweise durch Prägeoperationen oder eine Hartfeinbearbeitung als zusätzliche Folgebearbeitung zu korrigieren [40]. Da der gelochte Bereich hinsichtlich der sich ausbildenden Oberflächen-, Form- und Lagetoleranzen sowie deren Reproduzierbarkeit in der Regel nicht den technischen Anforderungen einer einbaufertigen Funktionsfläche genügen, erfolgt meist eine spanende Fertigbearbeitung. Aber auch optische Qualitätsanforderungen können für eine Folgebearbeitung ausschlaggebend sein.

Mit dem separaten Fertigungsschritt des Auslochens sind somit zusätzliche Investitionen in Werkzeuge und eventuell kapitalintensive Maschinen für den Lochvorgang und der sich anschließenden spanenden Fertigbearbeitung verbunden. Die Schnittstellen zu den vor- und nachgelagerten Bearbeitungsschritten bedeuten einen erhöhten Handhabungsaufwand, erhöhte Fertigungs- und Durchlaufzeiten sowie zusätzlichen Aufwand für Qualitätssicherung und Logistik. In der Gesamtheit wirken sich diese zusätzlichen technischen und logistischen Aufwände auf eine steigende Prozessempfindlichkeit für Störungen aus [41, 42, 43].

Angesichts der vielschichtigen und weit reichenden Auswirkungen eines separat ausgeführten Lochprozesses ist als folgerichtige Weiterentwicklung eine Verfahrenserweiterung des gratlosen Präzisionsschmiedens hinsichtlich der schmiedetechnischen Fertigung von durchgehenden Hohlräumen gefordert. Weitere Einsparpotenziale werden realisiert, sofern die durchgehenden Hohlräume zugleich eine hohe Maßhaltigkeit sowie Oberflächengüte aufweisen und somit eine Reduzierung der erforderlichen spanenden Fertigbearbeitung zur Erzielung einer einbaufertigen Funktionsfläche ermöglichen.

4 Stand der Kenntnisse

Nachfolgend wird für den in einer konventionellen Prozessgestaltung integrierten Fertigungsschritt des Lochens eine Beschreibung der Verfahrensgrundlagen und der Möglichkeiten zur Qualitätsverbesserung gelochter Bereiche zur Reduzierung der erforderlichen Fertigbearbeitung vorgenommen. Aufgrund der gleichartigen Mechanismen wird auch das Abgraten mit in die Ausführungen einbezogen. Ferner wird eine Darstellung von Werkzeugkonzepten zur schmiedetechnischen Fertigung von Bauteilen mit durchgehenden Hohlräumen gegeben.

4.1 Lochen und Abgraten von Schmiedestücken

Gegenwärtig erfolgt in der industriellen Fertigung das Lochen und Abgraten in einem nachgeschalteten separaten Prozess. Dies gilt sowohl für das konventionelle Gesenkschmieden mit Grat als auch für hoch entwickelte Verfahren wie das Präzisionsschmieden. Im Gegensatz zu anderen Schneidverfahren, über die eine Vielzahl von detaillierten Untersuchungsberichten vorliegt, ist der Verfahrensschritt des Lochens/Abgratens wissenschaftlich kaum erforscht und dokumentiert. Es sind nur wenige allgemeine Berichte über diesen Prozess bekannt, insbesondere über systematische Untersuchungen der gelochten und abgegrateten Bauteilbereiche hinsichtlich der erreichbaren Maßgenauigkeiten und Oberflächengüten sowie wirksamer Konzepte zu deren Verbesserung. Der aktuelle Entwicklungsstand des Lochens und Abgratens ist hauptsächlich empirisch geprägt, d.h., er basiert firmenspezifisch auf Erfahrungswissen und beschränkt sich häufig lediglich auf das betriebsintern bekannte Werkstückspektrum.

4.1.1 Verfahrensbeschreibung

In Abhängigkeit der Schmiedestücktemperatur wird zwischen dem Kaltlochen und Kaltabgraten nach Abkühlung des Schmiedestückes auf Raumtemperatur und dem Warmlochen und Warmabgraten bei erhöhten Temperaturen zwischen 800 °C und 1150 °C unterschieden. Entscheidungskriterien für die Auswahl des Verfahrens sind wirtschaftliche Gesichtspunkte, die Geometrie des Schmiedestückes und die Festigkeit des Werkstoffes. Die Grundaussführungen der Loch- und Abgratwerkzeuge unterscheiden sich gemäß **Bild 4–1** hinsichtlich der Lage des Innen- bzw. Außengrates am Schmiedestück. Das Abgraten und Lochen von Werkstücken mit nicht an einer Kante verlaufendem Grat erfolgt mit großem „Schneidspalt“ u, der auch als „Stempelluft“ u bezeichnet wird. Der Schervorgang ist bereits mit Eintauchen des Stempels in die Schneidplatte beendet. Verläuft der Grat an einer Kante, herrschen ähnliche Bedingungen wie beim Scherschneiden von Blech. Jedoch muss der Schneidspalt kleiner gewählt werden. Wird ein Schmiedestück gelocht und abgegratet, erfolgt dies in Folge- oder Verbundwerkzeugen. Bekannt

ist weiterhin die werkzeugseitige Kombination mit beispielsweise Präge- oder Richtoperationen. Ähnlich wie Schmiedegesenke werden hoch beanspruchte Loch- und Abgratwerkzeuge örtlich an den Schneidkanten mit Sonderwerkstoffen durch Auftragsschweißen gepanzert [13].

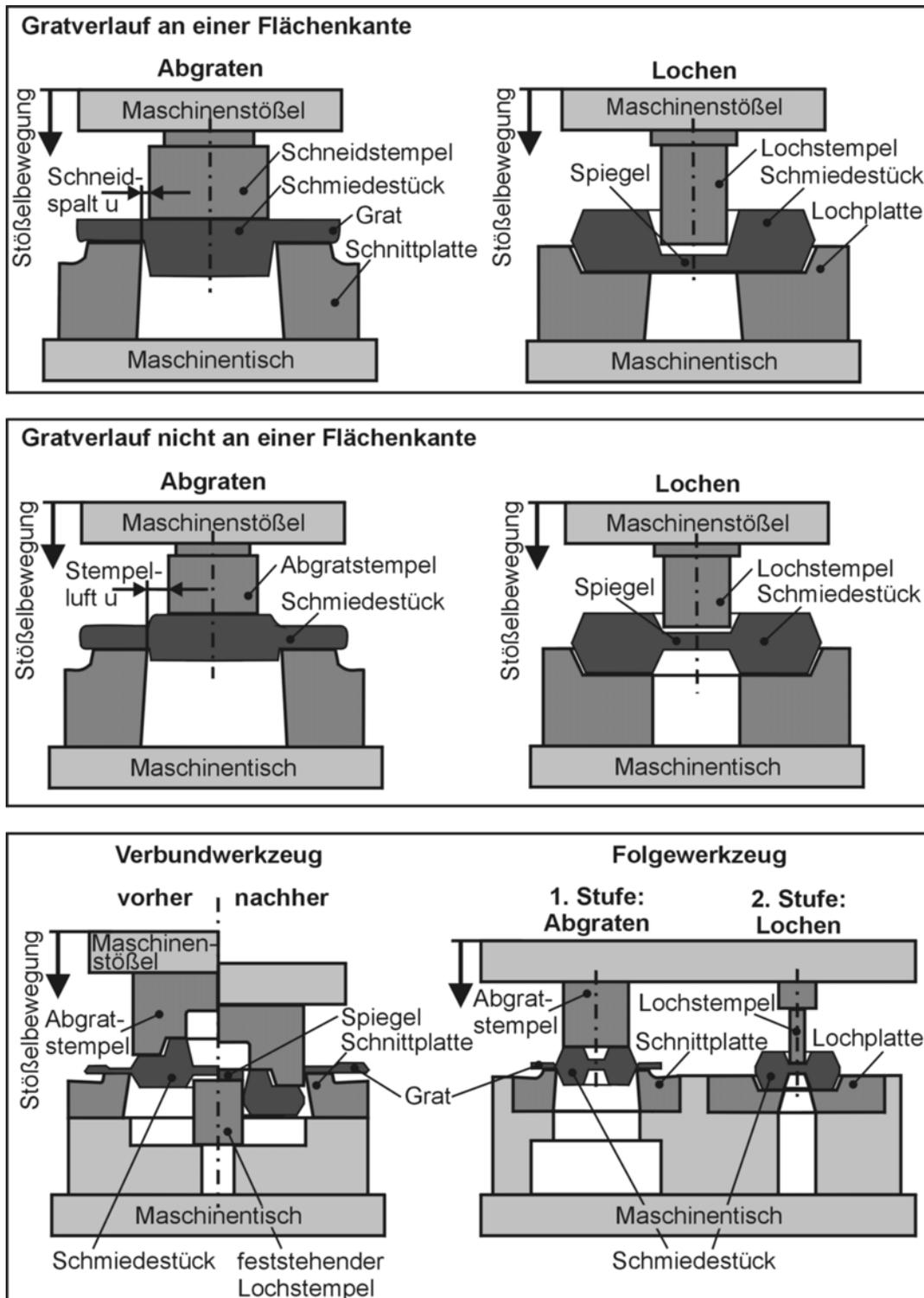


Bild 4-1: Grundausführungen von Loch- und Abgratwerkzeugen

Im Vergleich zum Kaltlochen und -abgraten bietet das Warmlochen und -abgraten Vorteile durch einen reduzierten Kraftbedarf und die verbesserte Schnittflächenqualität. Angewendet wird es somit für größere Werkstücke und ist auch für empfindliche Werkstoffe geeignet. Der Vorteil des Kaltlochens und -abgratens liegt in der Entkopplung vom Takt der Presse und der damit möglichen höheren Mengenleistung. Es treten jedoch bei ungünstigen Bedingungen vermehrt Spannungsrisse auf, die sich bis in das Werkstückinnere fortsetzen [13].

Abgrenzung zum Blechschneiden

Der Loch- und Abgratvorgang ist ein Schneidvorgang längs einer geschlossenen Linie und zählt zu der Gruppe der Scherschneidverfahren. Trotz der Verfahrenähnlichkeit zum Blechschneiden und Lochen sind die hier geltenden Bedingungen im Normalfall nicht auf das Lochen und Abgraten von Schmiedestücken übertragbar. Vielmehr ergeben sich wesentliche Unterschiede aufgrund der Werkstückgeometrie und des erheblichen Einflusses erhöhter Temperaturen beim Warmlochen und -abgraten [44].

Während des Blechschneidevorganges wird der Trennvorgang mittels Schneidstempel und Schneidplatte eingeleitet, wobei als Schneidspalt die Entfernung der Schneidkantenbewegungslinie bezeichnet wird. Dieser Schneidspalt bestimmt das Spannungsfeld in der Trennzone und wirkt sich somit als zentrale Größe des Schneidvorganges auf die Schnittflächenstruktur, das Verhältnis von Scher- zu Bruchfläche und die Verfestigung des Werkstoffes aus. Beim Lochen und Abgraten von Schmiedestücken hingegen bildet sich nur in Ausnahmefällen ein definierter Schneidspalt mit ähnlichen Bedingungen wie beim Scherschneiden von Blech aus. Als Grundvoraussetzung muss der Grat an einer oberen Flächenkante des Schmiedestückes ausgebildet sein (vgl. Bild 4–1). Im Normalfall erfolgt das Lochen und Abgraten von Schmiedestücken jedoch mit nicht an einer oberen Flächenkante verlaufendem Grat mit großem Schneidspalt u. Der Stempel ist somit nicht am Schneidvorgang beteiligt, sondern übernimmt als Stößel vielmehr die Krafteinleitung in den Werkstoff. Zwischen den Schneidelementen wird ein unsymmetrisches Spannungsfeld aufgebaut, so dass nicht mehr von einem definierten Schneidspalt im Sinne der Blechumformung, sondern vielmehr von einer Stempelluft gesprochen werden kann [44].

Ausprägung der Schnittfläche

Während des Kaltlochens und -abgratens verfestigt sich der Werkstoff in der Trennzone. Nach Erreichen der Grenze des werkstoffspezifischen Formänderungsvermögens erfolgt die Werkstofftrennung, wobei der Riss in Abhängigkeit vom Spannungszustand der Schneidkante vorausläuft. Die Schnittfläche ist durch eine glatte Scherzone und eine zerklüftete Bruchzone

gekennzeichnet, die teilweise über den ursprünglichen Schnittflächenbereich in das Schmiedestück vordringt.

Die während des Trennvorganges hervorgerufene Werkstoffverfestigung durch Erhöhung der Versetzungsdichte und Blockierungen der Versetzungen wird beim Warmlochen und -abgraten durch thermische Aktivierung aufgehoben. Die resultierenden Erholungsvorgänge im Gefüge basieren dabei auf dem Klettern von Stufenversetzungen oder dem Quergleiten von Schraubenversetzungen in neue Gleitebenen. Zusätzlich zu diesen Erholungsvorgängen findet nach Überschreiten der werkstoffspezifischen Grenztemperatur und Verformung die dynamische Rekristallisation statt. Die damit verbundene Erhöhung des Formänderungsvermögens bewirkt eine Werkstofftrennung durch reines Abgleiten in der Zone maximaler Spannung, d.h. an der Schneidkante. Gemäß **Bild 4–2** wird folglich mit steigenden Temperaturen aufgrund der beschleunigten Rekristallisationsvorgänge der Anteil der glatten Scherzone vergrößert, die zerklüftete Restbruchfläche entsprechend reduziert [44].

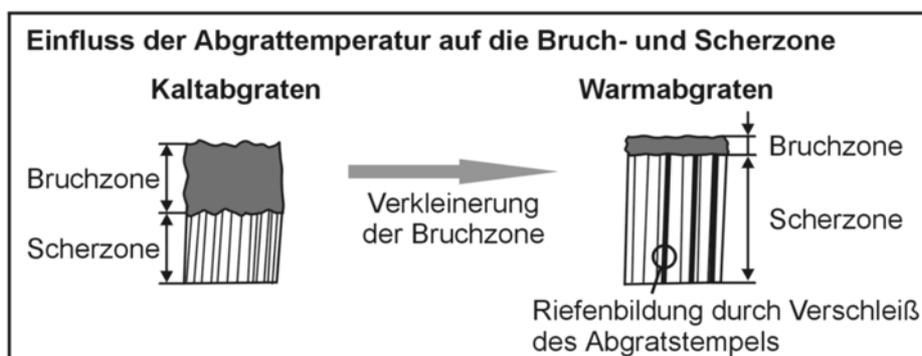
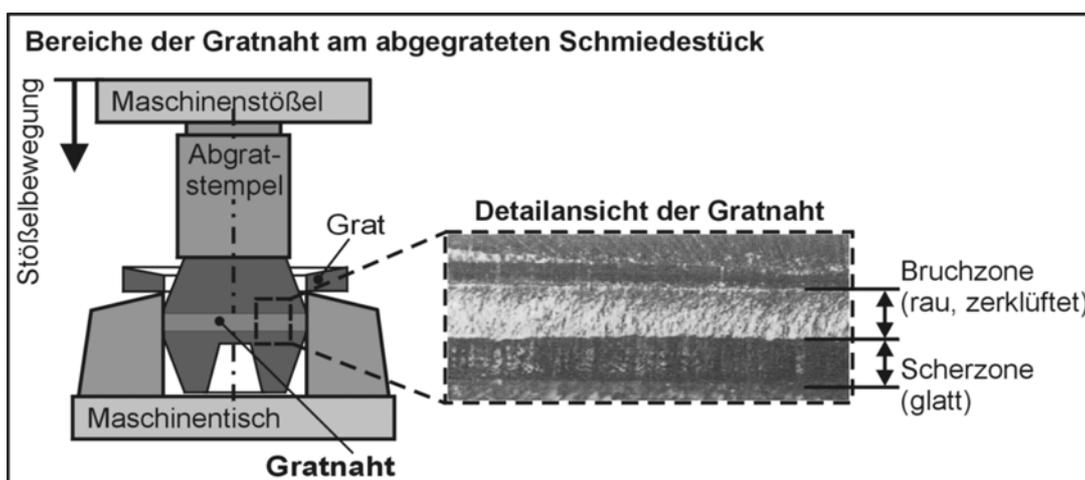


Bild 4–2: Ausprägung der Schnittfläche in Abhängigkeit der Abgrattemperatur

Die Schnittflächengüte wird neben der Größe der Restbruchfläche im Wesentlichen vom Verschleißzustand der Schneidkante geprägt, deren Kontur sich durch Kontakt in der Scherzone während des Loch- und Abgratvorganges am Schmiedestück abbildet.

4.1.2 Reduzierung des Bearbeitungsaufmaßes

Eine Verbesserung der Maßgenauigkeit und Oberflächengüte der gelochten und abgegrateten Bauteilbereiche mindert die erforderliche Fertigbearbeitung durch Reduzierung des Zerspanvolumens. Trotz dieser Potenziale zur Kosteneinsparung und eventueller Minimierung der Fertigungsschritte sind die verfügbaren Angaben aus der Literatur sehr eingeschränkt.

Zur Herstellung hohler Schmiedestücke mit zylindrischen Wänden wurden in den 70er und 80er Jahren des letzten Jahrhunderts Abgrat-Loch-Aufweitverfahren [45] und Abgrat-Loch-Ziehverfahren [46] entwickelt (**Bild 4-3**). Hierbei ist dem Abgrat- und Lochvorgang im gleichen Werkzeug ein Zieh- oder Aufweitvorgang nach- bzw. vorgeschaltet. Diese Werkzeuge gleichen in Aufbau und Funktionsweise einem Verbundwerkzeug zum kombinierten Lochen und Abgraten. Zusätzlich integriert sind jedoch Ziehvorgänge zum Richten des Schmiedestückes zur Annäherung der Geometrie an die Fertigform und somit zur Reduzierung der Fertigbearbeitung. Im Vergleich zum Scharfabgraten sollen sich Materialeinsparungen von bis zu 20 % ergeben [47].

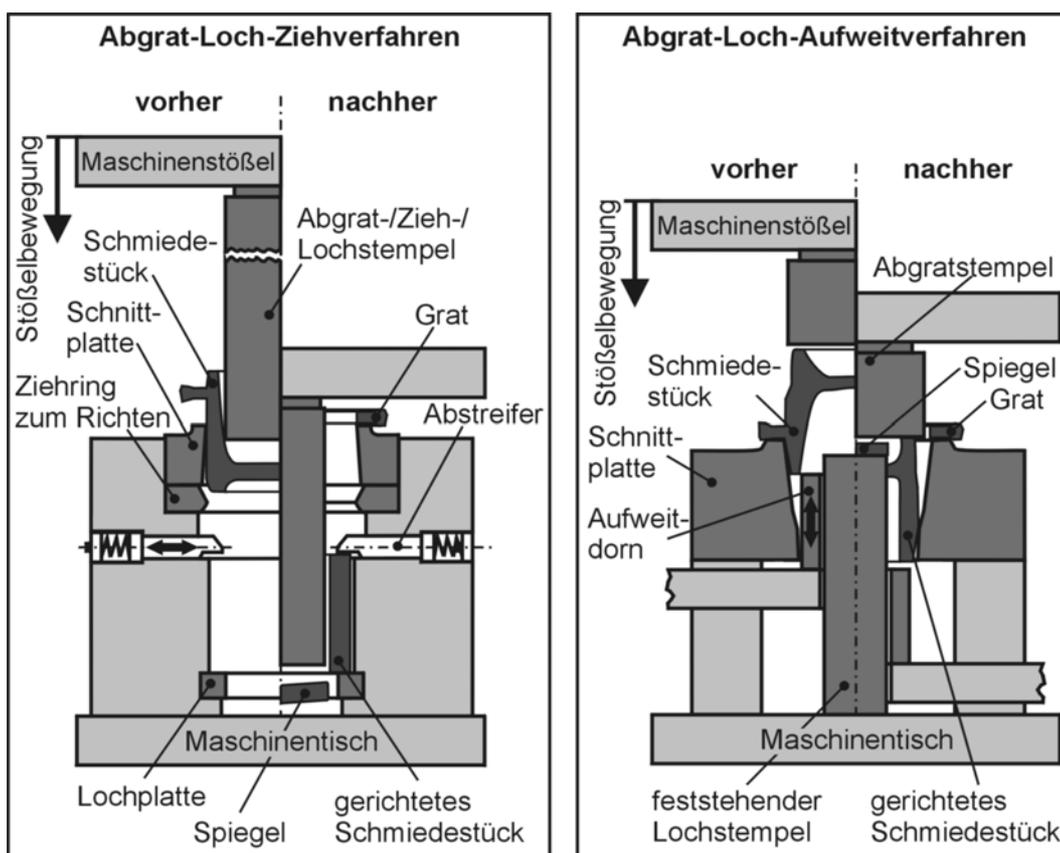


Bild 4-3: Verfahren zur Annäherung der Schmiedestückgeometrie an die Fertigform

Hinsichtlich einer Verbesserung der Gratnahtqualität beschränkt sich die Literatur auf die Betrachtung von speziellen, werkstoff- oder werkstückspezifischen Aspekten [48, 49]. Wissenschaftliche Untersuchungen, die sich umfassend mit der Qualitätsverbesserung beim Abgraten

und Lochen von Schmiedestücken beschäftigen, sind lediglich von Schmidek [44] und Hartke [50] bekannt. Darüber hinaus ist eine spezielle Literatur über dieses Themenfeld nicht bekannt.

Schmidek berichtet umfassend über den Einfluss von Werkzeug-, Werkstück- und Prozessparametern auf die Schnittflächengüte der Gratnaht. Beim konventionellen Kaltabgraten ist über die Werkstück- und Werkzeuggeometrie keine wesentliche Verbesserung der Schnittflächengüte zu erreichen. Die deutlichste Einflussnahme ist über die Anschnitttiefe bzw. den Gratansatz möglich. Als dominierender Einflussparameter wurde die Abgratgeschwindigkeit ermittelt. Niedrige Abgratgeschwindigkeiten lassen nur ein Abgraten mit Gratansatz oder geringem Anschnitt zu. Hohe Abgratgeschwindigkeiten ermöglichten selbst beim Abgraten mit Anschnitt saubere, riss- und zipfelfreie Schnittflächen ohne Werkstoffausbrüche. Der Bereich der unteren Grenzabgratgeschwindigkeit ist dabei werkstoffabhängig. Als wesentliches Ergebnis dieser Untersuchungen wurde gezeigt, dass aufgrund der erzielten Schnittflächengüten teilweise ein Verzicht auf das praxisübliche Längsverschleifen der Gratnaht zur Verbesserung des Schwingfestigkeitsverhaltens möglich war.

Bei Anwendung des Warmabgratens wird der Anteil der zerklüfteten Bruchzone primär von der Temperatur des Schmiedestückes bestimmt, der Geschwindigkeitseinfluss hingegen ist in diesen Temperaturbereichen kaum gegeben. In diesem Zusammenhang wurde auf die Temperaturschwankungen von bis zu 300 °C bei einer nichtoptimierten Verkettung des Fertigungsprozesses und der extremen Einflüsse auf das Abgratergebnis hingewiesen. Über die Werkzeuggeometrie sind keine wesentlichen Verbesserungen der Schnittflächengüte möglich, ein Freiwinkel reduziert die Aufschweißungen, ein umschließender Stempel bzw. ein geringer Schneidspalt das Mitfließen von gratnahen Werkstückbereichen. Abgratriefen am Schmiedestück entstehen durch Schäden an der Schneidkante, vorwiegend Risse im Werkzeug und Aufschweißungen. Die Rissbildung kann teilweise durch eine Optimierung der Werkzeugkonstruktion und Werkzeugaufbereitung vermieden werden. Eine Schmierung reduziert die Aufschweißungen, führt jedoch auch zu dem verstärkten Auftreten von Wärmewechselrissen.

Lediglich von Hartke sind Untersuchungen bekannt, die sich mit dem Warmlochen von Schmiedestücken beschäftigen. Demzufolge setzen sich die Maßabweichungen von Durchbrüchen beim Warmlochen aus der Aufweitung im ungestützten Teil der Werkstücke, den Formabweichungen und dem Versatz zusammen. Bestimmender Verfahrensparameter für die Aufweitung ist die Geometrie der Schneidkante. Scharfkantige Schneiden mit einem Keilwinkel von 90° ergeben keine messbare Aufweitung, führen jedoch zu einer festen Verschweißung von Spiegel und Schneide. Eine Schneidkantenfase verhindert die Verschweißung, die Aufweitung nimmt jedoch mit der Länge und Steilheit der Fase zu. Formabweichungen und Versatz der Durchbrüche werden von den Führungseigenschaften des Gesamtsystems Maschine-Werkzeug und der

Vorformgeometrie bestimmt. Eine Einlauffase an der oberen Vordornung des Schmiedestückes, die den Bereich der möglichen Verlagerung des Schneidstempels infolge des Führungsspieles abdeckt, verhindert die Deformationen des Schmiedestückes durch Aufsetzung der Schneide auf die Werkstückoberfläche. Versetzte Vordornungen sind aufgrund der geringen Steifigkeit des meist schlanken Lochdornes nicht korrigierbar und führen zu deutlich erhöhten Formabweichungen. Die Adhäsionsneigung zwischen Werkstück und Werkzeugwerkstoff kann durch nitrierte, boriierte und TiN-beschichtete Werkzeugoberflächen nur sehr kurzzeitig verringert werden, da die Oberflächenschichten aufgrund nicht ausreichender Stützwirkung des Grundwerkstoffes zerstört werden. Mit Stellite 21 aufgepanzerte Lochwerkzeuge zeigen keine Aufschweißungen und haben eine ausreichend hohe Standzeit.

Zur Erzeugung von maß- und lagegenauen Lochungen wurde im Rahmen der zuvor dokumentierten Versuchsdurchführung dem Lochprozess ein Kalibrierprozess nachgeschaltet. Werkzeugseitig wurde dies durch einen Kalibrierring direkt hinter dem Schneidteil realisiert. Der Kalibrierring war trotz eines geringen Übermaßes (0,5 mm) hohen Druckspannungen ausgesetzt und somit enorm verschleißbehaftet. Als Resümee wird der Serieneinsatz ausgeschlossen.

Sonderverfahren zur Verbesserung der Schnittflächenqualität

Die Verbesserung der Schnittflächenqualität durch Erzeugung einer nahezu restbruchfreien Schnittfläche erfordert die Änderung des Trennvorganges. In der Blechbearbeitung werden Genauschneideverfahren eingesetzt, die fast 100 % glatt geschnittene Flächen garantieren. Bekannt sind Feinschneideverfahren, deren Wirkungsweise auf der Überlagerung eines hydrostatischen Druckes in der Umformzone und somit der Vermeidung des Bruchvorganges basieren. Voraussetzung für das Feinschneiden sind engste Schneidspalte, so dass bislang die Anwendung dieses Verfahrens für Schmiedestücke aufgrund der Geometrietoleranzen nicht bekannt ist.

Schmidek hat Genauschneideverfahren der Blechbearbeitung modifiziert und auf das Abgraten von Schmiedestücken mit geringen Gratdicken übertragen. Als einfachste Methode zur Verbesserung der Schnittflächengüte wird für das Kaltabgraten auf das „Konterschneiden“ verwiesen (**Bild 4–4**). Der Grat wird dabei unter Vermeidung von Rissen von einer Seite angeschnitten. Nach diesem Vorschneiden wird das Schmiedestück gewendet und der Grat konventionell entfernt. Vorteil ist die Vermeidung einer Faserumlenkung in der gratnahen Werkstoffzone. Für das Schnittbild charakteristisch sind zwei Anschnittzonen mit dazwischenliegender Bruchzone.

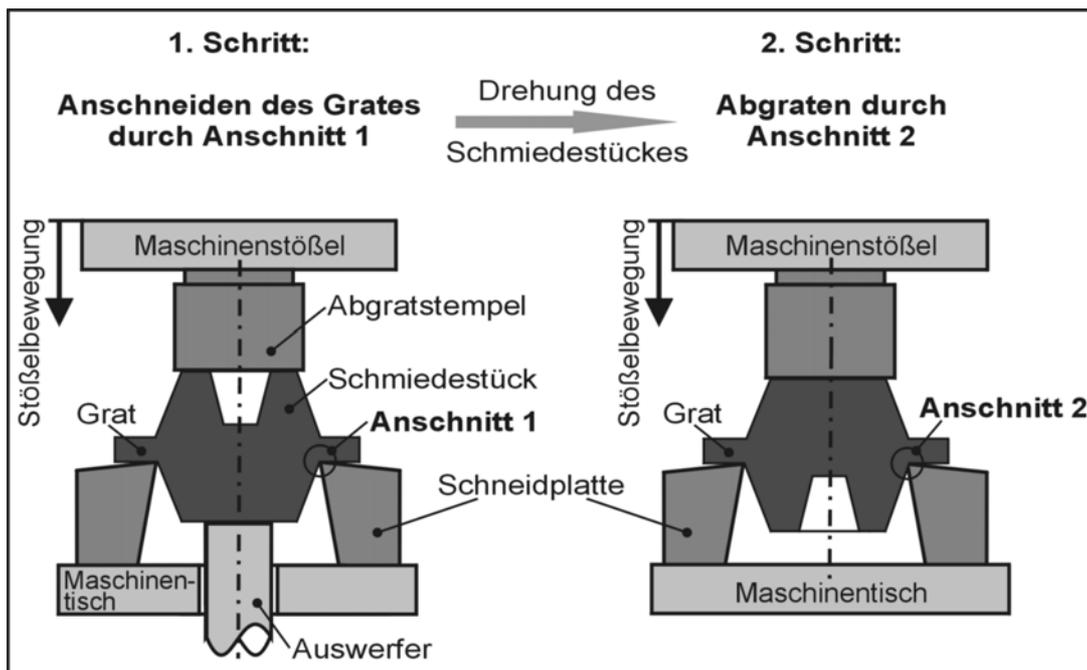


Bild 4-4: Verfahren des Konterschneidens

Das in **Bild 4-5** dargestellte Verfahren des „Nachschneidens“ ist auch für das Warmabgraten geeignet. Schmiedestück und Grat werden dabei konventionell getrennt. Die Schnitttiefe ist dabei so zu wählen, dass der nach dem ersten Schnitt verbleibende Gratansatz an einer zweiten Schneide entfernt werden kann. Schmidek berichtet von einer industriellen Anwendung dieses Verfahrens auch für das Lochen von Schmiedestücken.

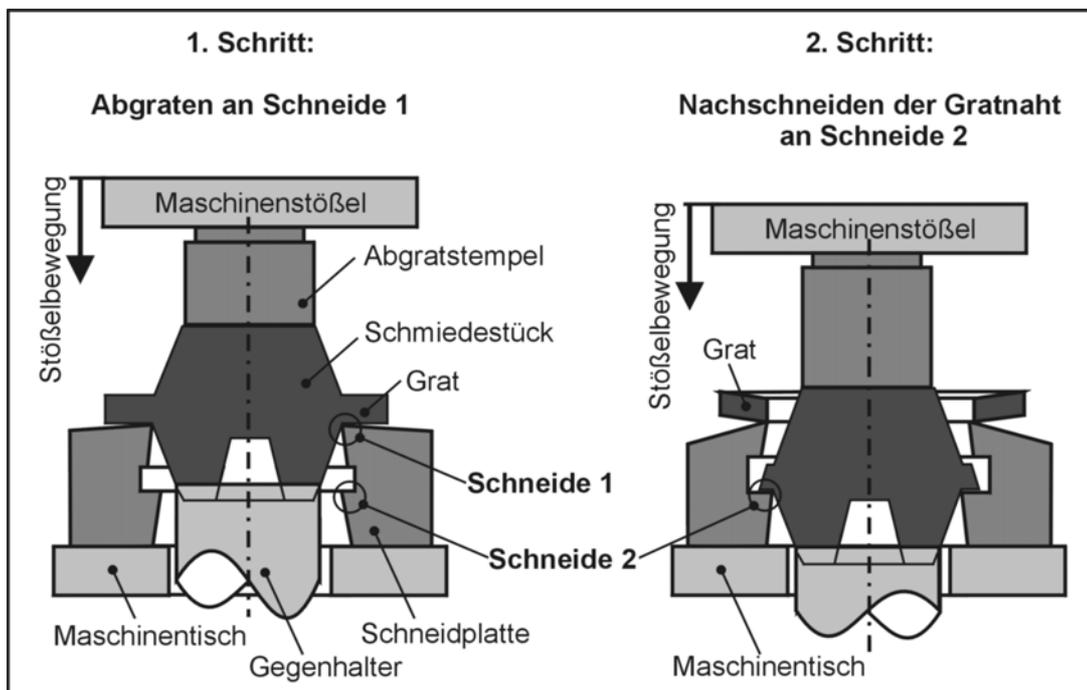


Bild 4-5: Verfahren des Nachschneidens

Aufbauend auf seinen Untersuchungen entwickelte Schmidek das „Abgraten mit Schneidstempel“, mit dem die Erzeugung weitgehend bruchzonenfreier Schnittflächen möglich ist (**Bild 4–6**). Hierbei wird der Grat mittels einer Zusatzeinrichtung auf der oberen Seite vorgeschritten, in einer zweiten Schnittphase erfolgt die Grattrennung mit definiertem Gratansatz. Dieser Gratansatz wird anschließend beim Durchdrücken durch die Schneidplatte nachgeschält. Als Nachteil wird der hohe werkzeugtechnische Aufwand angeführt.

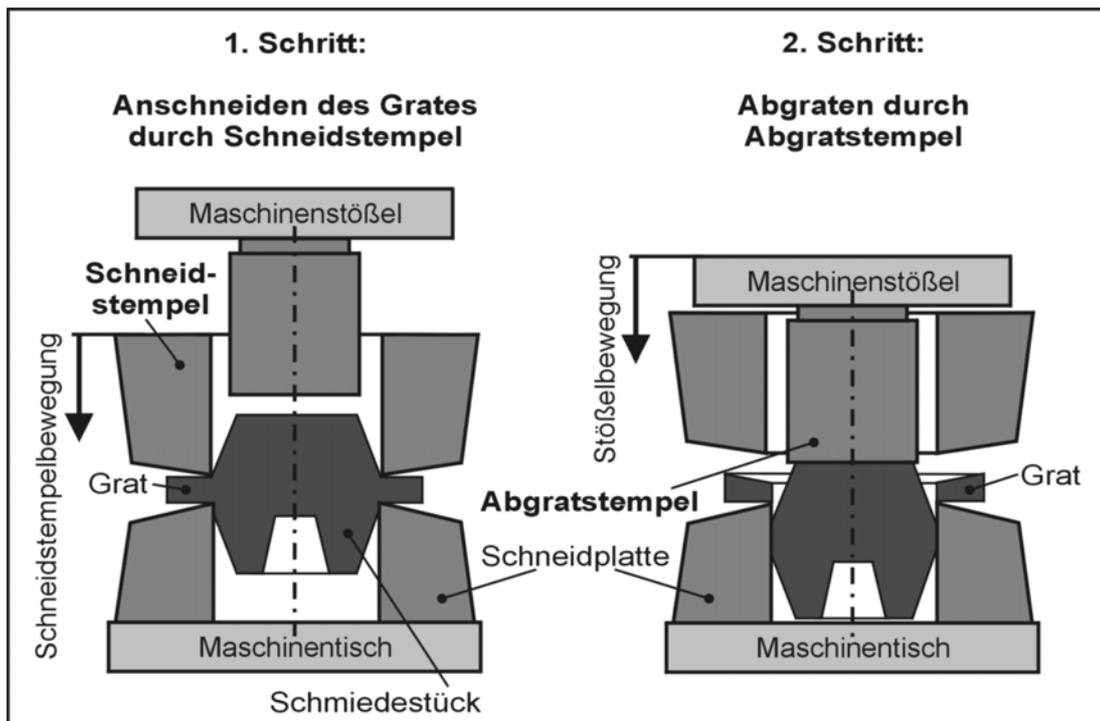


Bild 4–6: Verfahren des Abgratens mit Schneidstempel

4.2 Schmiedetechnische Fertigung von Durchgangsbohrungen

Für die Herstellung von Gesenkschmiedestücken mit eingeschmiedeten, durchgehenden Hohlräumen sind nur wenige Werkzeugkonzepte bekannt. Diese wurden von Dean (Birmingham) und Doege (Hannover) vornehmlich in den 90er Jahren des letzten Jahrhunderts für das gratlose Präzisionsschmieden entwickelt. Nachfolgend vorgestellte Konzepte basieren u.a. auf der bereits für Langteile dargestellten zeitlichen Trennung der Vorgänge „Gesenk schließen“ und „Umformung“ durch eine maschinenseitige Entkopplung der Gesenke.

Für geradverzahnte Zylinderradgeometrien beschreiben Tuncer und Dean verschiedene Werkzeugkonzepte zum Schmieden von Zahnrädern mit Durchgangsbohrung in geschlossenen Gesenken (**Bild 4–7**). Hierzu werden Rohteile mit Innenbohrung eingesetzt. Die Innenbohrung wird während der Umformung durch einen so genannten Steuordorn freigehalten [51, 52, 53, 54]. Auch das von Doege entwickelte Werkzeugkonzept zum gratlosen Präzisionsschmieden von

geradeverzahnten Zylinderrädern mit eingeschmiedeter Durchgangsbohrung nutzt ebenfalls einen Steurdorn zum Freihalten der Bohrung im Ausgangsmaterial während der Umformung. Ausgehend von dem Abschnitt eines nahtlos gezogenen Präzisionsstahlrohres wird das Zylinderrad in einer Umformstufe abgebildet [33].

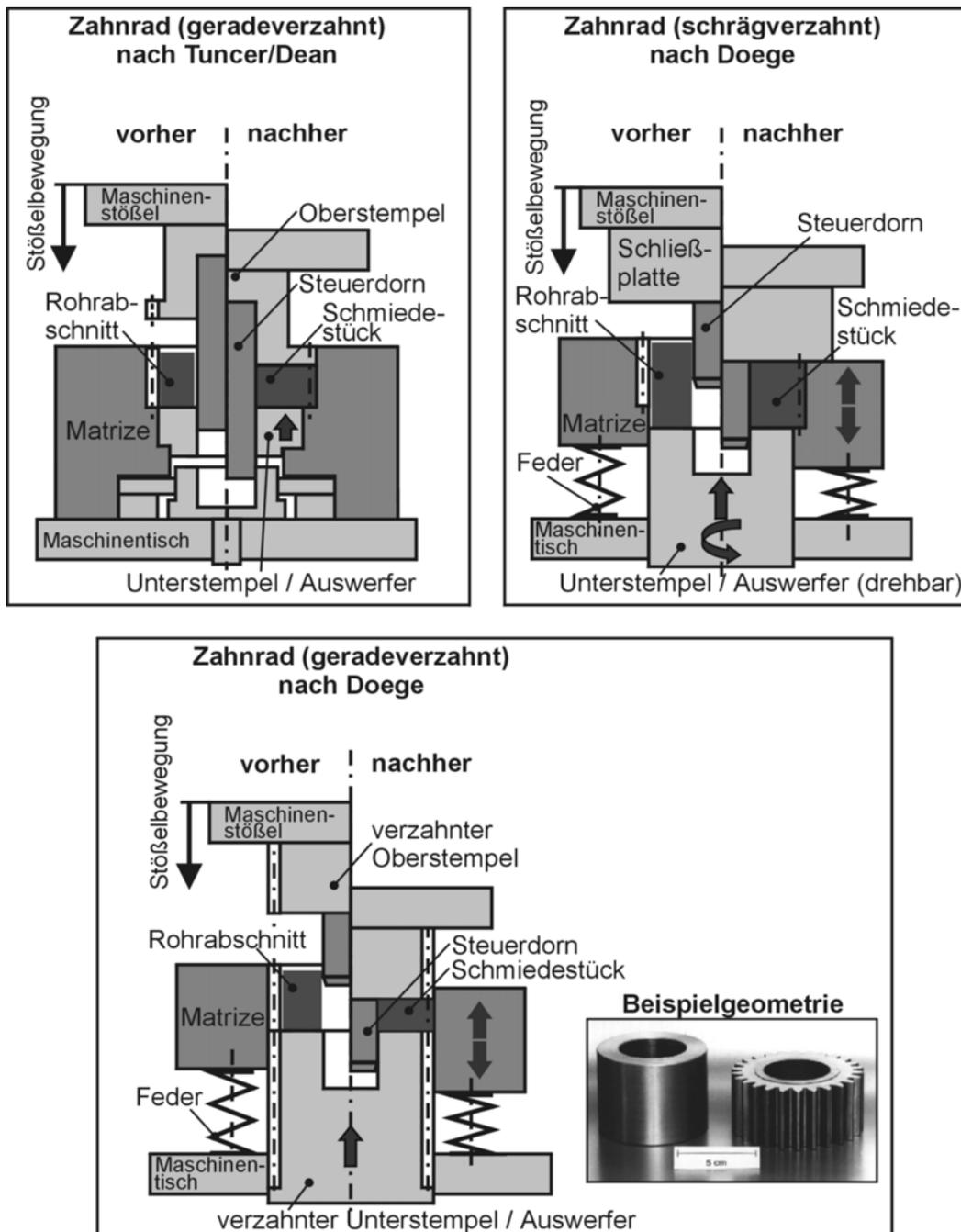


Bild 4-7: Werkzeugkonzepte zur schmiedetechnischen Fertigung von Durchgangsbohrungen

Ein alternatives Werkzeugkonzept zur Fertigung von geradeverzahnten Bauteilen mit stirnseitigen Funktionsflächen basiert auf dem Verfahren des Formstauens, bei dem die Umformung als Querfließprozess charakterisiert werden kann (Bild 4-7). Hauptmerkmal des Verfahrensprinzips ist die Verwendung einer axial beweglichen Matrize, die sich aufgrund der Reibung zwischen

Werkstückwerkstoff und Matrize während der Umformung in Stößelrichtung bewegt. Durch den oberen und unteren Umformstempel ergeben sich somit zwei Relativbewegungen in der Matrize, durch die ein Werkstofffluss vergleichbar mit dem beim zweiseitigen Pressen auf doppelt wirkenden Maschinen erreicht wird. Dies begünstigt die Formfüllung vorzugsweise der oberen und unteren Gravurecken. Als Ausgangsmaterial werden Rohteile mit einer Innenbohrung eingesetzt, die wiederum mit einem am Oberstempel befestigten Steurdorn freigehalten wird [33].

Auch die Herstellung von schrägverzahnten Bauteilen mit Durchgangsbohrung ist möglich. Ein gemäß Bild 4–7 realisierter Werkzeugaufbau ist mit dem zur Fertigung geradeverzahnter Bauteile vergleichbar. Es werden jedoch keine verzahnten Umformstempel eingesetzt. Vielmehr wird der Gravurhohlraum durch eine Schließplatte vollständig verschlossen und infolge der Abwärtsbewegung der axial beweglichen Matrize durch den unteren Stempel ausgeformt. Dieser Stempel ist zum Ausstoßen des Schmiedestückes drehbar gelagert [33]. Ein alternativer Werkzeugaufbau basiert ebenfalls auf dem Prinzip des Formstauchens. Aufgrund der erforderlichen Schrägverzahnung von Ober- und Unterstempel sind diese jedoch drehbar gelagert. Auch bei diesen Werkzeugkonzepten wird die Bohrung des rohrförmigen Halbzeuges mit einem Steurdorn am bewegten oberen Pressstempel freigehalten [55, 56].

Als alternatives Bauteil zu den gerade- und schrägverzahnten Zylinderrädern wurde ein Klauenpol mit Durchgangsbohrung ebenfalls mit dem Formstauchverfahren gratlos präzisionsgeschmiedet (**Bild 4–8**).

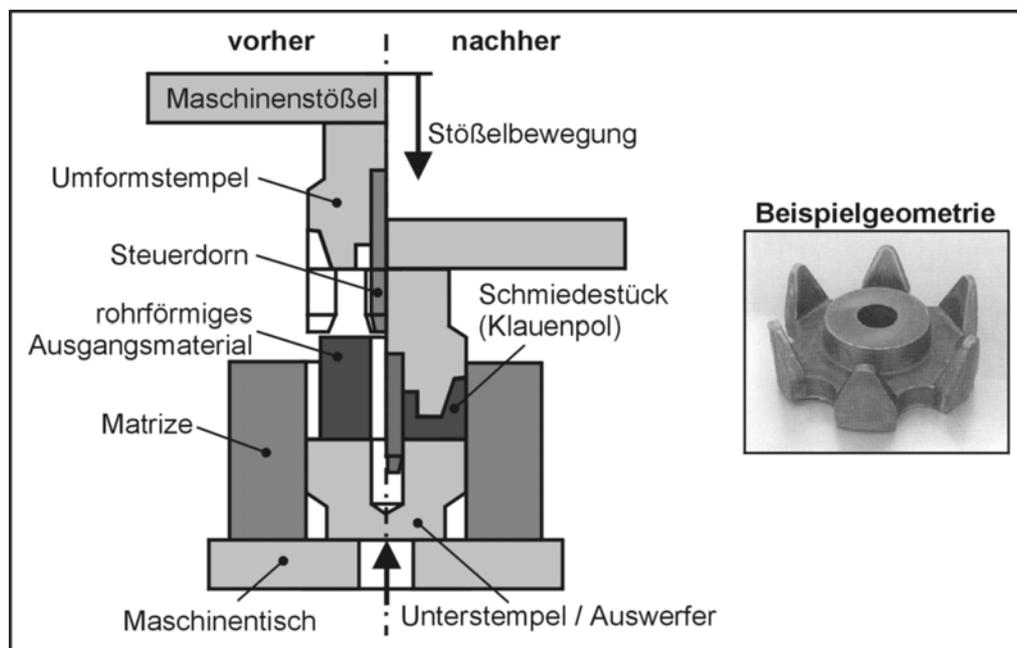


Bild 4–8: Werkzeugkonzept des Formstauchens mit integriertem Steurdorn

Der Oberstempel wird dabei von der Matrize umschlossen und formt das Bauteil aus. Auch hier hält ein am Oberstempel integrierter Steurdorn den Lochbereich des Rohteiles frei.

Grundvoraussetzung sämtlicher zuvor dargestellter Werkzeugkonzepte zur schmiedetechnischen Fertigung von Bauteilen mit durchgehenden Hohlräumen ist der Einsatz von rohrförmigem Ausgangsmaterial. Dementsprechend beschränkt sich das realisierte Bauteilspektrum auf einstufig umformbare, rotationssymmetrische Geometrien mit rotationssymmetrischen Durchgangsbohrungen.

Polley hat ein System zum Schmieden von gelochten Ventildfedertellern entwickelt, das nicht den Einsatz eines rohrförmigen Ausgangsmaterials erfordert (**Bild 4–9**). In einer ersten Umformstufe wird ein massiver, rotationssymmetrischer Stangenabschnitt durch Napf-Rückwärts-Fließpressen vorgeformt. Der Spiegel der vorgedornten Vorform wird in einer nachgelagerten Umformstufe während des Fertigschmiedens ausgelocht. Das Freihalten der Vordornung während des Fertigformens und das Auslochen wird durch einen Steurdorn realisiert [57].

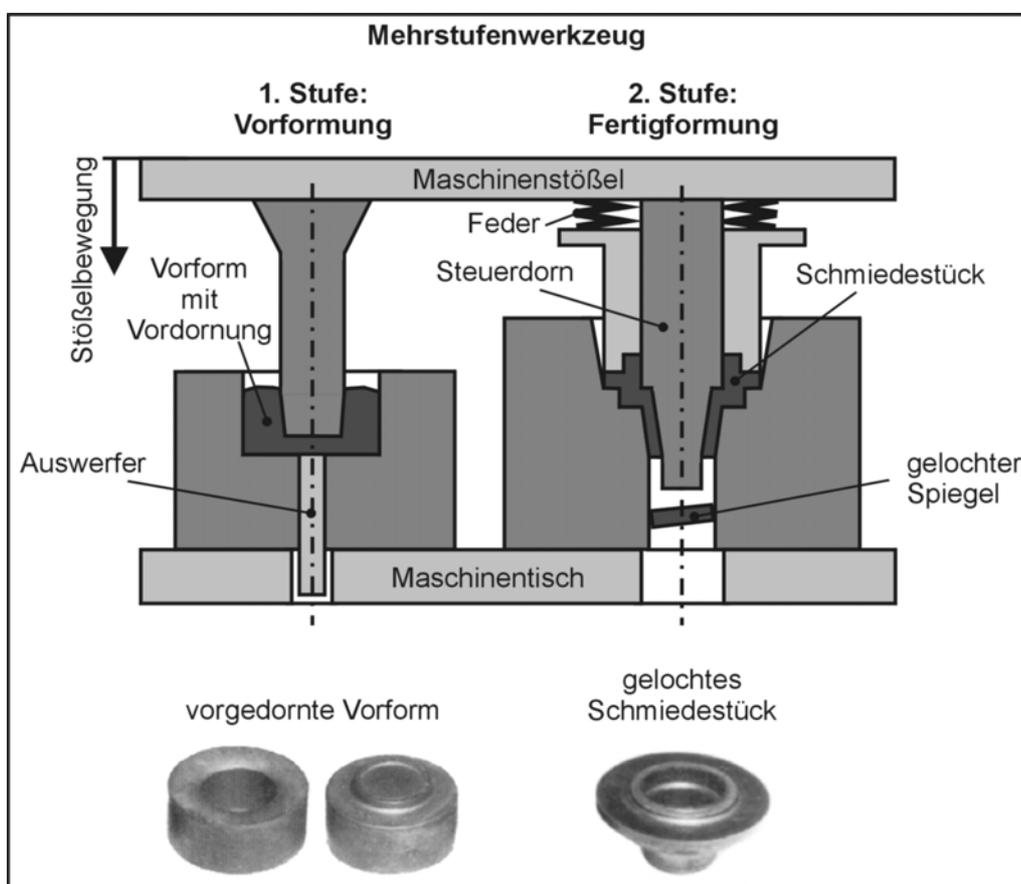


Bild 4–9: Werkzeugsystem zum Schmieden von gelochten Ventildfedertellern

Auf hydraulischen Umformaggregaten mit mehreren Wirkrichtungen ist hingegen ein kombinierter Umform-/Lochprozess auch für mehrstufig umzuformende, nicht rotationssymmetrische Geometrien unabhängig von der Ausgangs- bzw. Zwischenform realisierbar. Diese Möglichkeit wird von Yoshimura, Tanaka und Wang gemäß **Bild 4–10** dargestellt [16].

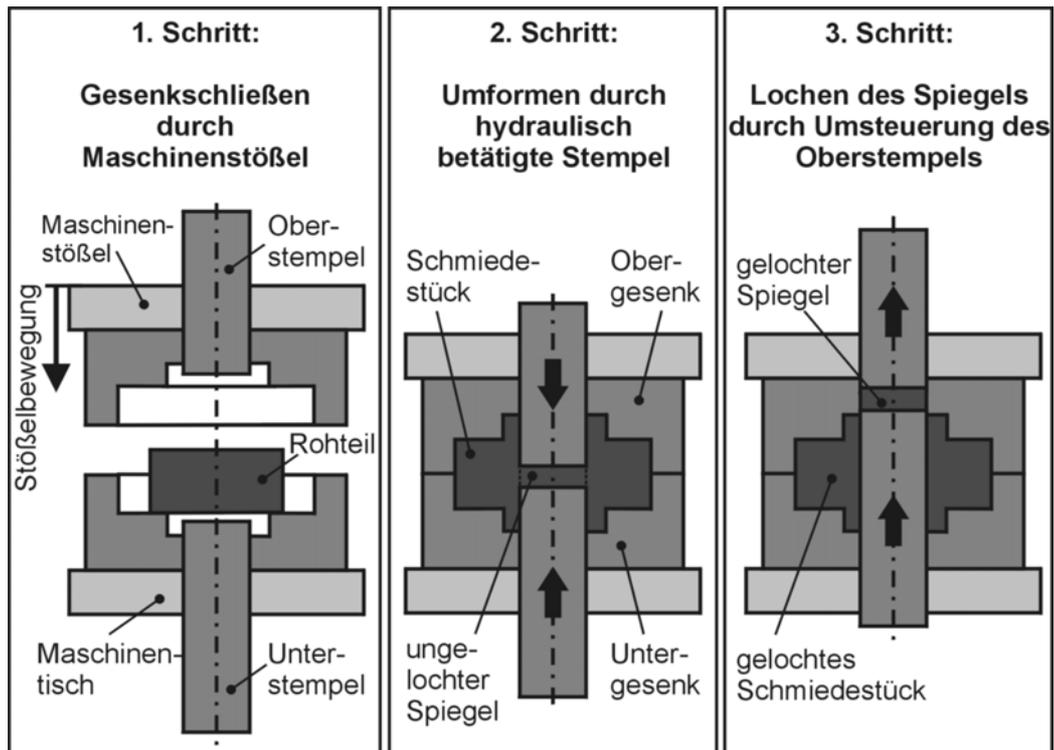


Bild 4–10: Mögliche Umsetzung eines kombinierten Umform-/Lochprozesses auf hydraulischen Umformaggregaten

Im Anschluss an die vollständige Formfüllung durch den in den Gravurhohlraum eindringenden Ober- und Unterstempel wird nach einer Umsteuerung der Bewegungsrichtung des Oberstempels dieser zusammen mit dem Spiegel und dem Unterstempel aus dem Bauteil geschoben. Industrielle Anwendungen werden jedoch nicht benannt. Als wesentlicher Grund werden die geringen Arbeitsgeschwindigkeiten von hydraulischen Pressen angeführt, wodurch geringe Mengenleistungen sowie verschleißfördernde, lange Druckberührzeiten resultieren.

Alternative Werkzeugkonzepte zum kombinierten Umformen/Lochen, bei denen ein während des Fertigschmiedens ausgebildeter Spiegel im Nachgang gelocht wird, sind nicht bekannt.

5 Zielsetzung und Vorgehensweise

Die schmiedetechnische Fertigung von rotationssymmetrischen Bauteilen mit Durchgangsbohrungen wird gegenwärtig nur durch wenige spezielle Werkzeugkonzepte zum gratlosen Präzisionsschmieden ermöglicht. Das herstellbare Bauteilspektrum ist fast ausschließlich auf einstufig umformbare Geometrien beschränkt. Gemeinsames Verfahrensmerkmal nahezu aller Konzepte ist der Einsatz eines rohrförmigen Ausgangsmateriales, dessen Bohrung während des Fertigschmiedens mit einem zuvor eingeführten Steurdorn freigehalten wird. In einem alternativen Konzept für einen zweistufigen, rotationssymmetrischen Umformprozess wird der fertig ausgebildete Spiegel einer vorgedornten Vorform während des Fertigschmiedens ausgelocht. Sämtliche Verfahren basieren auf einer parallelen Ausrichtung der Hauptachse der Bohrung im Ausgangsmaterial zur Hauptachse des Schmiedestückes.

Für den mehrstufigen Umformprozess von länglichen Bauteilen hingegen ist der Einsatz von Zwischenformen mit rohrförmig ausgebildeten oder vorgedornten Bereichen zur Erzeugung von durchgehenden Hohlräumen während der Fertigformung nicht möglich, da Bohrungs- und Schmiedestückhauptachse i.d.R. rechtwinklig zueinander angeordnet sind. Gegenwärtig existieren keine Alternativen zu einem dem Fertigschmieden nachgeschalteten, separaten Lochprozess. Ferner ist nicht bekannt, dass mit den derzeit verfügbaren Verfahren des Auslochens aufgrund der erreichbaren Maßgenauigkeiten und Oberflächengüten die gelochten Bauteilbereiche als einbaufertige Funktionsfläche eingesetzt werden können. Hierzu schließt sich meist eine spanende Fertigbearbeitung an.

Unabhängig von der Geometrie des Ausgangsmateriales ist für rotationssymmetrische und längliche Bauteile die Fertigung von durchgehenden Hohlräumen auf hydraulischen Pressen mit mehreren, einzeln ansteuerbaren Wirkrichtungen umsetzbar. Entsprechend der bauartspezifisch niedrigen Arbeitsgeschwindigkeiten resultieren jedoch geringe Mengenleistungen und geringe Werkzeugstandzeiten, so dass industrielle Anwendungen nicht bekannt sind.

Das am Beispiel des Pleuels entwickelte Verfahren des gratlosen Präzisionsschmiedens wurde erstmalig auf die Geometrie des Bauteiles „Schraubenschlüssel“ übertragen und auf industrielle Anwendbarkeit überprüft. Im Rahmen dieser Arbeiten war eine maximale Verkürzung der Prozesskette zur Kostenreduzierung gefordert. Als Ansatzpunkt galt der bei der konventionellen Fertigung von Schraubenschlüsseln durch das Gesenkschmieden mit Grat separat durchgeführte Lochprozess sowie die kostenintensive Zerspanung zur Fertigbearbeitung der Funktionsflächen. Formuliert wurden folgende Zielsetzungen, die zugleich den Inhalt dieser Arbeit darstellen:

- Primäres Ziel ist die endkonturnahe Fertigung einer gratlos präzisionsgeschmiedeten Schraubenschlüsselgeometrie mit durchgehenden Hohlräumen im Maul- und Ringbereich. Dazu wird die Integration des Lochprozesses in das Werkzeugkonzept der Fertigformung des gratlosen Präzisionsschmiedens vorgenommen, so dass die schmiedetechnische Erzeugung von durchgehenden Hohlräumen erstmals auch in komplexen Langteilen möglich ist.
- Weiteres Ziel ist die Reduzierung der erforderlichen spanenden Fertigbearbeitung im gelochten Bauteilbereich durch eine Verbesserung der sich ausbildenden Maßgenauigkeit und Oberflächengüte. Im Idealfall stellen die gelochten Bereiche des Schraubenschlüssels aufgrund der bauteilspezifischen Genauigkeitsanforderungen einbaufertige Funktionsflächen dar und erfordern keine spanende Fertigbearbeitung. Dies führt zu einer Erweiterung der präzisionsschmiedbaren Bauteilflächen.

Aufgrund der flach ausgeprägten Grundgeometrie des Schraubenschlüssels ergab sich zunächst die zentrale Fragestellung, ob die am Beispiel einer Pleuelgeometrie realisierte Stadienfolge des gratlosen Präzisionsschmiedens und insbesondere das Werkzeugkonzept der Fertigformung auf die Schlüsselgeometrie übertragbar ist. Demzufolge ist eine kurze Darstellung sowohl der für den Schraubenschlüssel realisierten Stadienfolge als auch der Werkzeugkonzepte vorangestellt.

Im Anschluss erfolgt die Beschreibung des realisierten Werkzeugsystems und die Erläuterung der Werkzeugkinematik. Angaben zu prozessspezifischen Geschwindigkeiten, Wegen und Zeiten werden im Rahmen der Versuchsdurchführung anhand entsprechender Weg-Zeit-Diagramme vorgenommen.

Als weiterer Schwerpunkt der Arbeit erfolgt eine Dokumentation der Versuchsdurchführung. Zielsetzung dabei sind Aussagen zu den grundlegenden Zusammenhängen der entwickelten Prozesskombination von Umformen und Lochen zum Nachweis der grundsätzlichen Anwendbarkeit des Werkzeugsystems.

Ferner wird eine erste Beurteilung des prozessspezifischen Verschleißverhaltens gegeben. In diesem Zusammenhang wird zugleich ein Ausblick gegeben, welche zukünftigen Arbeitsgebiete sich im Rahmen dieser Untersuchungen als relevant für eine weiterführende Prozessoptimierung ergeben haben. Abschließend werden auf Basis der Versuchsergebnisse Empfehlungen für den Praxiseinsatz in Form von Schlussfolgerungen für die Gestaltung des Prozesses abgeleitet. Dies beinhaltet ebenfalls die Darstellung allgemeingültiger Vorgehensweisen zur Auslegung wichtiger Werkzeugfunktionen.

6 Stadienfolge des präzisionsgeschmiedeten Schraubenschlüssels

Begründet in der flach ausgeprägten Bauteilgeometrie und der resultierenden begrenzten Materialverdrängung im Gesenk infolge des geringen Stempelhubes wurde zunächst die Übertragbarkeit des gratlosen Präzisionsschmiedens auf die Geometrie des Schraubenschlüssels überprüft. Insbesondere für das Werkzeugkonzept der Fertigformung wurde aus folgenden Gründen eine wesentlich erschwerte Formfüllung erwartet:

Während der konventionellen Fertigung des Schraubenschlüssels durch das Gesenkschmieden mit Grat stellt der stetig zunehmende Kontaktbereich zwischen Werkzeug und Werkstück jeweils den Bereich der Umformkrafteinleitung dar und erleichtert somit die Formfüllung. Im Vergleich dazu ist gemäß **Bild 6–1** bei Verwendung des Werkzeuges zum gratlosen Präzisionsschmieden die Krafteinleitung in die Zwischenform auf den Querschnitt der Umformstempel begrenzt.

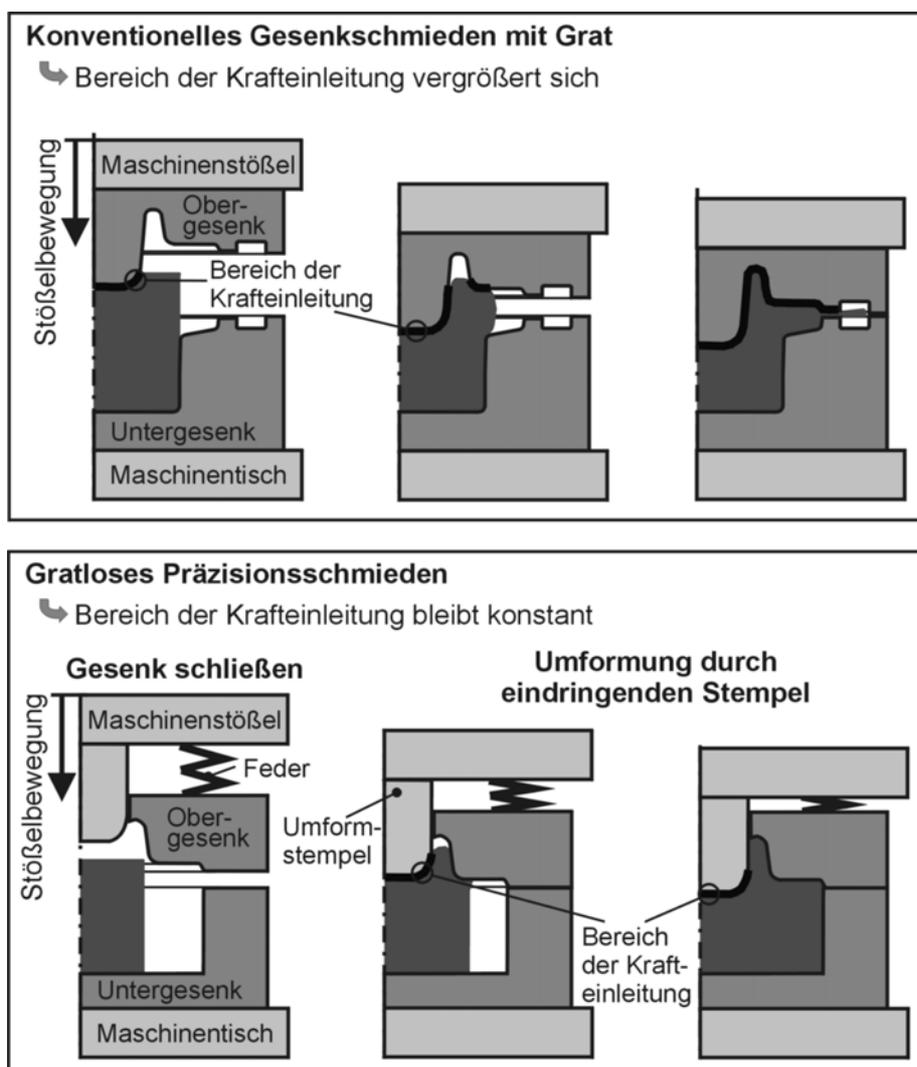


Bild 6–1: Krafteinleitung beim konventionellen Schmieden und gratlosen Präzisionsschmieden

Da dieser Querschnitt während der Umformung konstant bleibt, wird die Formfüllung aufgrund der zunehmenden Distanz zwischen dem Bereich der Krafteinleitung und der zu bewegenden Werkstofffront des Schmiedematerials erschwert. Diese Problematik wird durch die geringen Dicken der Schraubenschlüsselgeometrie verstärkt, da geringe Ausgangshöhen des Werkstoffes die Einleitung und Aufrechterhaltung des Materialflusses erschweren und zudem die Umformkraft erhöhen.

Experimentell konnte bestätigt werden, dass die am Beispiel der Pleuelgeometrie realisierte Stadienfolge, bestehend aus dem Querwalzprozess zur Vorformung, dem Anstauchprozess im geschlossenen Gesenk zur Zwischenformung und der gratlosen Fertigformung auf den Schraubenschlüssel übertragbar ist. Aufgrund technischer und wirtschaftlicher Aspekte wurden im Rahmen der Prozessgestaltung u.a. folgende Anpassungen vorgenommen:

Im Vergleich zum gratlosen Präzisions Schmieden von Pleuel wurde für die Geometrie des Schraubenschlüssels lediglich der Einsatz von jeweils einem Umformstempel im Oberwerkzeug zur Ausformung des Ring- und Maulbereiches realisiert. Die Ausformung des Schaftes hingegen erfolgte dementsprechend nahezu vollständig während der Zwischenformung durch das Schmieden im geschlossenen Gesenk. Verfahrensbedingt weisen geschlossene Werkzeuge keine horizontale Gesenkteilung auf, da das Schmiedestück allseitig von der unteren Matrize umgeben ist. Somit war eine Entnahme der Zwischenform aus dem Werkzeug nur bei Verzicht der Ausschmiedung der Kantenradien im Schaftbereich möglich (vgl. Bild 2–3). Deren Ausschmiedung wird abschließend im Fertigformwerkzeug vorgenommen. Dazu ist die Schaftdicke der Zwischenform so bemessen, dass dieser Bereich während des Schließens der Gesenke geringfügig gestaucht wird und sich somit die Kantenradien durch Breitung der Zwischenform im Schaftbereich frei ausbilden. Voraussetzung hierzu ist eine exakte Positionierung im Gesenk.

Bild 6–2 zeigt für die Endform des Maul- und Ringbereiches die Stoffflusssimulation mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode (FEM) bis zur vollständigen Formfüllung. Für beide Geometrien ist zu Beginn der Umformung in dem stempelnahen Bereich eine seitliche Verdrängung des Materialflusses zu beobachten. Diese Verdrängung ist aufgrund der geringen Ausgangshöhe der Zwischenform besonders für die Maulgeometrie ausgeprägt. Eine Begrenzung dieses horizontalen Werkstoffflusses, der als „Breiten“ bezeichnet wird, ist gemäß der abgebildeten Umformstufe 4 durch das Erreichen der äußeren Gravurwandung gegeben. Die weitere Formfüllung erfolgt bei der Maulgeometrie durch das Auffüllen der stempelnahen Bereiche, d.h. das Anlegen des Materialflusses an den Stempel. Dieser Vorgang wird als „Kantenfüllen“ bezeichnet. Für die Ringgeometrie erfolgt vor dem Kantenfüllen das so genannte „Steigen“ des Werkstoffes in den oberen Gravurhohlraum. Speziell die ausgeprägte Verdrängung des Schmiedematerials in den stempelnahen Bereichen der Maulgeometrie ermöglicht bei der Analyse des entwickelten

Umform-/Lochprozesses die genaue Abgrenzung der beiden Oberflächenbereiche, die durch den Umform- und den Lochprozess entstehen.

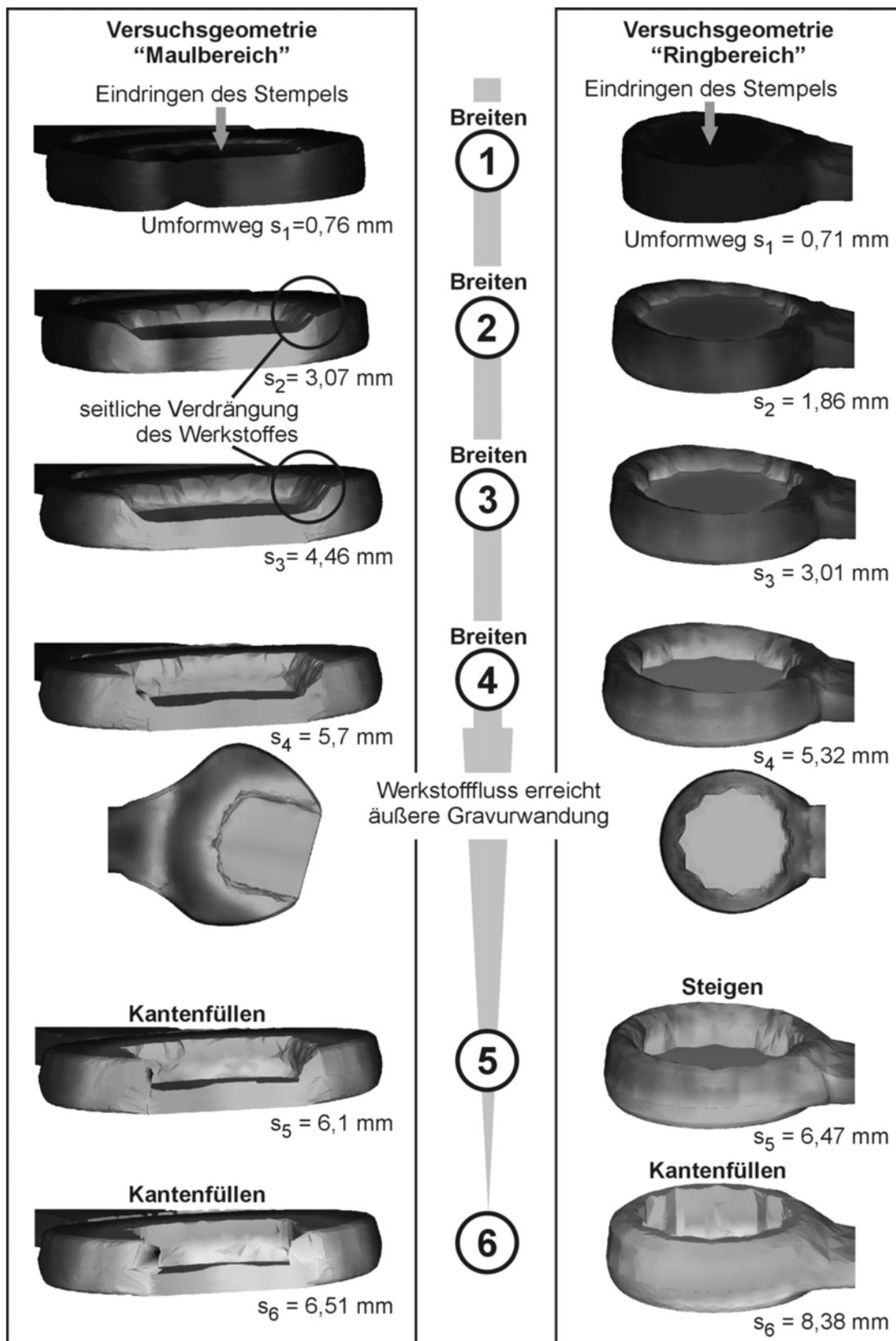


Bild 6-2: Stoffflusssimulation mittels Finite-Elemente-Methode (Software MSC SuperForge)

Aufgrund der Variantenvielzahl und der Stückzahlen der relevanten Schraubenschlüssel wurde zudem die Wirtschaftlichkeit eines Querwalzprozesses zur Vorformung in Frage gestellt. Eine Alternative bot sich durch den Einsatz eines Spaltstückes als Vorform, das bei der konventionellen Fertigung des Schraubenschlüssels traditionell eingesetzt wird. Die für den Präzisions schmiedeprozess erforderliche Vorformgeometrie war jedoch nicht konventionell spaltbar. Unter Berücksichtigung der technischen und wirtschaftlichen Randbedingungen wurde zur Herstellung das Laserstrahlschneiden ausgewählt, bei dem ein nicht vermeidbarer Materialabfall von ca. 12 % auftritt. Weiterhin konnte die spaltähnliche Vorform geometriebedingt nicht flach, sondern nur hochkant in das Zwischenformwerkzeug eingelegt werden. Diese Positionierung erwies sich als sehr praktikabel hinsichtlich Handhabung, Standsicherheit und exakter Positionierbarkeit im Gesenk. Im Vergleich zu den mit Walzteilen als Vorform hergestellten Zwischenformen ergab sich zudem ein identisches Formfüllungsverhalten bei der Fertigformung.

Die abschließend experimentell bestätigte Stadienfolge zum gratlosen Präzisionsschmieden des Schraubenschlüssels –bestehend aus der spaltähnlichen Vorform, hergestellt durch das Laserstrahlschneiden, und der gestauchten Zwischenform– ist in **Bild 6–3** dargestellt.



Bild 6–3: Stadienfolge des gratlos präzisionsgeschmiedeten Schraubenschlüssels

Die im Schmiedestück verbleibenden Materialspiegel sowohl im Bereich des Ringes als auch des Maules sind derzeit nur durch einen konventionellen, separat durchgeführten Lochprozess entfernbar. In den nachfolgenden Ausführungen wird am Beispiel dieser beiden Bauteilbereiche die Integration des Lochprozesses in die Fertigformung untersucht.

7 Entwicklung des kombinierten Umform-/Lochwerkzeuges

Die konzeptspezifischen Vorteile des Fertigformwerkzeuges zum gratlosen Präzisionsschmieden sollten auch bei einer zusätzlichen Integration der Lochfunktion weiterhin gegeben sein. Diese Forderung bezieht sich im Wesentlichen auf die Einsetzbarkeit des Werkzeuges auf konventionellen, einfach wirkenden und schnell laufenden Pressen ohne externe Antriebe für die Werkzeugfunktion sowie auf die Entkopplung der Gravuren zur Kompensation der Maschinenungenauigkeiten. Als weitere wichtige Forderung wurde definiert, dass der Umform- und Lochprozess im Verlauf eines Maschinenumlaufes zu erfolgen hat. Dies gewährleistet hohe Mengenleistungen, reduziert die Druckberührzeiten zwischen dem heißen Schmiedestück und dem Werkzeug sowie die Liegezeiten im Gesenk und verzögert somit die Verschleißmechanismen.

Die Geometrie des Schraubenschlüssels ist durch zwei grundsätzlich unterschiedliche Bauteilenden gekennzeichnet. Der Bereich des Mauls ist extrem flach und breit ausgebildet und weist somit eine für das gratlose Schmieden schwierige Grundgeometrie auf. Die Innenfläche bzw. die zu lochende Kontur hingegen ist aufgrund der großen Radien und der geradlinigen Schnittlinie unkompliziert ausgeprägt. Im Gegensatz dazu ist der Bereich des Ringes aufgrund der zylinderförmigen Grundgeometrie schmiedetechnisch weniger problematisch. Die Verzahnungsinnenfläche bzw. die zu lochende Kontur jedoch weist eine versetzte, wesentlich komplexere Schnittlinie mit vielen kleinen Radien auf (vgl. Bild 6–3). Angesichts der grundsätzlich verschieden ausgeprägten Geometrien der zu lochenden Bauteilbereiche wurde der Nachweis der Funktionsweise des entwickelten Werkzeugsystems und die Analyse des Wirkprinzips der integrierten Lochfunktion jeweils für den Bereich des Mauls und Ringes separat durchgeführt. Somit ist eine umfassende Beurteilung des kombinierten Umform-/Lochprozesses hinsichtlich Einsatzbereich, Verfahrensgrenzen etc. möglich. Zu diesem Zweck wurde das Werkzeug zum Austausch der formgebenden Komponenten modular aufgebaut.

Im Rahmen einer Werkzeugentwicklung hat sich die Finite-Elemente-Methode (FEM) als Hilfsmittel zur Auslegung der formgebenden Werkzeugkomponenten etabliert. Für den vorliegenden Anwendungsfall jedoch ist die simulationstechnische Abbildung des geplanten Lochprozesses mit Hilfe der FEM aufgrund der Komplexität der Materialtrennvorgänge mit den heutigen verfügbaren kommerziellen Programmen nicht möglich. Bisher wurden nur in wenigen Untersuchungen spezielle Lösungsansätze zur Abbildung der grundlegenden Mechanismen während einer Materialtrennung vorgestellt [58, 59, 60, 61, 62, 63, 64]. Aktuelle simulationstechnische Abbildungen von Loch- und Schneidvorgängen basieren auf der Verformungsbruchtheorie [65, 66, 67]. Sämtliche Lösungsansätze verwenden jedoch vereinfachte und verallgemeinerte Annahmen zur Beschreibung der realen Trennmechanismen, so dass bislang keine zuverlässigen

Aussagen insbesondere hinsichtlich der neu gebildeten Oberflächen möglich sind. Somit wird nach dem aktuellen Entwicklungsstand eine Prozessgestaltung der Lochvorgänge mittels FEM als nicht aussagekräftig angesehen [68, 69]. Eine Prozessvorauslegung und -analyse auf Basis der FEM ist für den entwickelten Umform-/Lochprozess folglich auf die Phase der Umformung bis zur vollständigen Formfüllung beschränkt (vgl. Bild 6–2). Die Analyse des Auslochvorganges hingegen ist nur durch eine geeignete Versuchsgestaltung experimentell durchführbar.

7.1 Werkzeugaufbau

Zur Integration der Lochfunktion wird der Werkzeugaufbau der Fertigformung durch die folgende Anforderung bestimmt: Der Unterstempel hat während der Umformung den Gravurhohlraum zu verschließen und somit der einwirkenden Umformkraft entgegenzuwirken. Zum Zeitpunkt der vollständigen Formfüllung hat der Unterstempel zurückzuweichen und somit den notwendigen Raum für das Auslochen des Spiegels zu schaffen. Nach abgeschlossener Lochung ist vor der Entnahme des Schmiedestückes der Rückhub des Unterstempels in seine Ausgangslage, d.h. das Zurückdrängen des Spiegels in das Werkstück, zu vermeiden. Die konstruktive Umsetzung dieser zentralen Anforderung ist nachfolgend in **Bild 7–1** dargestellt.

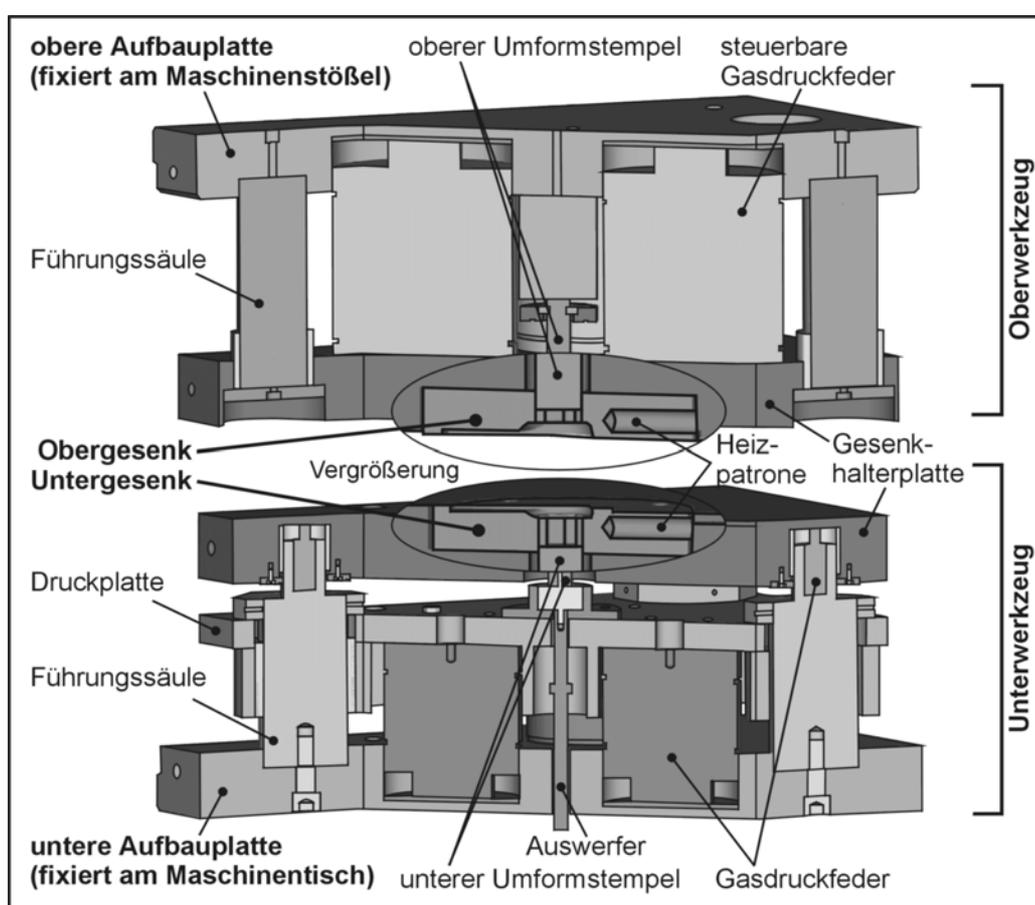


Bild 7–1: Aufbau des entwickelten kombinierten Umform-/Lochwerkzeuges

Dabei ermöglicht die Austauschbarkeit der formgebenden Werkzeugkomponenten Obergesenk und Oberstempel (**Bild 7–2**) sowie Untergesenk und Unterstempel den Wechsel der Versuchsgeometrien „Ringbereich“ und „Maulbereich“.

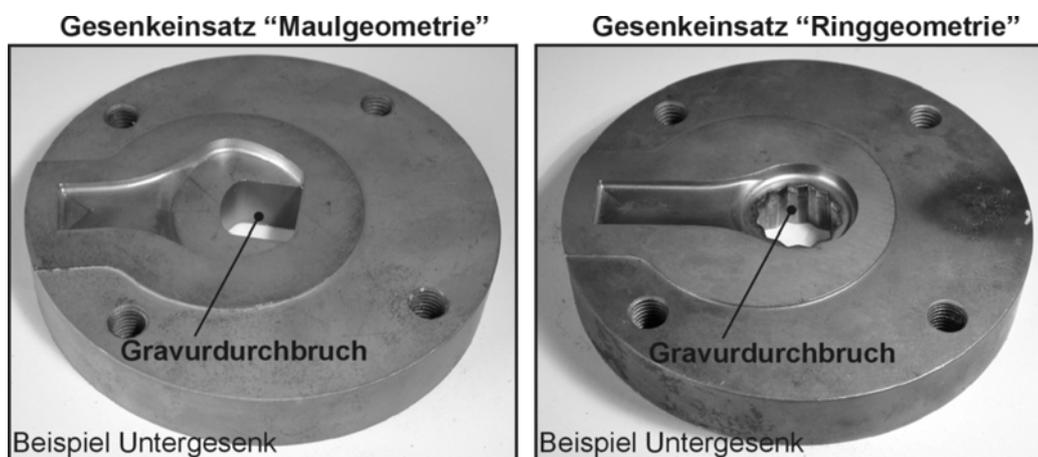


Bild 7–2: Gesenkeinsatz der Versuchsgeometrie „Maulbereich“ und „Ringbereich“

7.1.1 Aufbau des Oberwerkzeuges

Die obere Aufbauplatte stellt die Schnittstelle zwischen dem Oberwerkzeug und dem Maschinenstößel dar. Die Einleitung der Umformkraft in das Rohteil erfolgt über einen auf dieser Aufbauplatte fixierten Umformstempel. Das Obergesenk ist in der Gesenkhalterplatte integriert. Vier Führungssäulen zwischen der Aufbau- und der Gesenkhalterplatte ermöglichen die mechanische Entkopplung von Obergesenk und Umformstempel und somit die Relativbewegung zwischen diesen Werkzeugkomponenten. Eine weitere Aufgabe der Führungssäulen ist die Aufnahme der im Umformprozess auftretenden Querkräfte. Die erforderlichen Gesenkschließkräfte werden mit vier um den Stempel gruppierten Gasdruckfedern aufgebracht. Die Temperierung des Gesenkeinsatzes erfolgt elektrisch mit einer Heizpatrone. Da der beheizte Gesenkeinsatz direkt unterhalb der Aufstandsflächen der Federn auf der Gesenkhalterplatte angeordnet ist, wurden in dieser Platte zur Einhaltung der maximal zulässigen Betriebstemperatur der Gasdruckfedern im Nahbereich der Federn Kühlwasserbohrungen vorgesehen.

7.1.2 Aufbau des Unterwerkzeuges

Angesichts der flachen Bauteilgeometrie ist zur vollständigen Formfüllung der mit dem Oberwerkzeug realisierbare Stempelhub und somit eine einseitige Krafteinleitung ausreichend. Eine Einleitung von Umformkraft durch das Unterwerkzeug ist nicht erforderlich, so dass der Unterstempel nicht die Funktion eines Umformstempels übernimmt.

Analog zum Oberwerkzeug ist die untere Aufspannplatte die Schnittstelle zum Maschinentisch. In der Gesenkhalterplatte sind das Untergesenk und die Zentrierkonusse fixiert. Diese Zentrierung gewährleistet eine versatzfreie Ausrichtung von Ober- und Untergesenk während der Umformung. Die Gesenkhalterplatte ist über vier Führungssäulen mit der Aufbauplatte verbunden und liegt auf vier in diesen Säulen integrierten Gasdruckfedern. Ein Absatz in den Säulen ermöglicht eine definierte Abwärtsbewegung der Gesenkhalterplatte und somit des Untergesenkes gegen den Gasdruck der Gasdruckfedern bis zum Anschlag. Zusätzlich übernehmen die Führungssäulen die Führung der Druckplatte und des darauf fixierten Unterstempels. In der Ausgangsposition des Unterwerkzeuges steht der Unterstempel relativ zur Gravurbodenoberfläche um den gleichen Betrag zurück, um den sich die Gesenkhalterplatte bis zum Absatz der Führungssäule abwärts bewegen kann. In diesem Fall schließt der Unterstempel mit dem Gravurboden bündig ab und bildet den geschlossenen Gravurhohlraum des Untergesenkes aus. Die Druckplatte mit Unterstempel stützt sich auf vier Gasdruckfedern ab. Der Oberstempel und der Gravurdurchbruch des Untergesenkes müssen umlaufend einen definierten Spalt aufweisen, so dass ein Eintauchen des Oberstempels in den Gravurdurchbruch möglich ist. Die Erwärmung des Gesenkeinsatzes erfolgt ebenfalls elektrisch mit einer Heizpatrone. Aufgrund der Anordnung der Gasdruckfedern und somit des reduzierten Wärmeeintrages wurde im Unterwerkzeug keine Kühlung der Federn vorgesehen.

7.2 Funktionselement Gasdruckfeder

Zur Entriegelung des Unterstempels zum Zeitpunkt der vollständigen Formfüllung wurden verschiedene Lösungen mit nachgiebigen Elementen wie beispielsweise geschichteten Tellerfedern oder einer Ölhydraulik in Betracht gezogen. Aufgrund des vorgegebenen, begrenzten Einbauraumes boten jedoch einzig Gasdruckfedern optimale Möglichkeiten zur Werkzeuggestaltung und Integration des Lochprozesses.

Merkmale der Gasdruckfedern

Die ausgewählten Gasdruckfedern sind mit hochverdichtetem Stickstoff gefüllt und bis zu einer Betriebstemperatur von ca. 80 °C einsetzbar. Ausgewählt wurden die Gasdruckfedern aufgrund der folgenden technologischen und wirtschaftlichen Vorteile:

Gasdruckfedern stellen bereits in der Ausgangsposition die gesamte Kraft zur Verfügung. Eine Vorspannung durch Werkzeugkomponenten ist nicht erforderlich. Ferner weisen Gasdruckfedern im Vergleich zu anderen Federarten einen geringeren Kraftanstieg über dem Federweg auf. Dieser Kraftanstieg wird durch den Druckaufbaufaktor definiert. Aufgrund der wesentlich höheren Kraftdichte sind Gasdruckfedern sehr kompakt gebaut. Für die Integration in das neue

Werkzeug erwies sich zudem als vorteilhaft, dass unabhängig von Bauart, Funktionsumfang und realisiertem Verbundanschluss der Federn keine externen Ausgleichsvolumen benötigt werden.

Die wirtschaftlichen Vorteile einer Gasdruckfeder ergeben sich aus der Wartungsfreiheit und den erreichbaren hohen Standzeiten. Mit den konventionellen Gasdruckfedern im Unterwerkzeug und den steuerbaren Gasdruckfedern im Oberwerkzeug werden zwei verschiedene Bauarten in Abhängigkeit des erforderlichen Funktionsumfanges eingesetzt.

7.2.1 Bauart konventionelle Gasdruckfeder

Die konventionellen Gasdruckfedern sind als Einkammersystem ausgelegt, d.h., der Gasdruck wirkt auf den Kolben der Feder und erzeugt eine ständig wirkende Kraft. Bei einer Abwärtsbewegung der Kolbenstange wird Energie in Form einer Druckerhöhung in die Feder eingebracht, die während der Aufwärtsbewegung wieder abgegeben wird. Diese Bauart wird für sämtliche Gasdruckfedern im Untergesenk verwendet.

Die vier Gasdruckfedern in den Führungssäulen, auf die sich die Gesenkhalterplatte abstützt, sind autonom, d.h., sind nicht mit externen Komponenten oder untereinander durch Leitungen verbunden. Der Federweg beträgt 15 mm und die Anfangskraft maximal 2 kN pro Feder. Die Zusammenschaltung der Federn im Verbundanschluss ist in **Bild 7–3** schematisch dargestellt.

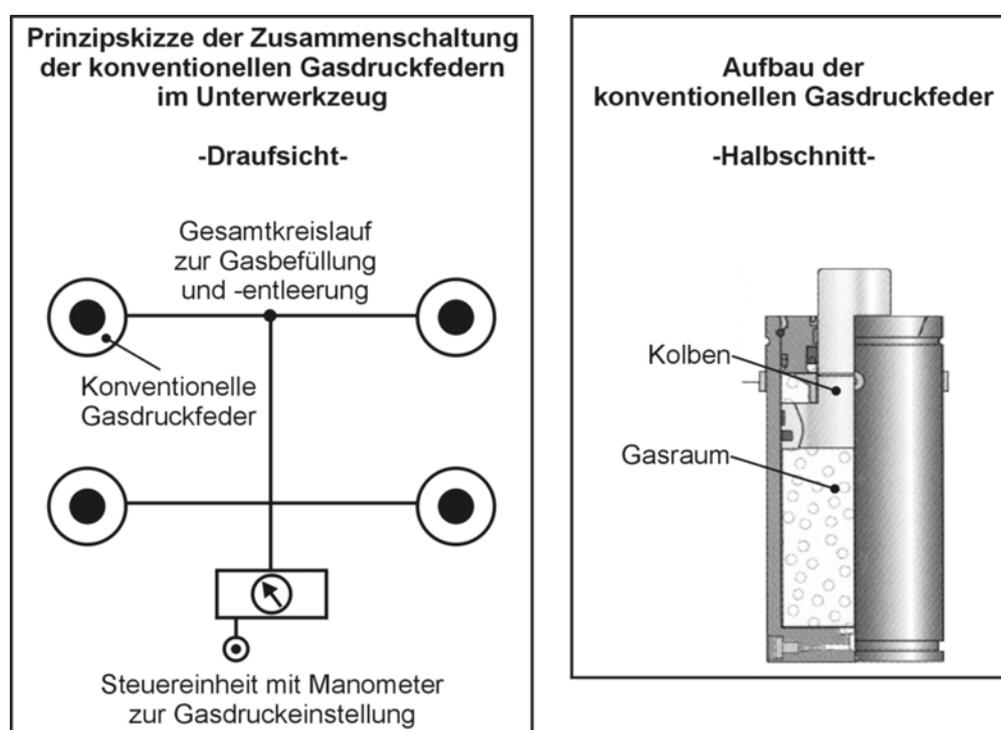


Bild 7–3: Prinzipskizze der Zusammenschaltung und Aufbau der konventionellen Gasdruckfedern im Unterwerkzeug

7.2.2 Bauart steuerbare Gasdruckfeder

Im Oberwerkzeug sind vier steuerbare Gasdruckfedern mit einem Federweg von 25 mm und einer Anfangskraft von jeweils maximal 75 kN integriert. Diese Bauart der Gasdruckfeder verfügt als Besonderheit in der unteren Position des Kolbens über eine Verriegelungsfunktion, d.h., der Kolben kann bei Erreichen der unteren Position zeitlich unbegrenzt stillgesetzt werden.

Auch für diese Federn erfolgt die Befüllung und Entleerung des Gesamtsystems zur Einstellung des Fülldruckes über eine Steuereinheit mit Manometer. Die Prinzipskizze der Zusammenschaltung der Gasdruckfedern im Verbundanschluss ist in **Bild 7–4** dargestellt.

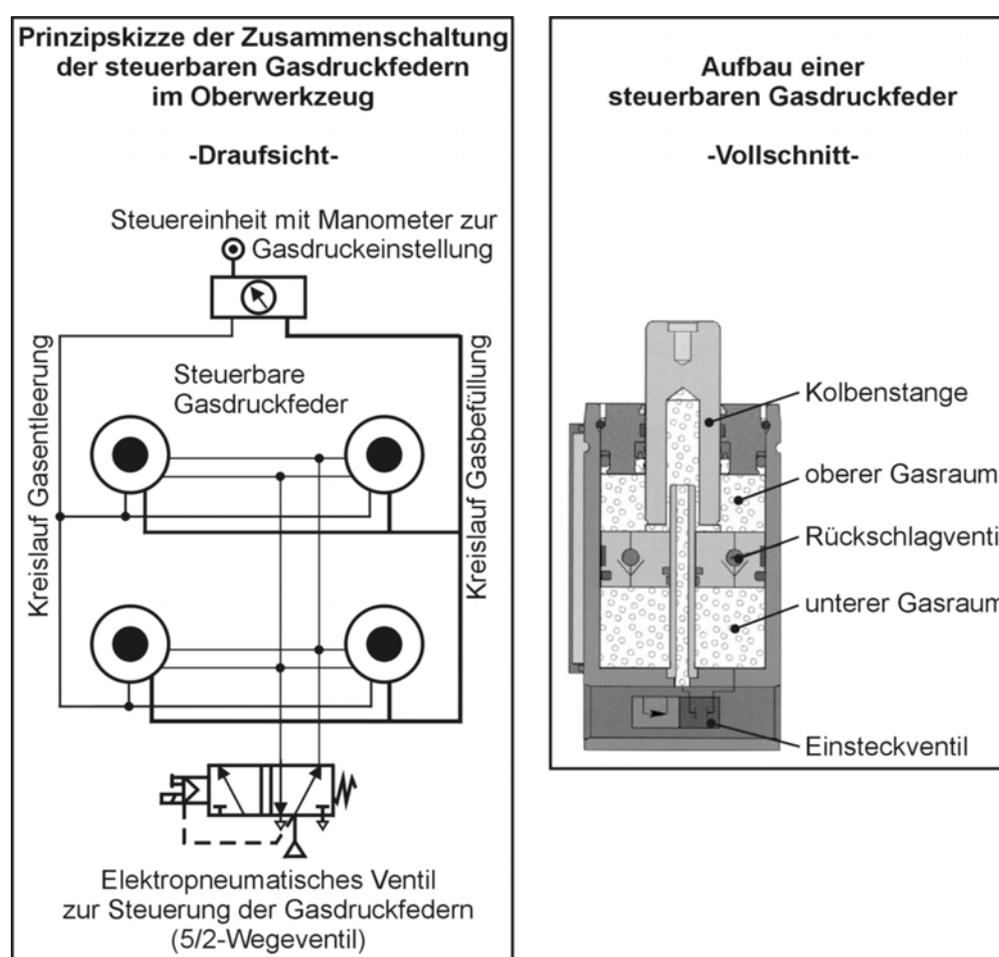


Bild 7–4: Prinzipskizze der Zusammenschaltung und Aufbau der steuerbaren Gasdruckfedern im Oberwerkzeug

Die Feder hat einen oberen und einen unteren Gasdruckraum, die durch den Kolben der Feder getrennt werden. Das Gas strömt während des Abwärtshubes durch die Rückschlagventile des Kolbens aus dem unteren in den oberen Gasraum der Feder. Das Einsteckventil im Federboden ist geschlossen. Sobald die Presse und der Kolben ihre untere Position erreichen, schließen die Rückschlagventile. Die Feder befindet sich nun in der Position „verriegelt“. Oberhalb und

unterhalb des Kolbens herrscht der gleiche Gasdruck. Da die Gasangriffsfläche bauartbedingt auf der Unterseite des Kolbens größer ist als auf der Oberseite, erfolgt während des Rückhubes der Presse bzw. der Entlastung der Feder ein geringer Rücksprung des Kolbens zum Ausgleich der Kräfte. Im Anschluss an diesen Rücksprung kommt die Feder vollständig zum Stillstand.

Die Entriegelung, d.h. der Rückhub des Kolbens, erfolgt durch Öffnung des Einsteckventils im Federboden und wird pneumatisch ausgelöst. Zur Ansteuerung des Einsteckventils wird ein elektropneumatisches Ventil eingesetzt. Wird die Feder aus der verriegelten Position freigegeben, strömt das Gas durch die Kolbenstange von der oberen Kammer über das Einsteckventil in die untere Kammer zurück und leitet den Rückhub des Kolbens ein. Diese Umleitung des Gases innerhalb der Feder ermöglicht den Verzicht auf ein externes Ausgleichsvolumen. Bei maximalem Gasdruck der eingesetzten Feder beträgt die maximale Geschwindigkeit des Aufwärtshubes ca. 0,15 m/s. Nach Erreichen der Nulllage des Kolbens wird die Rücksetzung des Einsteckventils ebenfalls mit dem elektropneumatischen Ventil ausgelöst. Diese Rücksetzung ermöglicht die erneute automatische Verriegelung der Feder im Folgehub.

Die speicherprogrammierbare Steuerung (SPS) ermöglicht die Ansteuerung des elektropneumatischen Ventils zur Auslösung des Rückhubes des Kolbens und zur nachfolgenden Rücksetzung des Einsteckventils. Mit Hilfe der SPS wird zudem die variable Einstellung der Zeitdauer zwischen der automatischen Verriegelung der Federn in der unteren Position und dem Rückhub vorgenommen. Der Beginn der Zeitmessung wird durch einen am Maschinenstößel befestigten Sensor vorgegeben.

Optional kann die Verriegelungsfunktion der Gasdruckfeder manuell oder mittels SPS durch das elektropneumatische Ventil ausgesetzt werden. Durch die Umsteuerung des Einsteckventils im Federboden arbeitet die Feder als konventionelle Gasdruckfeder mit sofortigem Rückhub des Kolbens bei Entlastung.

7.3 Werkzeugkinematik

Die Darstellung der prinzipiellen Bewegungsabläufe aller beteiligten Werkzeugkomponenten wird anhand wichtiger Werkzeugpositionen vorgenommen. Dazu werden zur Veranschaulichung lediglich die relevanten Komponenten des Werkzeugsystems vereinfacht schematisch skizziert.

Bild 7–5 zeigt zunächst eine Zusammenstellung der Werkzeugkinematik während des Abwärtshubes des Maschinenstößels bis zum Erreichen des unteren Umkehrpunktes. Dieser Punkt markiert das Ende des gesamten Umform- und Lochprozesses. In **Bild 7–6** ist, basierend auf der Werkzeugposition im unteren Umkehrpunkt, die Werkzeugkinematik während der sich anschließenden Aufwärtsbewegung des Maschinenstößels dargestellt.

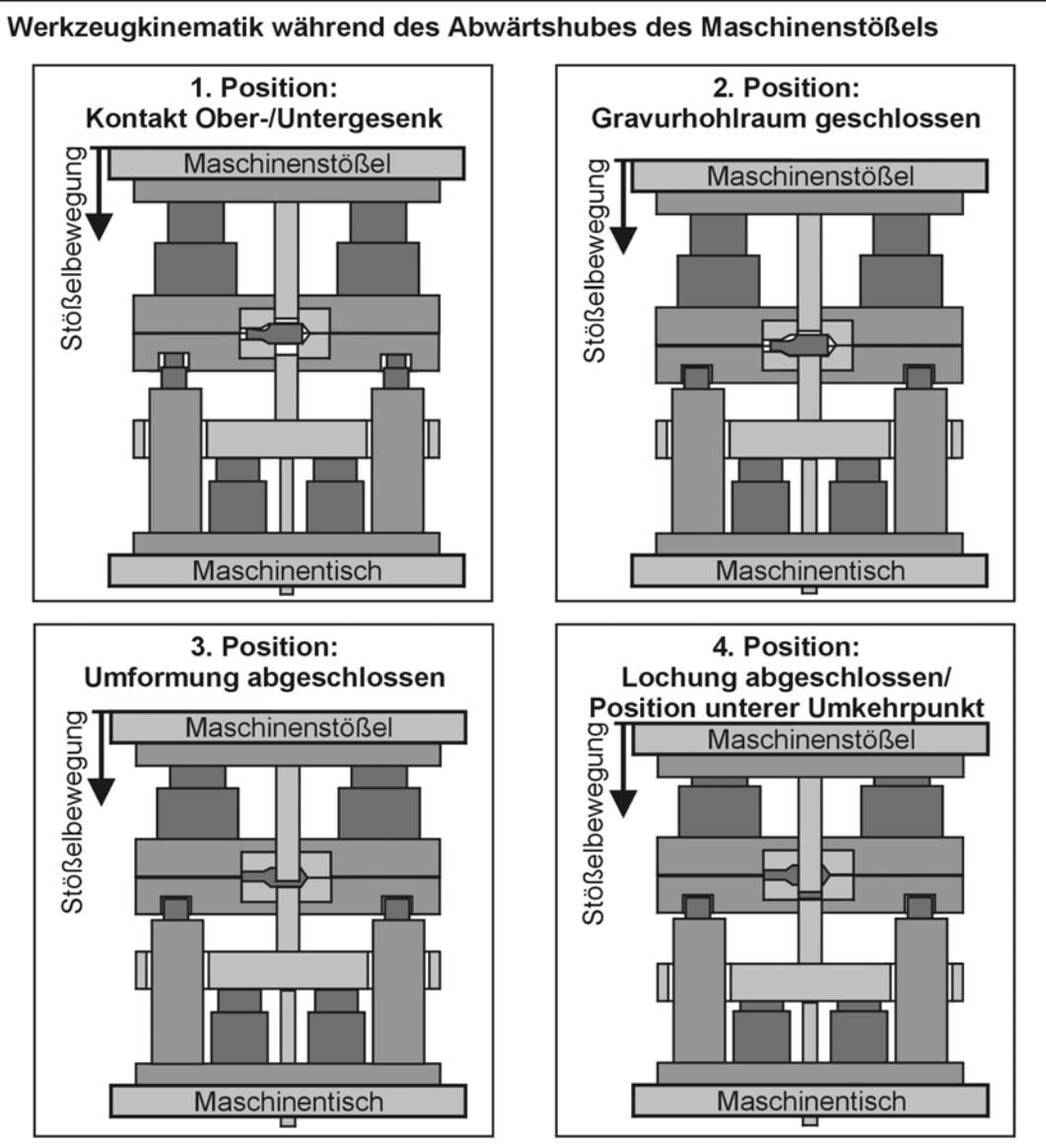
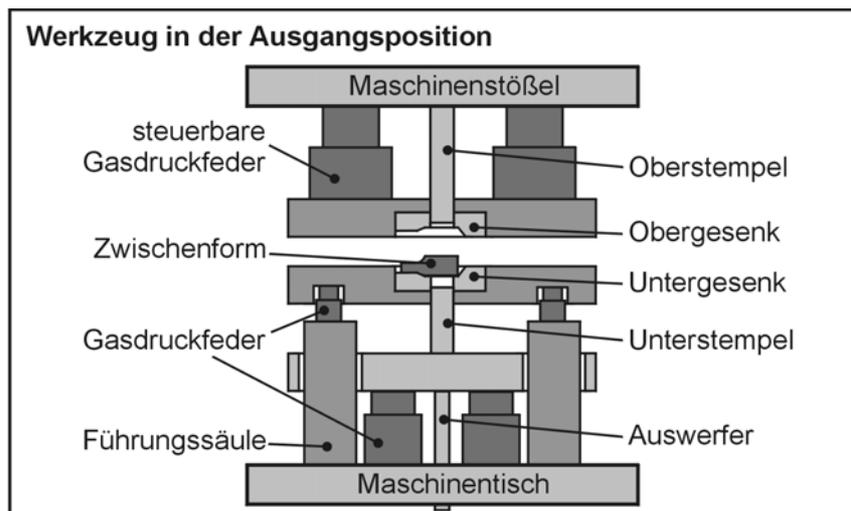


Bild 7-5: Gesamtdarstellung der Werkzeugkinematik während des Stößelabwärtshubes

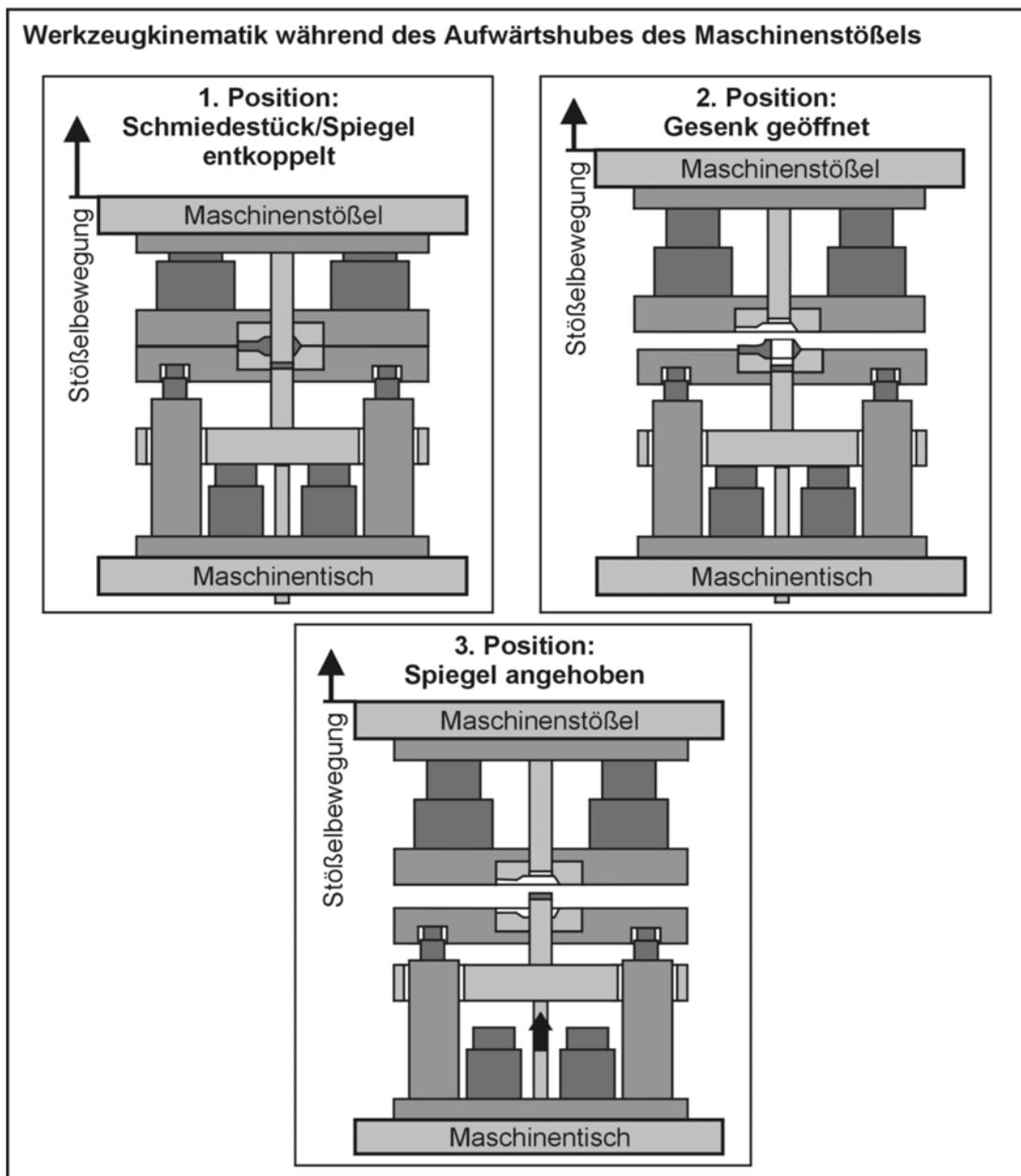
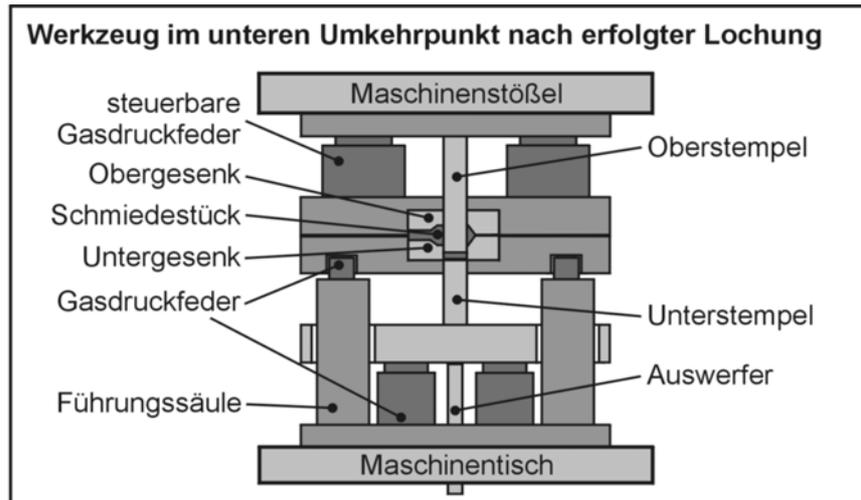


Bild 7-6: Gesamtdarstellung der Werkzeugkinematik während des Stößelaufwärtshubes

Die Werkzeugkinematik wird nachfolgend anhand der in den vorherigen Gesamtdarstellungen gezeigten Werkzeugpositionen detailliert erläutert.

Ausgangsposition

Befindet sich der Maschinenstößel im oberen Umkehrpunkt, d.h. in der oberen Ruheposition, sind die im Werkzeug integrierten Gasdruckfedern entlastet und somit sämtliche Werkzeugkomponenten in ihrer Ausgangslage. Kennzeichnend für die Ausgangsposition ist ein Unterstempel, dessen Stirnfläche unterhalb der Gravuroberfläche des Untergesenkes steht. In dieser Ausgangsposition wird die Zwischenform in das Untergesenk eingelegt (**Bild 7-7**).

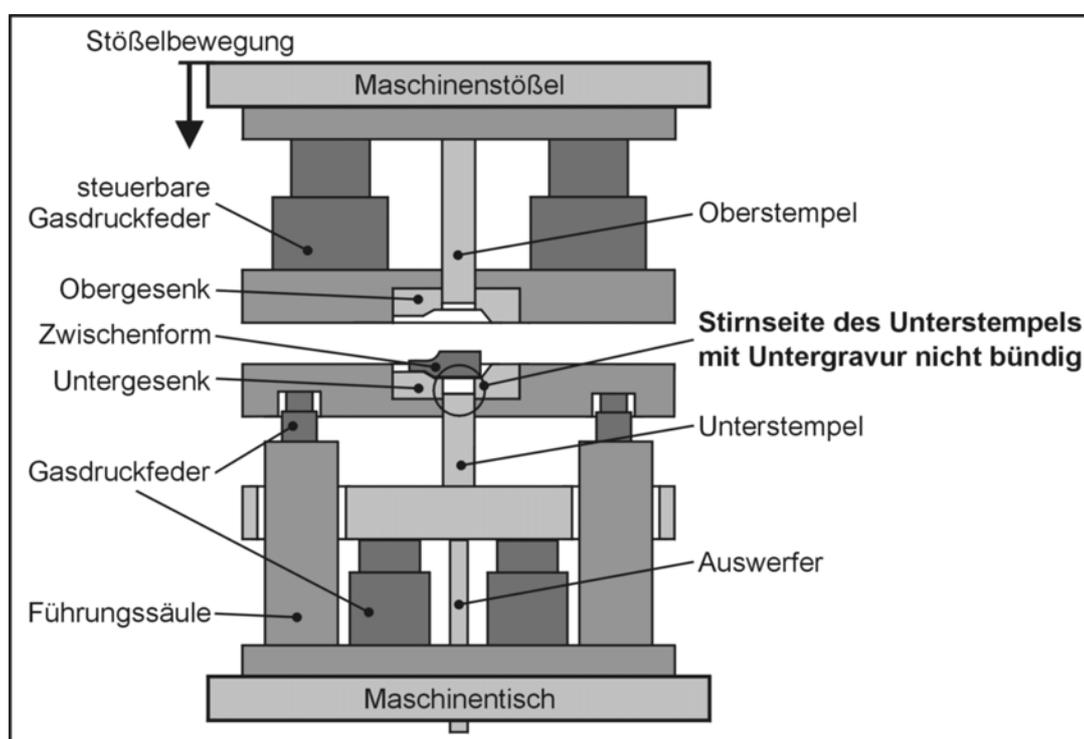


Bild 7-7: Ausgangsposition des Werkzeuges

Ausbilden des geschlossenen Gravurhohlraumes

Während der Abwärtsbewegung des Maschinenstößels bzw. des Oberwerkzeuges setzen die Gesenkeinsätze von Ober- und Unterwerkzeug aufeinander und umschließen umformfrei die Zwischenform. **Bild 7-8** zeigt das Werkzeugsystem in der Position des ersten Kontaktes der Gesenkeinsätze. Zu diesem Zeitpunkt ist der Vorgang des „Gesenkschließens“ nicht vollständig abgeschlossen, da der Gravurhohlraum durch den zurückstehenden Unterstempel noch geöffnet ist. Sämtliche Werkzeugkomponenten befinden sich weiterhin in ihrer Ausgangslage.

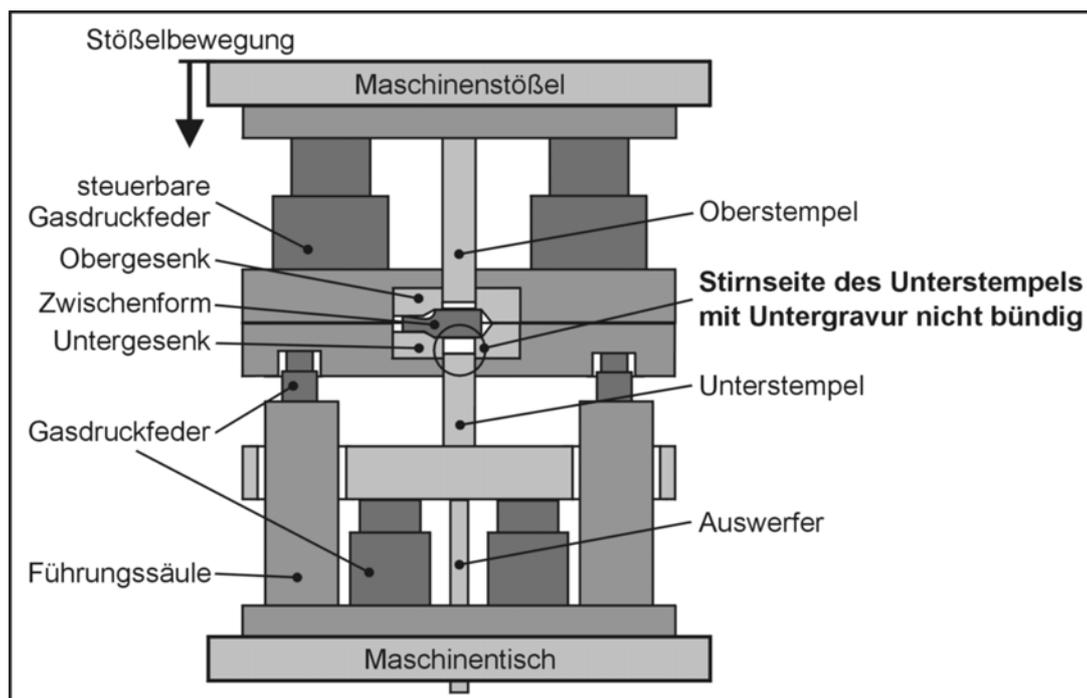


Bild 7–8: Werkzeugpositionen bei Anfangskontakt von Ober- und Untergesenk

Durch die sich anschließende Abwärtsbewegung des an das Obergesenk gekoppelten Untergesenkes bzw. der Gesenkhalterplatte werden die Gasdruckfedern in den Führungssäulen des Unterwerkzeuges komprimiert. Die Komprimierung dieser Federn und somit die gemeinsame Abwärtsbewegung der Gesenke mit Stößelgeschwindigkeit setzt voraus, dass die Anfangskraft der steuerbaren Federn im Oberwerkzeug größer ist als die Endkraft der Federn in den Führungssäulen. Dadurch tritt im Verlauf der gemeinsamen Abwärtsbewegung der Gesenke keine Relativbewegung zwischen Obergesenk und Oberstempel auf.

Die Abwärtsbewegung wird nach einem definierten Federhub durch die als Anschlag ausgebildeten Absätze in den Führungssäulen des Unterwerkzeuges begrenzt. Dieser Federhub ist derart abgestimmt, dass nach Erreichen der Endposition der gekoppelten Gesenke die Stirnfläche des Unterstempels bündig mit dem Gravurboden des Untergesenkes abschließt und somit der geschlossene Gravurhohlraum vollständig ausgebildet ist. Diese Werkzeugposition ist in **Bild 7–9** dargestellt. Eine Umformung der von den Gesenken umschlossenen Zwischenform erfolgte bislang nicht.

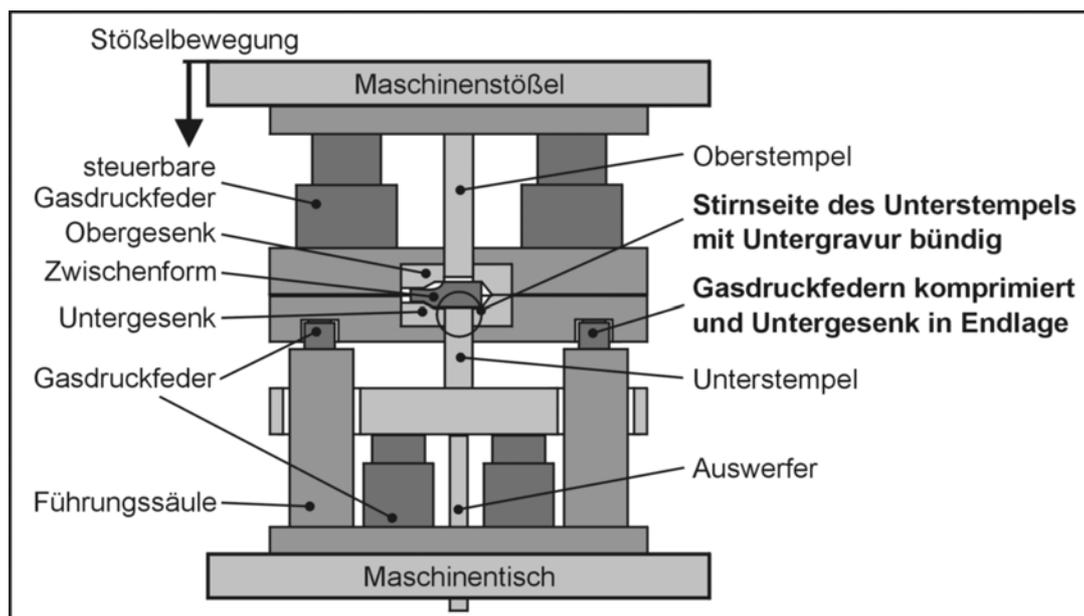


Bild 7–9: Werkzeugposition bei geschlossenem Gravurhohlraum

Umformen

Nachdem Ober- und Untergesenk durch die Anschläge in den Führungssäulen die Endposition erreicht haben und fixiert sind, befinden sich im Kraftfluss zwischen Untergesenk und Maschinentisch keine weiteren Federelemente. Somit werden im Verlauf der weiteren Abwärtsbewegung des Maschinenstößels die steuerbaren Federn im Oberwerkzeug komprimiert. Die Aufgabe der Federn in dieser Phase des Pressenhubes ist die mechanische Entkopplung von geschlossenem Gravurhohlraum und Oberstempel. Diese Entkopplung ermöglicht dem Oberstempel das Eindringen in den Gravurhohlraum und somit die Verdrängung des Materials zur Formfüllung. Zusätzlich stellen die Federn während der Umformung die Gesenkschließkräfte bereit und verhindern somit das Austreten des Werkstoffes in die Teilungsebene der Gesenke.

Der in den Gravurhohlraum eindringende Oberstempel verdrängt den Werkstückwerkstoff, so dass sich die Dicke des verbleibenden Materialspiegels im Bereich zwischen dem geometrisch identischen Ober- und Unterstempel mit fortschreitender Umformung stetig reduziert. Die resultierende ansteigende Umformkraft auf den Unterstempel wird während der Umformung über die Druckplatte und die darunter positionierten Gasdruckfedern in den Maschinentisch abgeleitet. Die Gegenkraft der Gasdruckfedern hat der einwirkenden Umformkraft bis zur vollständigen Formfüllung des Gravurhohlraumes entgegenzuwirken. Der Unterstempel darf der Umformkraft nicht zurückweichen, dadurch den Gravurhohlraum öffnen und somit aufgrund des mangelnden Werkstückwerkstoffes und Gesenkinnendruckes eine unvollständige Formfüllung verursachen.

Bei ausreichender Gegenkraft der Federn hat sich bei Erreichen der vollständigen Formfüllung des Gravurhohlraumes zwischen den Umformstempeln die zu lochende Materialdicke des Spie-

gels ausgebildet. Diese Werkzeugposition ist in **Bild 7–10** dargestellt. Zu diesem Zeitpunkt ist der Gesenkinnendruck und die auf den Unterstempel bzw. die Federn einwirkende Umformkraft maximal. Zwischen der Umformkraft und der Gegenkraft der Gasdruckfedern, die sich weiterhin in der Ausgangslage befinden, herrscht ein Gleichgewicht.

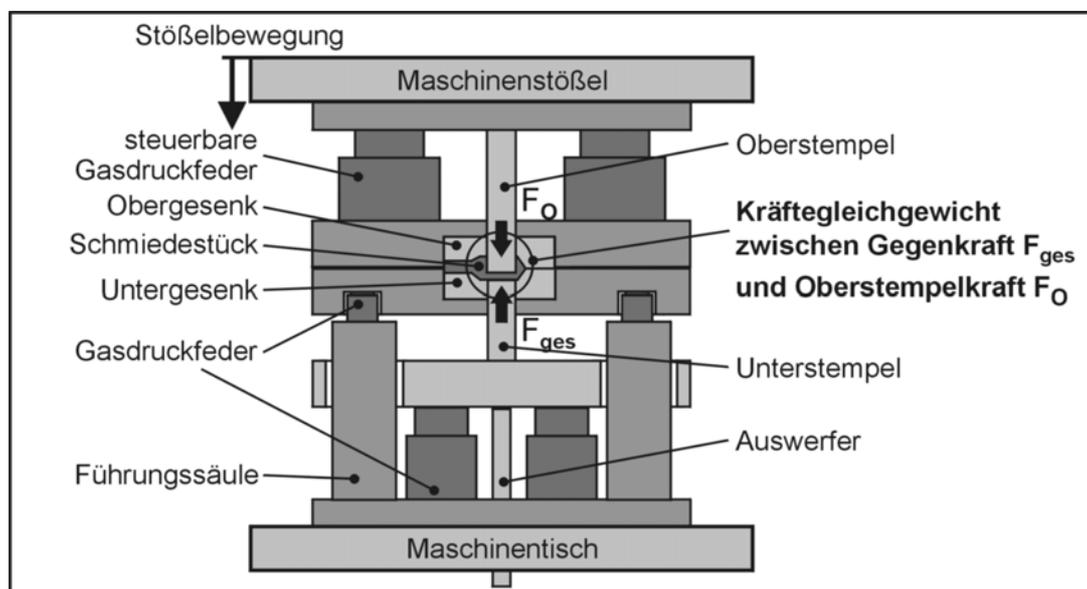


Bild 7–10: Werkzeugposition am Ende des Umformprozesses bei vollständiger Formfüllung

Lochen

Entspricht die Federkraft der Gasdruckfedern, d.h. die Gegenkraft des Unterstempels, der maximal auftretenden Umformkraft bei vollständiger Formfüllung, wird im Verlauf der weiteren Bewegung des Oberstempels der Lochvorgang eingeleitet. Der zwischen dem Ober- und Unterstempel befindliche Spiegel bewegt sich nun gemeinsam mit den Stempeln abwärts. Da der geschlossene Gravurhohlraum seine Position nicht verändert, wird der Spiegel gegen die Kraft der Gasdruckfedern unter dem Unterstempel aus dem Schmiedestück gedrückt. Der Oberstempel übernimmt in dieser Phase die Funktion eines Lochstempels, der um eine definierte Tiefe in den Gesekndurchbruch der Untergravur eintaucht. Diese Tiefe wird nachfolgend als „Lochtiefe“ bezeichnet und ist derart einzustellen, dass eine vollständige Werkstofftrennung von Spiegel und Schmiedestück gewährleistet ist. Addiert um den Betrag der Dicke des gelochten Spiegels ergibt sich der resultierende Hubweg des Unterstempels. Das gelochte Schmiedestück ist währenddessen vollständig auf den Oberstempel aufgeschoben.

Der Gravurdurchbruch des Untergesenkes ist für den Lochvorgang mit gleicher Kontur des Oberstempels, jedoch mit einem umlaufenden Spalt größer auszulegen. Dieser nachfolgend als „Schneidspalt“ bezeichnete Spalt zwischen Oberstempel und Untergesenk ist zum Ausgleich der Verlagerung des Oberstempels zu Beginn des Lochvorganges infolge von Werkzeugelastizitäten

chen der Ausgangslage des Unterstempels treten somit zwischen den formgebenden Werkzeugelementen sowie dem Schmiedestück und dem gelochten Spiegel keine Relativbewegungen auf. Der in dieser Phase zurückgelegte Rückhub des Unterstempels ergibt sich aus Addition der werkzeugseitig eingestellten Lochtiefe und der sich im Prozess ausbildenden Materialdicke des Spiegels. **Bild 7–12** stellt das Werkzeugsystem nach erfolgtem Rückhub des Unterstempels während des Aufwärtshubes des Maschinenstößels dar. Hierbei wurde angenommen, dass der Rückhub des Unterstempels dem Hub der Gasdruckfedern entspricht, auf denen das Untergesenk lagert. Somit erreichen Untergesenk und Unterstempel gleichzeitig ihre Ausgangspositionen.

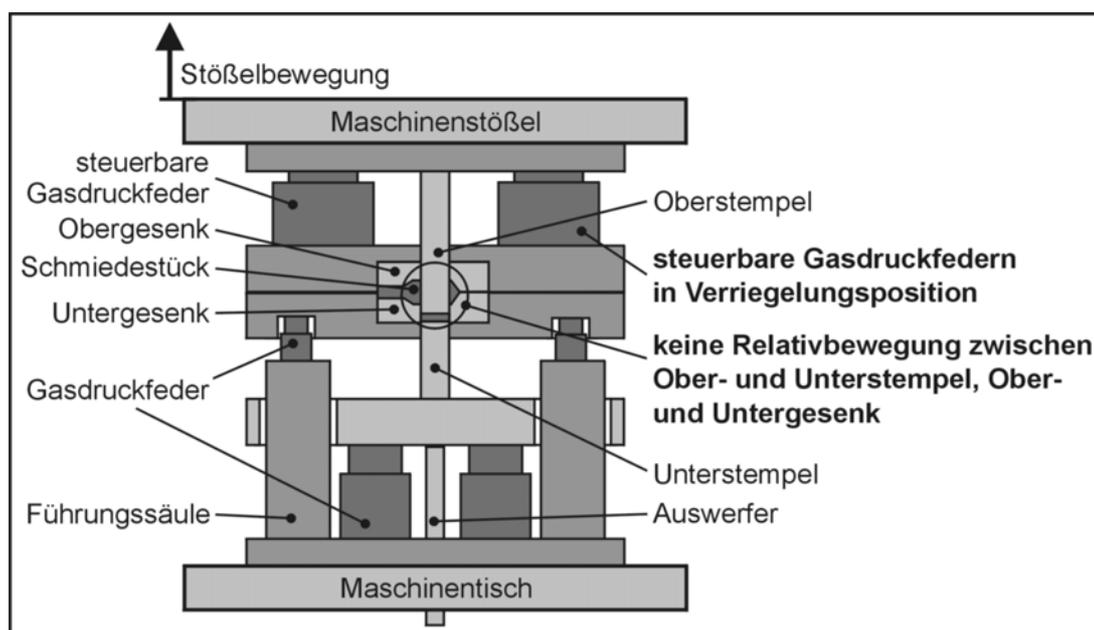


Bild 7–12: Werkzeugposition nach erfolgtem Rückhub des Unterstempels

Ist der Rückhub des Unterstempels geringer als der Rückhub des Untergesenkes, bewegt sich das Untergesenk gemeinsam mit dem Obergesenk und Oberstempel bis zum vollständigen Rückhub der in den Führungssäulen positionierten Gasdruckfedern aufwärts. Der Unterstempel hingegen hat bereits zu einem früheren Zeitpunkt seine Ausgangsposition erreicht. In der Phase des verbleibenden Rückhubes des Untergesenkes ist der Oberstempel vom gelochten Spiegel abgelöst, da dieser Spiegel auf dem Unterstempel verbleibt.

Durch die Vermeidung einer Relativbewegung zwischen dem Unterstempel und dem Untergesenk wird das Zurückdrängen des gelochten Spiegels in das Schmiedestück verhindert. Erfolgt keine Verriegelung der Federn im Oberwerkzeug, wird das Untergesenk bis zum vollständigen Rückhub des Unterstempels in der unteren Position fixiert, d.h., bis der Unterstempel mit der Gravuroberfläche bündig abschließt. Dies hätte ein Zurückdrängen des gelochten Spiegels in das Schmiedestück zur Folge.

Öffnen des Gravrhohlraumes

Hat das Untergesenk durch den vollständigen Rückhub der Federn in den Führungssäulen seine Ausgangsposition erreicht, wird bei der weiteren Aufwärtsbewegung des Oberwerkzeuges das Obergesenk vom Untergesenk abgehoben. Die Gesenköffnung wird eingeleitet. Bis zu diesem Zeitpunkt hat sich die Position von Obergesenk und Oberstempel zueinander nicht verändert. Die Position des auf dem Oberstempel aufgeschobenen, gelochten Schmiedestückes entspricht weiterhin der Position zum Ende des Lochvorganges. Zum Zeitpunkt der Gesenköffnung wird durch die Entriegelung und somit den Rückhub der steuerbaren Federn im Oberwerkzeug das Schmiedestück durch das Obergesenk vom Oberstempel abgestreift (**Bild 7–13**).

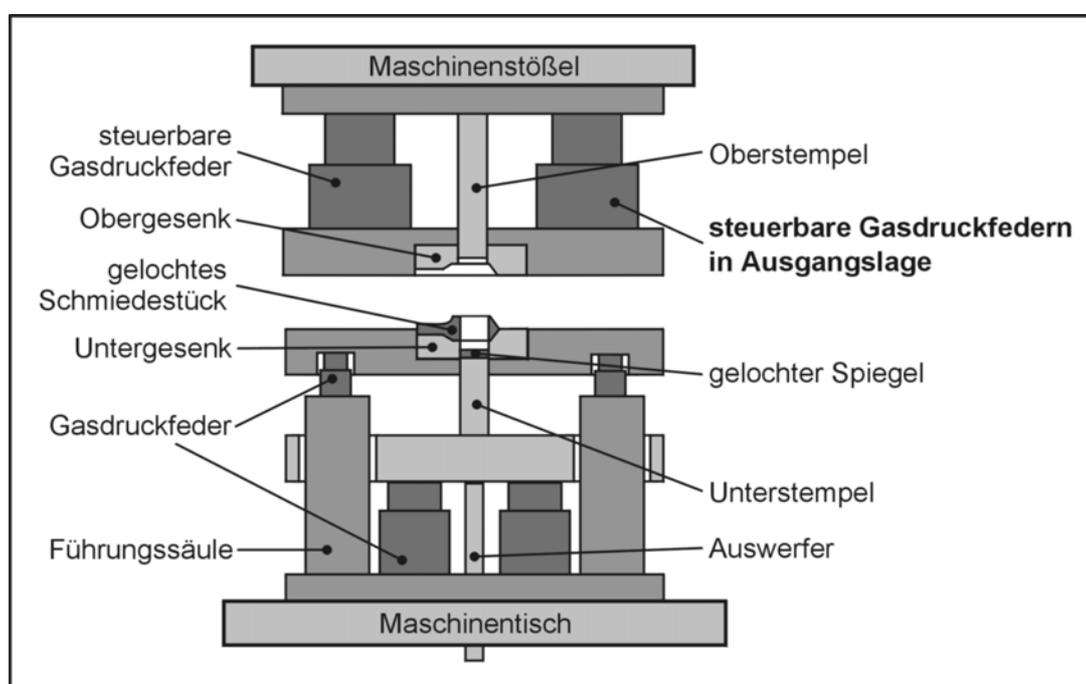


Bild 7–13: Werkzeugposition nach der Gesenköffnung

Entnehmen des Schmiedestückes und ausgelochten Spiegels

Das in der Untergravur liegende gelochte Schmiedestück wird nach der vollständigen Gesenköffnung entnommen. Der ausgelochte Spiegel befindet sich entsprechend der Ausgangsposition des Unterwerkzeuges auf dem zurückstehenden Unterstempel innerhalb des Untergesenkes. Zur Entnahme des Spiegels wird der Unterstempel mit Hilfe des Maschinenauswerfers angehoben (**Bild 7–14**).

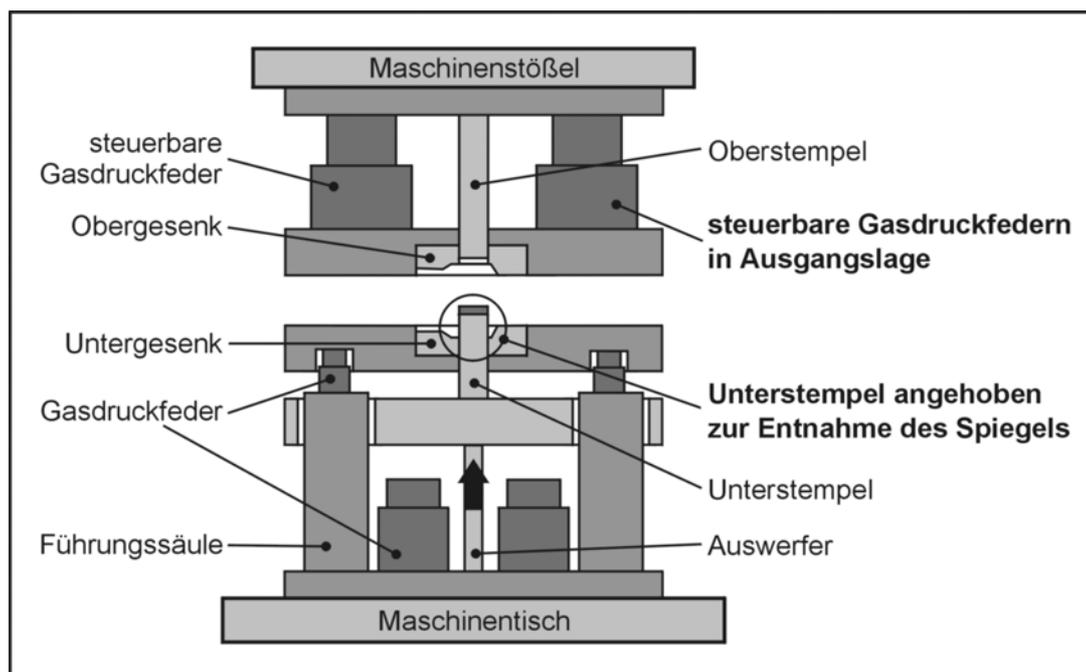


Bild 7–14: Werkzeugposition zur Entnahme des ausgelochten Spiegels

Begründung der gewählten Gasdruckfederanordnung

Das Zurückdrängen des gelochten Spiegels in das Schmiedestück während des Rückhubes des Unterstempels wird durch die gleichzeitige Aufwärtsbewegung von Untergesenk und Unterstempel verhindert. Dies erfordert die Verriegelung der steuerbaren Gasdruckfedern im unteren Umkehrpunkt. Durch eine Abstützung des Unterstempels auf den steuerbaren Gasdruckfedern sind die steuerbaren Federn im Oberwerkzeug durch konventionelle Gasdruckfedern substituierbar. Dies ermöglicht eine Verriegelung der Federn nach erfolgter Lochung, somit das Stillsetzen des Unterstempels und verhindert das Zurückdrängen des gelochten Spiegels in das Schmiedestück. Weiterhin ist die vertikale Bewegung des Untergesenkes nicht erforderlich. Diese alternative Anordnung der Gasdruckfedern war jedoch aufgrund der auf den Ring- und Maulstempel einwirkenden Umformkräfte nicht realisierbar. Im Rahmen der Gestaltung der Stadienfolge des Schraubenschlüssels wurden diese Umformkräfte bei einer Sollspiegeldicke von ca. 3,5 mm experimentell zu 700 – 800 kN bestimmt. Selbst bei Verwendung der stärksten steuerbaren Gasdruckfedern (Anfangskraft 75 kN) war der Einbauraum im Unterwerkzeug nicht ausreichend, um die erforderliche Anzahl von Gasdruckfedern zu integrieren und eine ausreichende Gegenkraft in Höhe der maximal auf den Unterstempel einwirkenden Umformkraft bereitzustellen. Die ausgewählten steuerbaren Gasdruckfedern weisen einen Durchmesser von 195 mm und eine Gesamthöhe von 230 mm auf. Dementsprechend wurden aufgrund der geringeren Abmaße bei erhöhten Anfangskräften die konventionellen Gasdruckfedern gemäß des in Kapitel 7.1 erläuterten Werkzeugaufbaus in das Unterwerkzeug integriert.

8 Erprobung des Werkzeugsystems

Die Versuchsgeometrien bestehen jeweils aus dem zu lochenden Bereich des Maules bzw. Ringes und eines definierten Schaftabschnittes. Die ausgeprägten Querschnittsunterschiede zwischen dem Maul- bzw. Ringbereich und dem Schaft führen zu einem inhomogenen Werkstofffluss und Formfüllungsverhalten. Dies ermöglicht die Untersuchung des kombinierten Umform-/Lochprozesses auch bei komplexen Prozessbedingungen wie beispielsweise lokal unterschiedlichen Werkstofftemperaturen oder Gesenkinnendrücken.

8.1 Versuchsanordnung und -durchführung

Bild 8–1 zeigt das in dem Kassettensystem der Umformmaschine eingebaute Versuchswerkzeug in verschiedenen Ansichten. Gemäß der Beschreibung des Werkzeugaufbaus (vgl. Kap. 7.1) ist auf die für den kombinierten Umform-/Lochprozess wichtigsten Komponenten des Ober- und Unterwerkzeuges verwiesen.

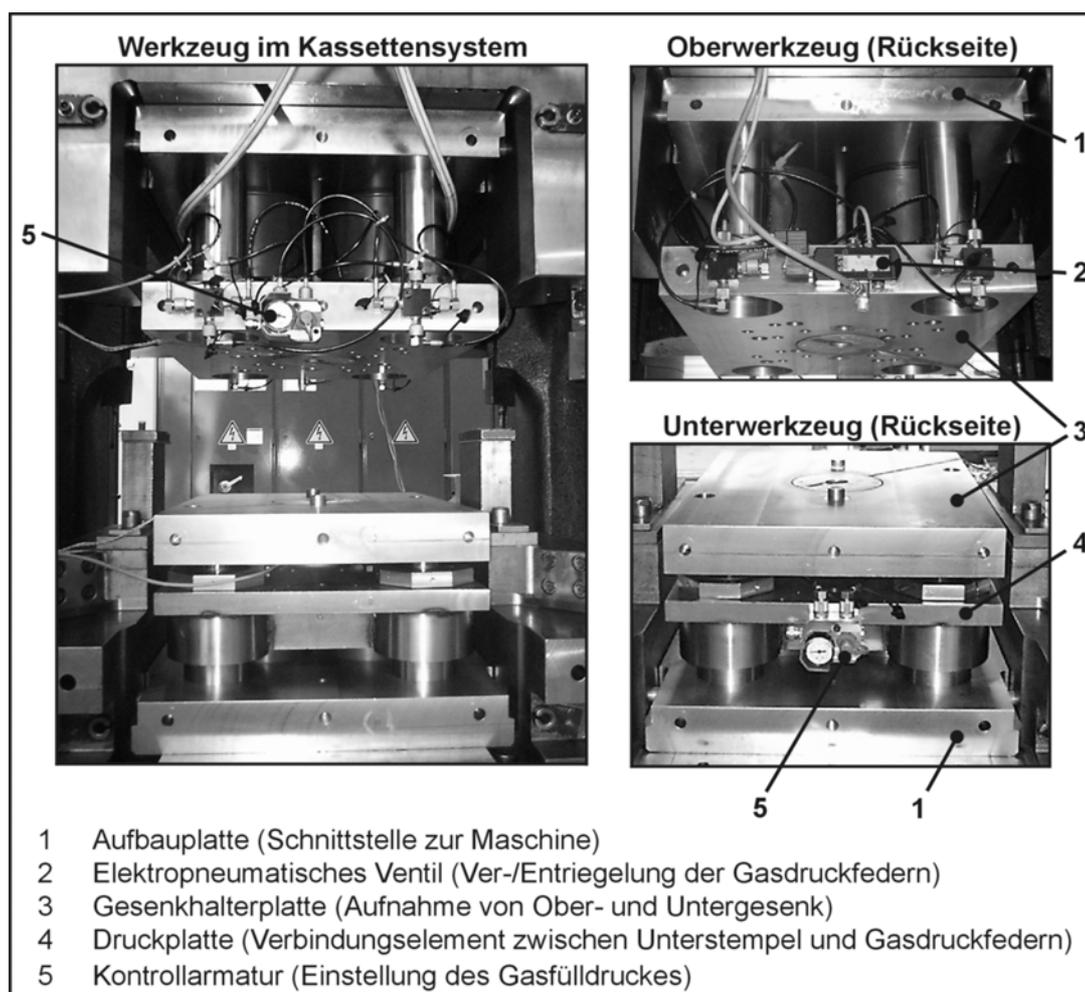


Bild 8–1: Kassettensystem der Umformmaschine mit eingebautem Werkzeug

8.1.1 Umformmaschine

Die Erprobung dieses Werkzeugsystems erfolgte auf einer einfach wirkenden Spindelpresse mit Direktantrieb des Typs PS 265 (Firma Müller Weingarten). Diese energiegebundene Presse hat eine mittlere Motorleistung von 110 kW, ein Bruttoarbeitsvermögen von 100 kJ bei einem Hub von 380 mm und eine dauernd zulässige Presskraft bzw. Höchstpresskraft von 11.000 bzw. 14.000 kN. Der nutzbare Stößelhub beträgt 150 bis 450 mm und der Werkzeugeinbauraum bei eingesetzter Werkzeugwechselkassette 500x700x450 mm.

8.1.2 Messtechnische Erfassung der Umformkräfte und Kinematik

Zur Messung der Prozesskräfte wurden an den Umformstempeln Dehnungsmessstreifen (DMS) appliziert, die eine elastische Verformung des Stempels entsprechend dem Messprinzip der Wheatstone'schen Brückenschaltung in Spannungsänderungen umsetzen. Die Spannungsänderungen werden über einen Trägerfrequenzmessverstärker und einen Digital-Analog-Wandler dem Messrechner zugeführt und mit dem Analyseprogramm ARGUS NT (Firma SORCUS) verarbeitet. Durch eine Kalibrierung des Messsystems können diesen Spannungsänderungen die im Prozess auf den Stempel einwirkenden Umformkräfte zugeordnet werden.

Die Erfassung der Bewegungsabläufe der für den Umform- und Lochprozess relevanten Werkzeugkomponenten erfolgte durch einen induktiven Weggeber. Wesentliche Bestandteile des Weggebers sind die Komponenten Tauchanker und Spule. Die Eintauchtiefe des Ankers in der Spule ist proportional zu der resultierenden Induktivitätsänderung, die ebenfalls mittels Wheatstone'scher Brückenschaltung als Spannungsänderung darstellbar ist und mit dem Auswerteprogramm ARGUS NT verarbeitet wird. Auch in diesem Anwendungsfall können durch eine Kalibrierung des Wegaufnehmers und der gemessenen Spannungsänderungen die Bewegungen der Werkzeugkomponenten als Funktion der Prozesszeit dargestellt werden.

8.1.3 Versuchsablauf

Die jeweilig erforderlichen Zwischenformen für die Versuchsgeometrien „Maulbereich“ und „Ringbereich“ wurden aus der Zwischenform der gesamten Schraubenschlüsselgeometrie durch Trennen im Schaftbereich hergestellt. Zur Erwärmung der abgetrennten Zwischenformen auf Umformtemperatur wurde ein elektrisch beheizter Kammerofen eingesetzt. Der Aufbau einer Schutzgasatmosphäre in der Ofenkammer durch das Einspülen von Stickstoff verhinderte die Verzunderung der Zwischenformen. In **Tabelle 8-1** sind die in den Versuchsreihen variierten Prozessparameter als Einflussgrößen sowie die am Werkzeug und Schmiedeteil analysierten Parameter als Zielgrößen zusammengefasst dargestellt.

Tabelle 8-1: Zusammenstellung der variierten Einflussgrößen und analysierten Zielgrößen am Werkzeug und Schmiedeteil

variierte Einflussgrößen	analysierte Zielgrößen	
	am Werkzeug	am Schmiedeteil
<ul style="list-style-type: none"> • Geometrie des Schmiedeteiles • Einsatzmasse der Zwischenform • Gegenkraft des Unterstempels 	<ul style="list-style-type: none"> • Kräfte des Ober- / Unterstempels • Geschwindigkeiten formgebender Komponenten • Gravurverschleiß 	<ul style="list-style-type: none"> • Spiegeldicke • Formfüllung • Profilformtoleranz des gelochten Bereiches • Oberflächenzustand des gelochten Bereiches • Faserverlauf im gelochten Bereich • Stirngrat

Während der Versuchsdurchführung erfolgte sowohl das Aufbringen eines graphitfreien, wasser-mischbaren Kühlschmierstoffes auf Teflonbasis (Lubrodal F 318, Firma FUCHS LUBRITECH) als auch die Handhabung der Zwischenformen manuell. Die erforderliche Einlegegenauigkeit der Zwischenformen wurde mit Zentrierhilfen erreicht. Als Versuchswerkstoff wurde ein in der konventionellen Fertigung von Schraubenschlüsseln traditionell eingesetzter Kaltarbeitsstahl 37CV3 verschmiedet. Zur Gewährleistung der werkstoffspezifischen Mindestumformtemperatur von 1250 °C wurden die Zwischenformen aufgrund des Temperaturverlustes während der Handhabung und der Liegezeit im Gesenk auf eine höhere Temperatur von 1280 °C erwärmt. Nach der Umformung erfolgte die Abkühlung der Schmiedestücke im Sandbett. Dies vermeidet die Bildung von Sekundärzunder und fördert aufgrund des verringerten Bauteilverzuges die Reproduzierbarkeit geometrischer Qualitätsmerkmale.

8.2 Analyse des Lochprozesses

Die Hauptabmessungen der Ring- und Maulgeometrie (Schlüsselgröße M 24) sind in **Bild 8-2** dargestellt. Zusätzlich sind am Beispiel der Ringgeometrie die verschiedenen Zustellungen des Oberstempels (Lochpositionen) während des Lochprozesses dargestellt, die in den nachfolgend dokumentierten Versuchen zur detaillierten Analyse des Auslochens des Spiegels realisiert wurden. Die minimale Dicke des auszulochenden Spiegels wurde im Rahmen der Gestaltung von Vor- und Zwischenform auf 3,7 mm festgelegt, da ein Unterschreiten dieses Wertes zur weiteren Materialeinsparung einen überproportionalen Anstieg der Umformkräfte verursacht. Dies ist zudem mit erhöhtem Werkzeugverschleiß verbunden.

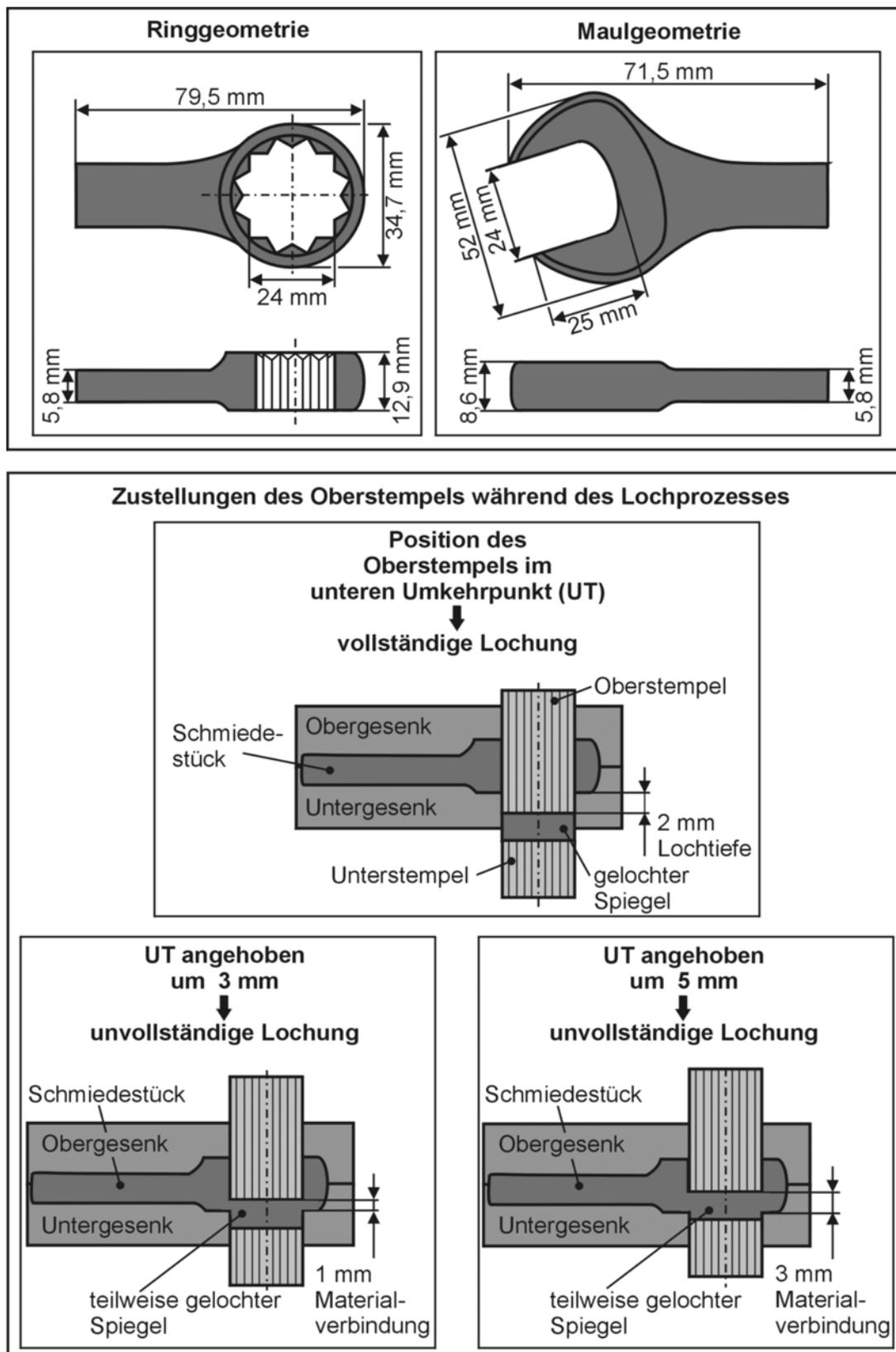


Bild 8-2: Hauptabmessungen der Versuchsgeometrien mit Angabe der realisierten Zustellungen des Oberstempels während des Lochprozesses

Für die gesamte Versuchsdurchführung zur Erprobung des Werkzeugsystems wurde der Gasfülldruck der steuerbaren Gasdruckfedern im Oberwerkzeug konstant auf 100 bar eingestellt. Somit gewährleistete die resultierende Gesenkschließkraft in Höhe von 200 kN für beide Versuchsgeometrien „Ringbereich“ und „Maulbereich“ ein sicheres Zuhalten des Gravurhohlraumes auch bei maximalen Gesenkinnendrücken bei vollständiger Formfüllung. Des Weiteren wurde der Schneidspalt, d.h. der Spalt zwischen Oberstempel und Gravurdurchbruch des Untergesenkes, für beide Versuchsgeometrien konstruktiv auf umlaufend 0,05 mm eingestellt.

Die im Rahmen der Versuchsdurchführung verwendeten Zwischenformen wiesen Masseschwankungen von maximal 0,4 % bzw. 0,5 g auf. Die absoluten Massen betragen für die Ring- bzw. Maulgeometrie 109,5 g bzw. 123,4 g. Diese geringen Masseschwankungen konnten erreicht werden, da sowohl das Laserschneiden zur Herstellung der Vorformen als auch das Anstauchen im Gesenk zur Herstellung der Zwischenformen jeweils Prozesse mit einer hohen Genauigkeit und guten Reproduzierbarkeit darstellen. Zudem wurden die Zwischenformen ausgewogen und hinsichtlich identischer Massen für die Versuchsreihen sortiert.

8.2.1 Analyse der Werkzeugkinematik

8.2.1.1 Optimierung der Werkzeugkinematik

Unabhängig von der konstruktiven Umsetzung der für den Lochvorgang erforderlichen Werkzeugkinematik muss sich die Werkstofftrennung zum Auslochen des Spiegels systembedingt stets der vollständigen Formfüllung des Gravurhohlraumes anschließen. Mit einer Integration des Lochprozesses in die Formgebung des Schmiedestückes ist somit zwangsläufig eine Verlängerung der Gesamtprozesszeit und somit der Druckberührzeiten verbunden. Für das realisierte Werkzeugsystem basiert der resultierende erhöhte, verschleißfördernde Wärmeeintrag in die formgebenden Werkzeugkomponenten zusätzlich auf den zeitweise nicht vorhandenen Relativbewegungen zwischen dem Schmiedestück und einzelnen Werkzeugkomponenten während des Rückhubes des Maschinenstößels.

Für das entwickelte Werkzeugsystem ist der Haupteinflussfaktor auf die Druckberührzeiten der Zeitpunkt der Entriegelung der steuerbaren Gasdruckfedern im Oberwerkzeug. Dieser Zeitpunkt markiert den Startpunkt des Zurückziehens des Oberstempels aus dem gelochten Schmiedestück und bestimmt somit maßgeblich den Wärmeübergang zum Oberstempel. Die Entriegelung der Gasdruckfedern wurde mit Hilfe der SPS zeitlich derart eingestellt, dass der Oberstempel in der Phase der Gesenköffnung bereits vollständig aus dem gelochten Schmiedestück zurückgezogen ist und somit die Druckberührzeit maximal verkürzt wird. Ferner wird während der Gesenköffnung ein Verbleiben des gelochten Schmiedestückes in der Untergravur erreicht, d.h.,

ein Anheben gemeinsam mit der Obergravur wird vermieden. Dies gewährleistet eine definierte und reproduzierbare Position des Schmiedestückes zur zuverlässigen Entnahme und vermeidet Oberflächendefekte am Schmiedestück infolge von Fallmarken. Des Weiteren ist das Bauteil während des Rückhubes des Oberstempels vom geschlossenen Gravurhohlraum fest umschlossen und gestützt. Dies wirkt sich eventuell durch eine Reduzierung der reibungsbedingten Bauteilverzüge vorteilhaft auf die Maßgenauigkeit des Schmiedestückes aus.

Eine weitere Verkürzung der Druckberührzeiten wird grundsätzlich durch die Einstellung der geringst möglichen Lochtiefe erreicht. Eingestellt wird die Lochtiefe, d.h. die Weglänge des Eintauchens des Oberstempels in den Gesenkdurchbruch der Untergravur, durch die Maschinenendanschläge. Diese definieren den unteren Umkehrpunkt des Maschinenstößels und somit den unteren Umkehrpunkt des Gesamtprozesses. Die Einstellung dieses Umkehrpunktes erfolgte in Abhängigkeit der jeweiligen Versuchsdurchführung. Infolgedessen wurde ebenfalls der Zeitpunkt der Entriegelung der steuerbaren Gasdruckfedern versuchsspezifisch eingestellt.

8.2.1.2 Darstellung der Werkzeugkinematik

Die Werkzeugkinematik im Verlauf eines kombinierten Umform-/Lochprozesses bei vollständiger Formfüllung des Schmiedestückes (366 kN Gegenkraft bzw. 90 bar Gasfülldruck) wird nachfolgend am Beispiel der Ringgeometrie erläutert. Für beide Versuchsgeometrien „Ringbereich“ und „Maulbereich“ wurden hinsichtlich der Werkzeugkinematik keine wesentlichen qualitativen und quantitativen Unterschiede festgestellt.

Bild 8–3 zeigt die experimentell ermittelten Weg-Zeit-Verläufe der formgebenden Werkzeugkomponenten. Dazu wurde der Weg-Zeit-Verlauf des Obergesenkes relativ zum Maschinenstößel bzw. Oberstempel sowie der Weg-Zeit-Verlauf des Unterstempels relativ zum Maschinentisch aufgenommen. Ferner wurde die Relativbewegung zwischen dem Untergesenk und dem Unterstempel aufgenommen. Der gesamte Umform-/Lochprozess ist dabei wiederum in die prozesstypischen Einzelphasen unterteilt (vgl. Kapitel 7.3). Zur Charakterisierung des entwickelten kombinierten Umform-/Lochprozesses werden für wichtige Phasen die werkzeugspezifischen Geschwindigkeiten und Zeiten angegeben.

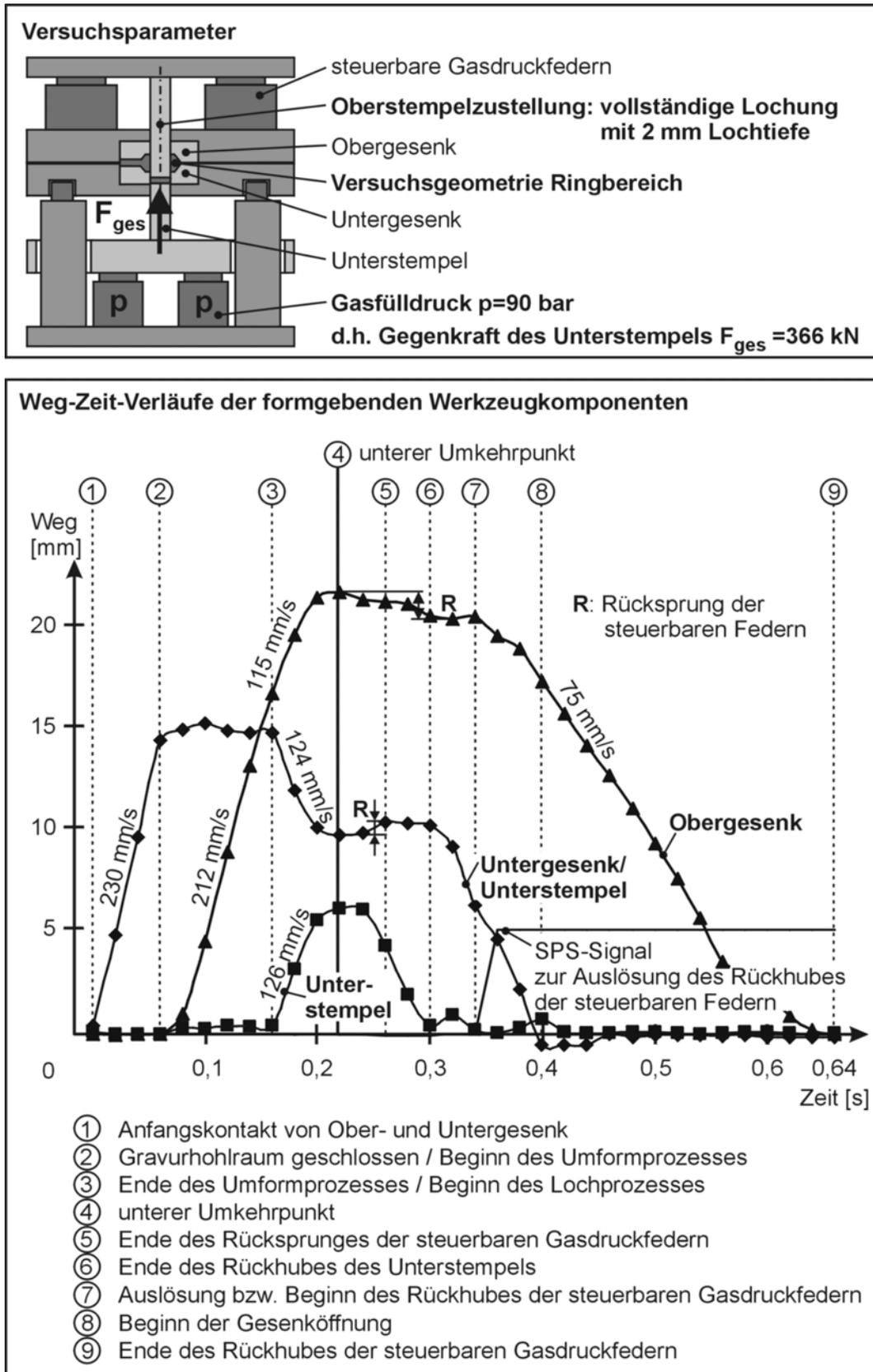


Bild 8–3: Werkzeugspezifische Weg-Zeit-Verläufe der formgebenden Werkzeugkomponenten am Beispiel der Ringgeometrie

Weg-Zeit-Verlauf des Untergesenkes relativ zum Unterstempel

Zeitpunkt 1 markiert den ersten Kontakt von Ober- und Untergesenk während des Maschinenabwärtshubes (vgl. Bild 7–8). Es schließt sich die Abwärtsbewegung des geschlossenen Gravurhohlraumes mit Stößelgeschwindigkeit von ca. 230 mm/s an. Zum Zeitpunkt 2 haben Ober- und Untergesenk aufgrund der Anschläge der unteren Führungssäulen nach ca. 0,06 s die Endposition erreicht (vgl. Bild 7–9). In der Phase zwischen Zeitpunkt 2 und 3 erfolgt innerhalb von 0,1 s die Formfüllung durch den in die Gravur eindringenden Oberstempel, so dass keine Relativbewegung zwischen Untergesenk und Unterstempel vorliegt. Zum Zeitpunkt 3 ist die Formfüllung abgeschlossen und der Lochprozess beginnt (vgl. Bild 7–10). Die Geschwindigkeit beträgt ca. 124 mm/s. Zum Zeitpunkt 4 ist der Spiegel vollständig aus dem Schmiedestück gelocht, so dass dieser Zeitpunkt den unteren Umkehrpunkt des Gesamtprozesses markiert (vgl. Bild 7–11). Der Vorgang des Lochens wird innerhalb von 0,06 s durchgeführt. Da der gelochte Spiegel jedoch 2 mm aus dem Schmiedestück gedrückt wird, ist die Zeitdauer der eigentlichen Materialtrennung kürzer als 0,06 s, allerdings nicht genauer quantifizierbar. Im sich anschließenden Rückhub der Presse werden Ober- und Untergesenk durch den Rücksprung der steuerbaren Gasdruckfedern von ca. 0,5 mm in ihrer Position gehalten, der Ober- und Unterstempel bewegen sich jedoch bis zum endgültigen Stillstand der Federn (Zeitpunkt 5) mitsamt dem Maschinenstößel aufwärts. Während dieser Zeit des Rücksprungs verringert sich somit der Abstand zwischen Unterstempel und Untergesenk. Der endgültige Stillstand der steuerbaren Federn erfolgt zum Zeitpunkt 5. In der sich anschließenden Phase zwischen Zeitpunkt 5 und 6 bewegen sich Untergesenk und Unterstempel ca. 0,04 s ohne Relativbewegung zueinander gemeinsam aufwärts. Zum Zeitpunkt 6 ist der Rückhub des Unterstempels abgeschlossen (vgl. Bild 7–12), das Untergesenk erreicht nach weiteren 0,1 s seine Ausgangslage zum Zeitpunkt 8.

Weg-Zeit-Verlauf des Obergesenkes relativ zum Maschinenstößel

In der Phase des ersten Kontaktes von Ober- und Unterwerkzeug bis zur vollständigen Ausbildung des Gravurhohlraumes ist das Obergesenk ortsfest. Zeitpunkt 2 markiert somit den Beginn der Umformung, d.h. das Eindringen des Oberstempels in die Gravur. Zeitpunkt 4 stellt den unteren Umkehrpunkt dar, zu dem das Schmiedestück gelocht ist, die steuerbaren Gasdruckfedern verriegeln und die Position des Oberwerkzeuges blockieren. Die Geschwindigkeit des Maschinenstößels bzw. des Oberstempels während der Umformung beträgt ca. 212 mm/s. Diese Geschwindigkeit ist aufgrund von Werkzeugelastizitäten geringer als die Geschwindigkeit des Abwärtshubes, die anhand der Relativbewegung zwischen Untergesenk und Unterstempel ermittelbar ist (ca. 230 mm/s). Zum Zeitpunkt des Lochens reduziert sich die Geschwindigkeit

des Obergesenkes auf ca. 115 mm/s, da eine erhöhte Energieentnahme zur Überwindung der Gegenkraft des Unterstempels stattfindet.

Bis zum Rückhub der steuerbaren Gasdruckfedern erfolgt keine Relativbewegung im Oberwerkzeug. Die dennoch im Kurvenverlauf sichtbare Relativbewegung des Obergesenkes basiert wiederum auf dem Rücksprung der Federn. Der Rückhub der Federn beginnt zum Zeitpunkt 7 mit dem Setzen des Signals der SPS und endet zum Zeitpunkt 9 mit Erreichen der Ausgangslage des Obergesenkes. Dabei beträgt die federspezifische Rückhubgeschwindigkeit zum Abstreifen des gelochten Schmiedestückes vom Oberstempel ca. 75 mm/s. Zur Reduzierung der Druckberührzeiten wurde der Zeitpunkt 7 des Zurückziehens des Oberstempels aus dem Schmiedestück in die Phase der Aufwärtsbewegung des geschlossenen Gravurhohlraumes gelegt. Der Beginn des Rückhubes des Oberstempels beeinflusst kurzfristig die Relativbewegung zwischen Untergesenk und Unterstempel. Dies äußert sich durch eine Verzögerung in der Aufwärtsbewegung des Untergesenkes.

Weg-Zeit-Verlauf des Unterstempels relativ zum Maschinentisch

Während des Umformprozesses hat der Unterstempel durch die Gasdruckfedern der einwirkenden Umformkraft entgegenzuwirken und den Gravurhohlraum zu verschließen. Zum Zeitpunkt 3 wird nach vollständiger Formfüllung der Lochprozess und somit der Abwärtshub des Unterstempels mit einer Geschwindigkeit von ca. 126 mm/s eingeleitet. Die für den Lochprozess anhand der einzelnen Kurvenverläufe ermittelten, geringfügig abweichenden Geschwindigkeiten basieren dabei auf dem unterschiedlichen elastischen Verhalten der verschiedenen Werkzeugkomponenten.

Die Bewegung des Unterstempels während des Lochens ist direkt mit der Bewegung des Oberstempels gekoppelt, so dass der maximale Hub des Unterstempels im unteren Umkehrpunkt des Stößels (Zeitpunkt 4) nach ca. 0,06 s erreicht wird. Der Rückhub des Unterstempels bis zum Zeitpunkt 6 erfolgt wiederum mit Geschwindigkeit des Maschinenrückhubes.

8.2.2 Spiegeldicken in Abhängigkeit des Gasfülldruckes

Die auf den Unterstempel einwirkenden Umformkräfte werden über die Druckplatte in die Gasdruckfedern abgeleitet, so dass sich in Abhängigkeit des Gasfülldruckes der Zeitpunkt des Beginns des Lochvorganges einstellt. Somit ist die während der Umformung erreichte Formfüllung des Schmiedestückes und die Dicke des gelochten Spiegels eine Funktion des Gasfülldruckes bzw. der entsprechenden Gegenkraft des Unterstempels.

8.2.2.1 Versuchsgeometrie Ringbereich

Der Zusammenhang zwischen dem Gasfülldruck bzw. der Gegenkraft des Unterstempels und der Dicke des ausgelochten Spiegels ist in **Bild 8–4** für die Ringgeometrie dargestellt.

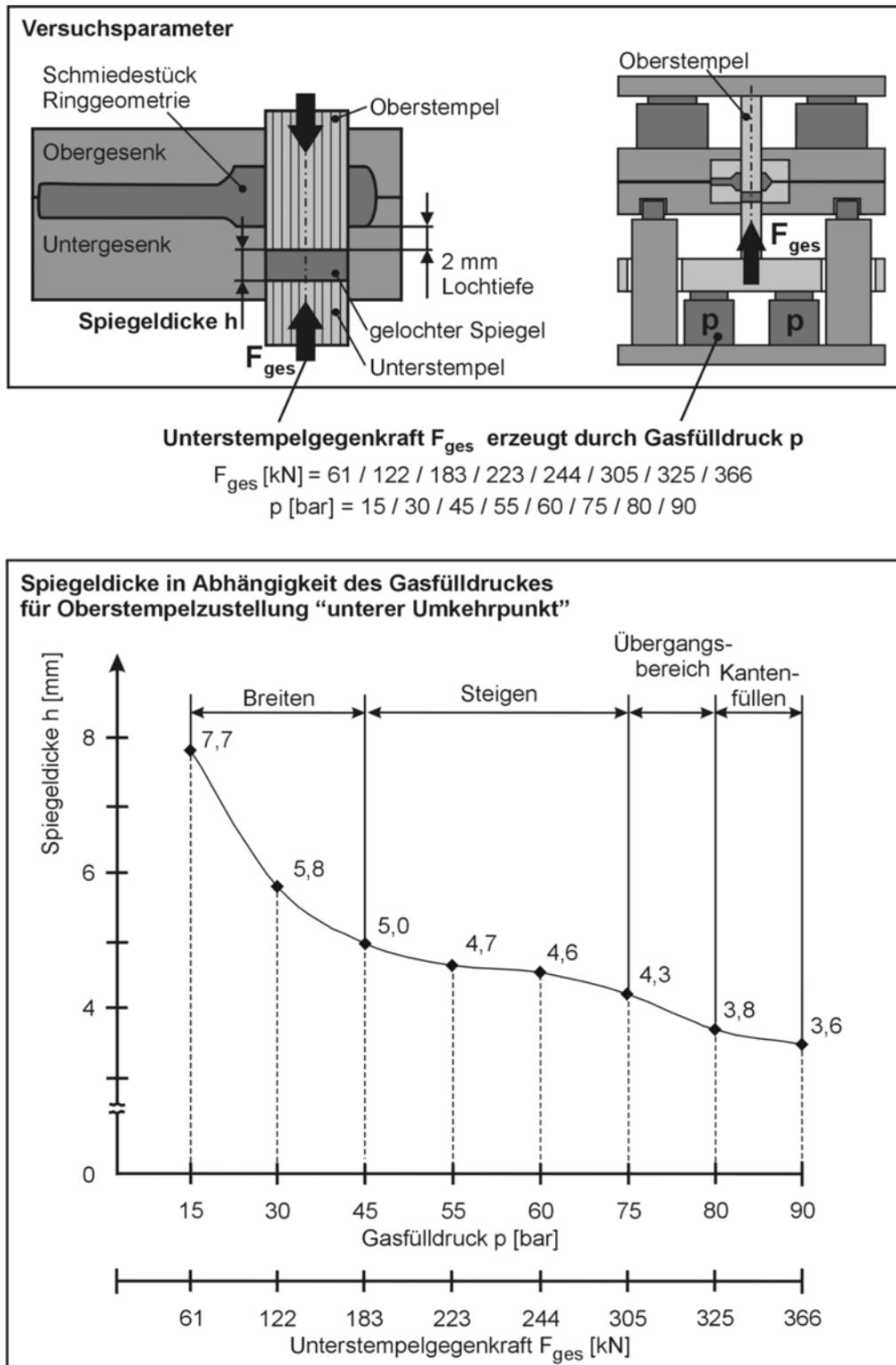


Bild 8–4: Spiegeldicke der Ringgeometrie in Abhängigkeit des Gasfülldruckes

Der Kurvenverlauf weist eine Unterteilung in vier Bereiche auf: Der erste Bereich ist durch ein gutes Formfüllungsverhalten und der resultierenden großen Dickenabnahme des gelochten Spiegels mit steigenden Gegenkräften gekennzeichnet. Grund ist der insbesondere zu Beginn der Umformung horizontale Werkstofffluss durch das Breiten des verdrängten Materiales. Das Material fließt aus der sich stetig reduzierenden Spiegeldicke ungehindert in den Gravurhohlraum, so dass bereits geringe Erhöhungen der Gegenkraft zu deutlich verbesserten Formfüllungen und somit der beschleunigten Reduzierung der Spiegeldicken führen. Eine zunehmende Behinderung dieses breiten Werkstoffflusses durch das Anlegen an die Gravurwand verzögert jedoch zunehmend die Abnahme der Spiegeldicke.

Eine weitere Erhöhung der Gegenkraft ist mit einer geringfügigen, aber gleichmäßigen Reduzierung der Dicke des gelochten Spiegels verbunden. Dementsprechend ist lediglich eine geringfügige Verbesserung der Formfüllung des Schmiedestückes zu beobachten. Nachdem sich der Werkstoff in der Phase des Breitens an die Gravurwand angelegt hat, vollzieht sich in diesem Bereich der Formfüllung das Steigen des Werkstoffes in der Gravur. Aufgrund der erforderlichen Werkstoffumlenkung in der Gravur sind in dieser Phase mit zunehmenden Gegenkräften lediglich geringe Dickenabnahmen des Spiegels verbunden (vgl. Bild 6–2). Diese Phase markiert den zweiten, flach abfallenden Bereich des Kurvenverlaufes.

Eine wesentlich verbesserte Formfüllung ist bei Überwindung eines prozessspezifischen, d.h. geometrie- und parameterabhängigen Gasfülldruckes zu beobachten. Dieser Grenzwert liegt für die Ringgeometrie im Bereich von 305–325 kN Gegenkraft bzw. 75–80 bar Gasfülldruck. In diesem Bereich ist durch eine geringe Erhöhung der Gegenkraft wiederum eine beschleunigte Abnahme der Spiegeldicke und eine nahezu vollständige Formfüllung zu verzeichnen. Diese Phase der Formfüllung repräsentiert den dritten Bereich des Kurvenverlaufes.

Durch eine weitere Materialverdrängung aus der Spiegeldicke erfolgt der abschließende Prozess des Kantenfüllens der Gravur, der den vierten Bereich des Kurvenverlaufes darstellt. Aufgrund der schmiedetechnisch günstigen, zylinderförmigen Grundgeometrie der Gravur sind trotz der Verzahnung bis zur vollständigen Formfüllung geringe zusätzliche Gegenkrafteerhöhungen bis maximal 366 kN bzw. 85 bar Gasfülldruck ausreichend.

8.2.2.2 Versuchsgeometrie Maulbereich

Im Vergleich zur Ringgeometrie ergeben sich für die Maulgeometrie qualitativ gleiche Abhängigkeiten zwischen der Gegenkraft des Unterstempels und der resultierenden Dicke des gelochten Spiegels (**Bild 8–5**).

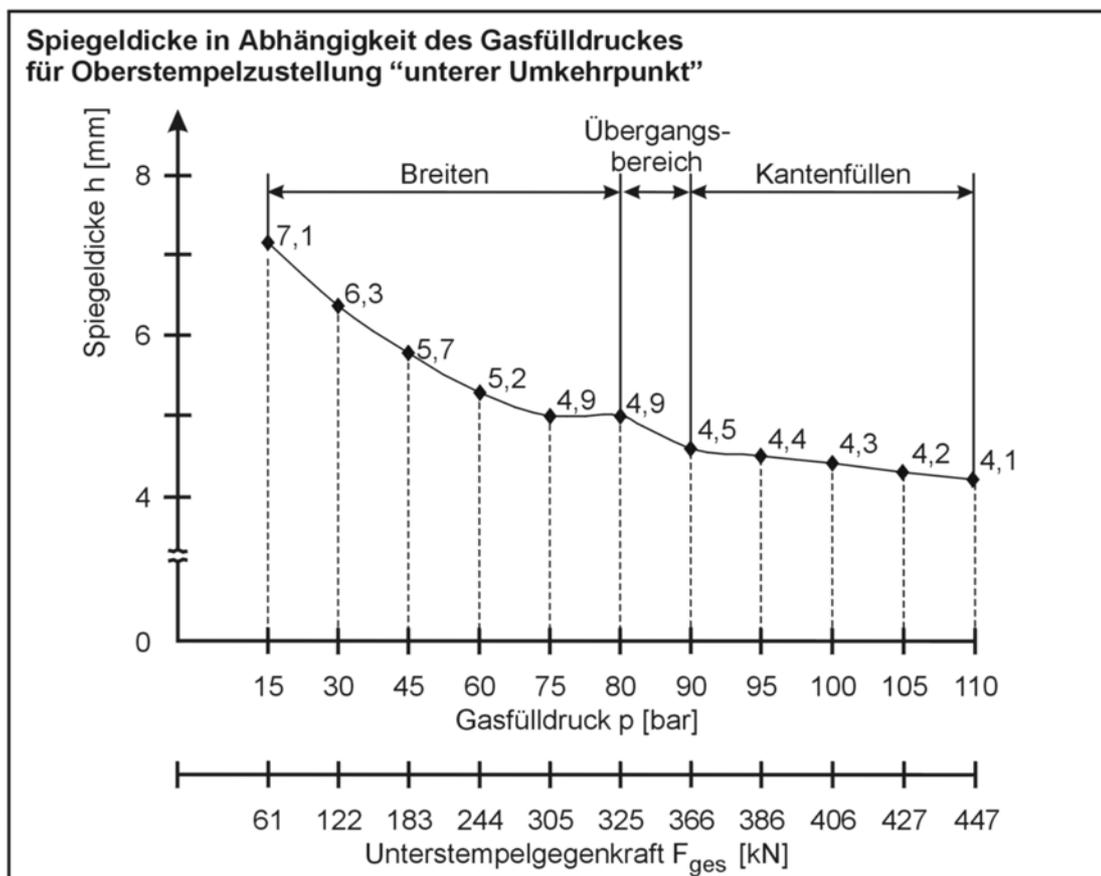
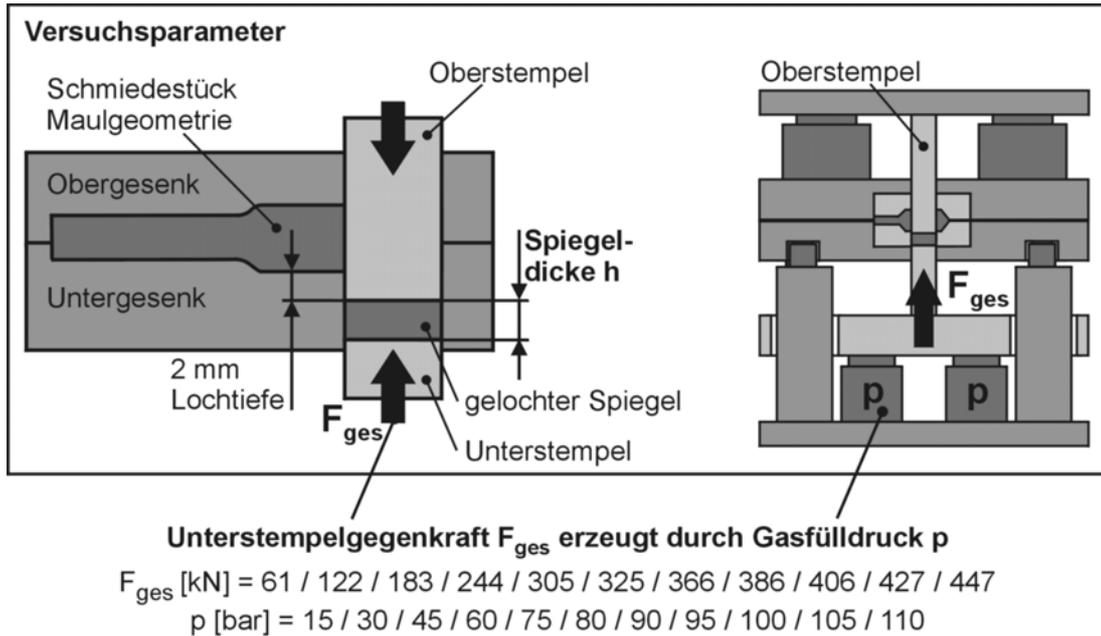


Bild 8–5: Spiegeldicke der Maulgeometrie in Abhängigkeit des Gasfülldruckes

Die in Kapitel 6 für das gratlose Präzisionsschmieden dargestellten Auswirkungen der Trennung des Bereiches der Krafteinleitung und der sich bewegenden Schmiedematerialfront erfordert zur Formfüllung höhere Gesenkinnendrucke bzw. Umformkräfte. Somit sind höhere Gegenkräfte des

Unterstempels notwendig. Demzufolge bilden sich gemäß Bild 8–5 im Vergleich zur Ringgeometrie bei gleichen Unterstempelgegenkräften bzw. Gasfülldrücken größere Spiegeldicken aus.

Der Kurvenverlauf ist in drei Bereiche unterteilbar: Der erste Bereich des Breitens des Werkstoffes in der Gravur ist durch eine gleichmäßige, aber im Vergleich zur Ringgeometrie geringer ausgeprägte Reduzierung der Spiegeldicke gekennzeichnet. Aufgrund der schmiedetechnisch schwierigeren Grundgeometrie der Gravur und der langen Fließwege ist dieser Bereich bis zu sehr hohen Gegenkräften ausgebildet.

Die zur Fertigformung im Maulbereich erforderliche Zwischenformmasse konnte nur durch eine Anpassung der Zwischenformhöhe an die Gravurhöhe der Fertigform bereitgestellt werden. Dementsprechend bildet sich im Vergleich zur Ringgeometrie zur Formfüllung der Gravur keine Phase des Steigens des Werkstoffes aus (vgl. Bild 6–2).

Vielmehr schließt sich dem Bereich des Breitens direkt der eng begrenzte Übergangsbereich an, in dem durch eine geringe Erhöhung der Gegenkraft eine beschleunigte Abnahme der Spiegeldicke erreicht wird. Auch im Fall der Maulgeometrie kann somit eine spezifische Gegenkraft angegeben werden, die es ermöglicht, den Fließwiderstand hinsichtlich eines deutlich verbesserten Formfüllungsverhaltens zu überwinden. Im Vergleich zur Ringgeometrie ist dieser Bereich der Gegenkraft mit 366 kN bzw. 90 bar Gasfülldruck zu höheren Kräften verschoben.

Für den abschließenden Prozess des Kantenfüllens der Gravur sind sehr hohe Gesenkinnendrucke und somit Gegenkräfte bis maximal 447 kN bzw. 110 bar Gasfülldruck erforderlich. Dementsprechend zeichnet sich der dritte Bereich des Kurvenverlaufes durch eine geringe und gleichmäßige Abnahme der Spiegeldicke mit zunehmenden Gegenkräften aus.

8.2.3 Prozesskräfte in Abhängigkeit des Gasfülldruckes

Die vorherigen Untersuchungen haben Aufschluss über den Zusammenhang zwischen der Dicke des gelochten Spiegels bzw. der Formfüllung des Schmiedestückes und dem Gasfülldruck gegeben. Dieser Gasfülldruck bestimmt die Gegenkraft des Unterstempels zu Beginn des Lochens.

Weitere Untersuchungen sollten Aufschluss über die Entwicklung dieser Gegenkraft im Verlauf des Lochvorganges geben. Eine eventuelle Änderung dieser Gegenkraft basiert für das realisierte Werkzeugsystem einzig auf dem federspezifischen Kraftanstieg der Gasdruckfedern. Zur Messung dieses Kraftanstieges, der durch den Druckaufbaufaktor definiert wird, wurden die auf den Ober- und Unterstempel einwirkenden Umformkräfte erfasst. Diese sind für beide Versuchsgeometrien qualitativ vergleichbar ausgebildet. Der grundsätzliche Verlauf wird in **Bild 8–6** am Beispiel der Ringgeometrie und einer Gegenkraft von 325 kN bzw. 80 bar Gasfülldruck erläutert. Die Darstellung der Relativbewegung zwischen Untergesenk und Unterstempel ermöglicht

zugleich die Zuordnung der Phasen der Umformung und Lochung zu den entsprechenden Bereichen des Kraftverlaufes.

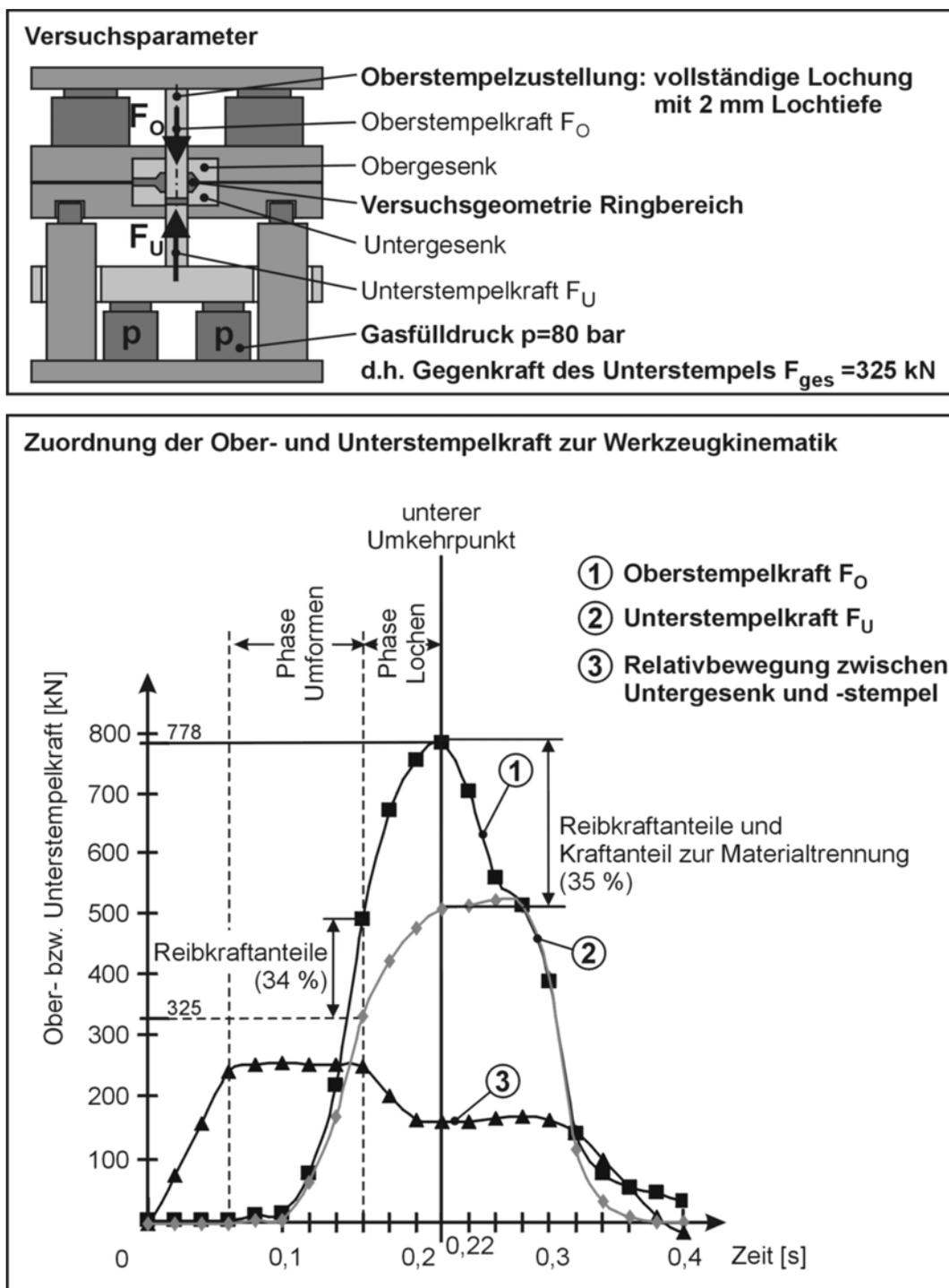


Bild 8–6: Umformkräfte des Ober- und Unterstempels für die Ringgeometrie bei 80 bar Gasfülldruck

Phase des Umformens

Da sich der Unterstempel auf den Gasdruckfedern abstützt, entspricht die auf den Unterstempel einwirkende Kraft zu jedem Zeitpunkt der Reaktionskraft der Gasdruckfedern. Gemäß dem Prinzip von „*actio gleich reactio*“ ist dies die Umformkraft. Die auf den Oberstempel einwirkende Kraft setzt sich somit aus der Umformkraft, d.h. der Reaktionskraft der Gasdruckfedern, und einem zusätzlichen Reibkraftanteil zwischen der Mantelfläche des Oberstempels und dem Schmiedestück zusammen. Mit zunehmender Formfüllung der Gravur vergrößern sich aufgrund des zunehmenden Kontaktbereiches von Werkstück und Werkzeug und aufgrund des ansteigenden Gesenkinnendruckes die Reibkräfte am Oberstempel, so dass sich die Differenz der am Oberstempel angreifenden Kräfte zu der Reaktionskraft des Unterstempels stetig vergrößert.

Phase des Lochens

Zu Beginn des Lochvorganges entspricht die maximale Umformkraft am Oberstempel der eingestellten Gegenkraft der Gasdruckfedern unterhalb des Unterstempels in Höhe von 325 kN. Der Anteil der Reibkräfte an der gesamten Oberstempelkraft beträgt zu diesem Zeitpunkt ca. 34 %. Vom Beginn des Lochens bis zum Erreichen des unteren Umkehrpunktes steigen die Reaktionskräfte des Unterstempels aufgrund des Druckanstieges der Gasdruckfedern stetig an. Auffällig ist der mit Beginn des Lochvorganges einsetzende, extreme Anstieg der auf den Oberstempel einwirkenden Kräfte und somit die resultierende Kraftdifferenz zur Unterstempelkraft.

Diese Kraftdifferenz setzt sich aus mehreren Komponenten zusammen. Ein Kraftanteil sind die bereits während der Umformung auftretenden Reibkräfte an der Mantelfläche des Oberstempels. Aufgrund der Auskühlung und des damit verbundenen Aufschumpfens des Schmiedestückes auf den Oberstempel vergrößern sich diese Reibkräfte während des Lochens erheblich. Weitere Kraftanteile während des Lochens ergeben sich aus der Reibung zwischen der Mantelfläche des Spiegels und der Untergravur sowie aus der erforderlichen Materialtrennung des Spiegels vom Schmiedestück. Der verbleibende Kraftanteil basiert auf einer möglichen Klemmwirkung durch das in den Schneidspalt eingezogene Material während des Eintauchens des Oberstempels in den Gesekdurchbruch der Untergravur.

Im unteren Umkehrpunkt sind die auf den Oberstempel einwirkenden Kraftkomponenten bzw. die resultierenden Druckspannungen maximal. Durch den Rücksprung der Federn wird der Oberstempel während des Pressenrückhubes gegen den ortsfesten Gravurhohlraum aus dem gelochten Schmiedestück gezogen. Die Wirkrichtungen der Reibkräfte kehren sich um und verringern die auf den Oberstempel wirkenden Kräfte, wobei weiterhin die Gegenkraft des Unterstempels auf den Oberstempel wirkt. In der sich anschließenden Phase der gemeinsamen Aufwärtsbewegung der formgebenden Werkzeugkomponenten und des Schmiedestückes erfolgt ein Kräfteausgleich,

der sich im Kraft-Zeit-Verlauf durch das asymptotische Annähern von Ober- und Unterstempelkraft äußert. Hat der Unterstempel nach erfolgtem Rückhub seine Ausgangsposition erreicht, erfolgt die Ablösung des Oberstempels vom Spiegel und Unterstempel. Dies führt zum vollständigen Krafrückgang. In **Bild 8–7** ist der Einfluss des Gasfülldruckes auf die Kraft-Zeit-Verläufe des Unterstempels, d.h. den Kraftanstieg der Federn während des Lochens, dargestellt.

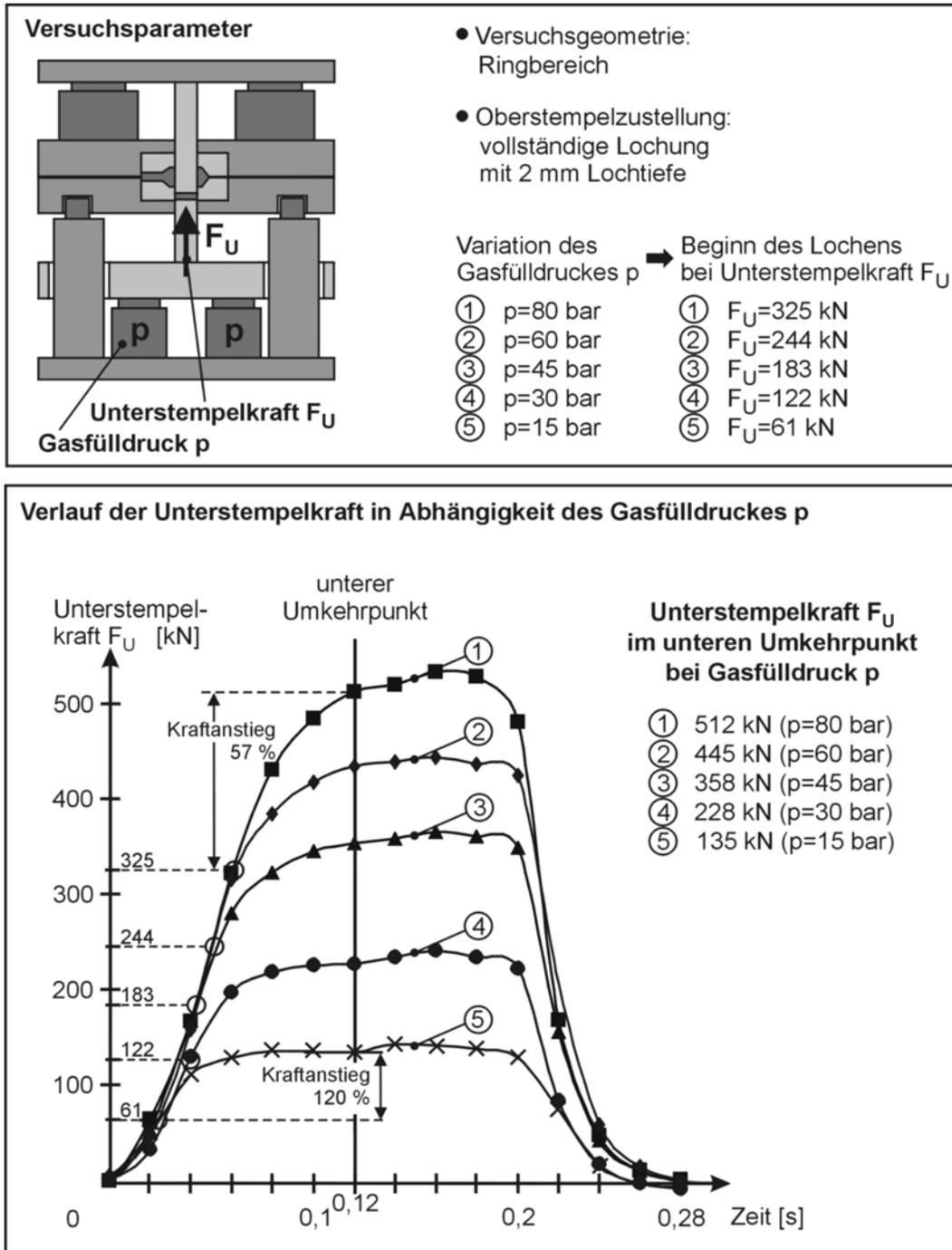


Bild 8–7: Unterstempelkräfte der Ringgeometrie während des Umformens und Lochens in Abhängigkeit des Gasfülldruckes

Die Kennzeichnung der Zeitpunkte, zu denen in Abhängigkeit des Gasfülldruckes der Lochvorgang beginnt, zeigt eine Verschiebung zum Prozessanfang mit abnehmenden Gasfülldrücken.

Die Kraft-Zeit-Verläufe der Unterstempelkräfte zeigen einen verringerten Kraftanstieg der Gasdruckfedern mit zunehmenden Gasfülldrücken. Dieser reduziert sich von 120 % für 15 bar Gasfülldruck auf 57 % bei Einstellung von 80 bar Gasfülldruck. Dieser Druckaufbau der Feder insbesondere bei geringen Gasfülldrücken ist durch die Federbauart bedingt und kann durch die Befüllung der Gasdruckfedern mit maximalem Gasfülldruck minimiert werden. Auch der Kraftanstieg der Gasdruckfedern zeitgleich in der Phase des Rücksprunges der steuerbaren Gasdruckfedern im Oberwerkzeug ist entweder federspezifisch oder basiert auf dem elastischen Verhalten der Werkzeugkomponenten.

In **Bild 8–8** sind die korrespondierenden Kraft-Zeit-Verläufe der auf den Oberstempel einwirkenden Umformkräfte in Abhängigkeit der Unterstempelgegenkraft bzw. des Gasfülldruckes dargestellt. Diese auf den Oberstempel einwirkenden Umformkräfte setzen sich zusammen aus den auf den Unterstempel einwirkenden Umformkräften, den am Oberstempel und Gravurdurchbruch angreifenden Reibkräften sowie dem Kraftanteil für die Materialtrennung des Spiegels vom Schmiedestück. Wiederum sind die Zeitpunkte des Beginns des Lochens markiert.

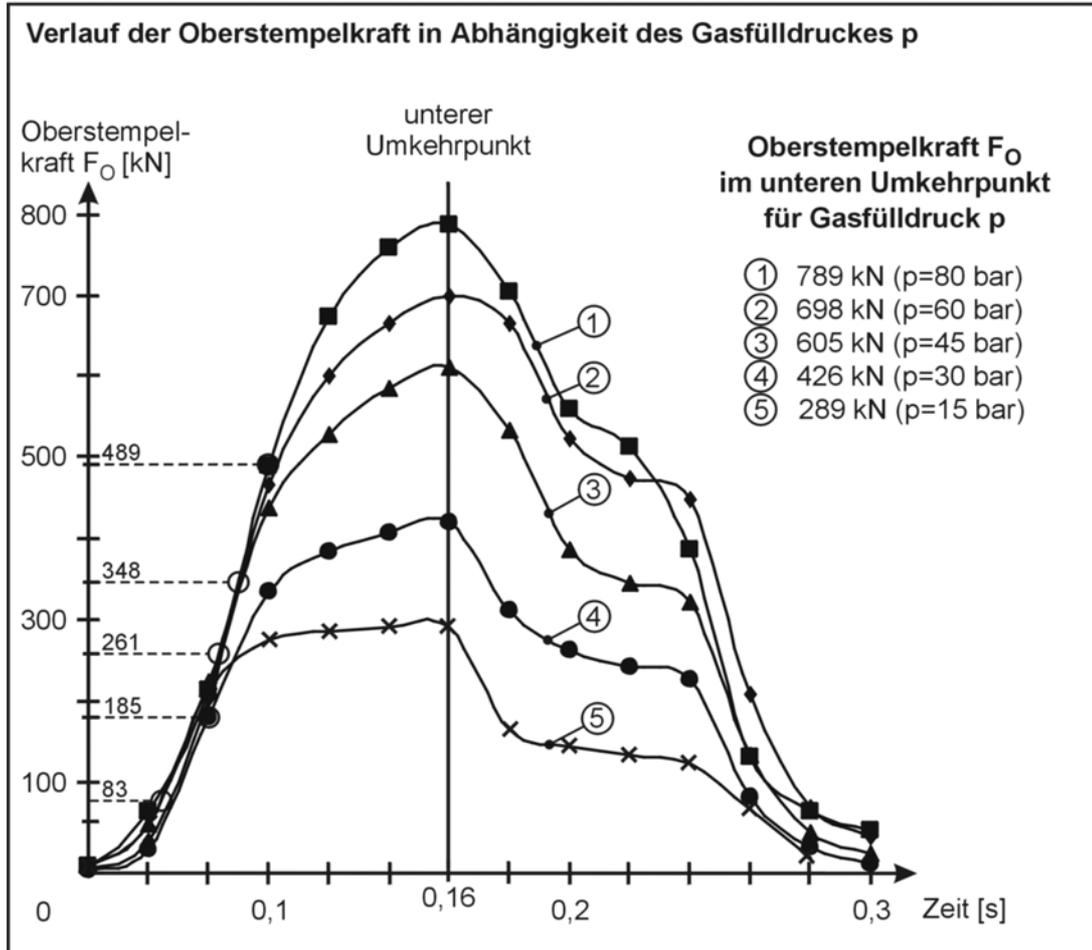
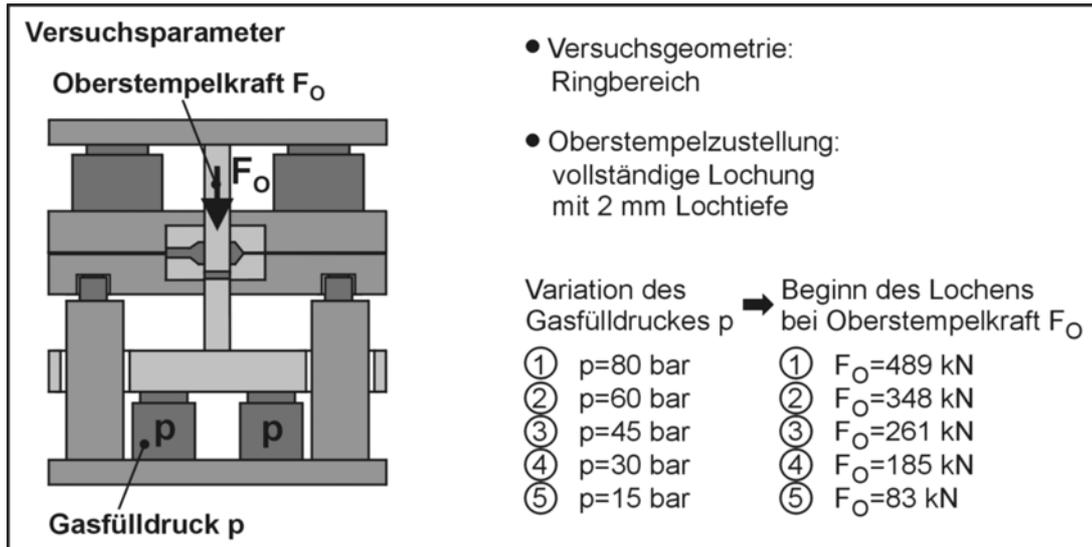


Bild 8–8: Oberstempelkräfte der Ringgeometrie in Abhängigkeit des Gasfülldruckes

Auf Basis der Kraft-Zeit-Verläufe von Ober- und Unterstempel sind Aussagen über die Summe der Umformkräfte und die kumulierten Reib- und Materialtrennkräfte zu beliebigen Zeitpunkten des Prozesses möglich. Eine separate Bestimmung der Kraftkomponenten des Reibanteiles und der Materialtrennung ist jedoch messtechnisch nicht realisierbar.

Wenn auch die absoluten Kraftanteile nicht ermittelbar sind, so ermöglicht der Vergleich von Ober- und Unterstempelkräften im unteren Umkehrpunkt für die verschiedenen Gegenkräfte bzw. Gasfülldrücke zumindest Aussagen hinsichtlich der Gewichtung der einzelnen Kraftanteile während des Lochprozesses. Dazu wurden die Ober- und Unterstempelkraft im unteren Umkehrpunkt für verschiedene Unterstempelgegenkräfte ins Verhältnis gesetzt.

Gemäß **Bild 8-9** wurde am Beispiel der Ringgeometrie festgestellt, dass sich mit zunehmendem Gasfülldruck der Quotient von Ober- und Unterstempelkraft stetig verringert.

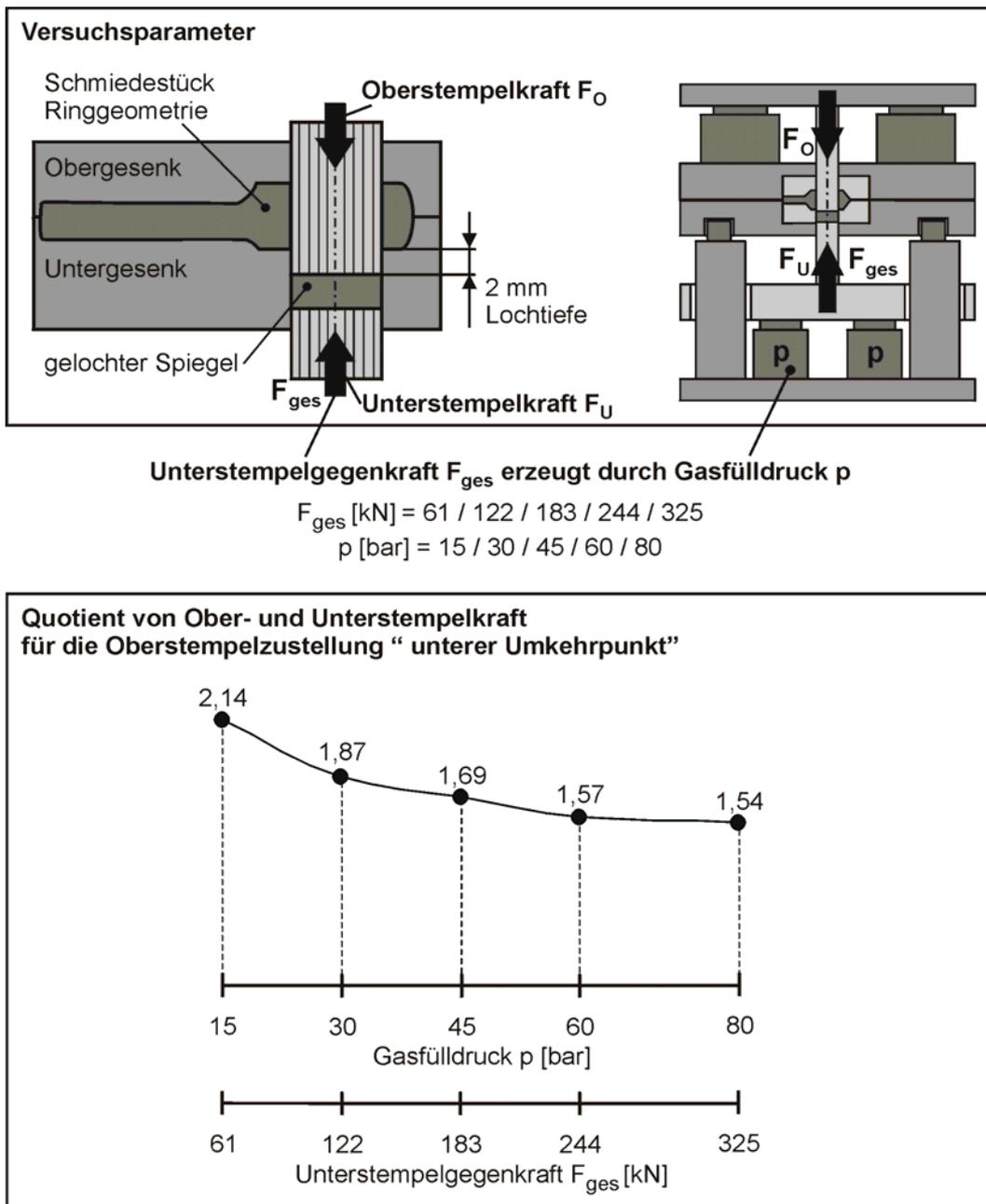


Bild 8-9: Quotienten von Ober- und Unterstempelkraft im unteren Umkehrpunkt (Lochtiefe 2 mm) für die Ringgeometrie

Bild 8–10 zeigt exemplarisch die Kraft-Zeit-Verläufe der Maulgeometrie für 30 bar und 90 bar Gasfülldruck bzw. 122 kN und 366 kN Gegenkraft des Unterstempels. Als Parametervariation wurde jedoch nicht eine Lochtiefe von 2 mm gewählt, sondern ein um 3 mm angehobener unterer Umkehrpunkt. Somit erfolgte keine vollständige Materialtrennung des Spiegels vom Schmiedestück, d.h., der Spiegel ist in einer Höhe von 1 mm mit dem Schmiedestück verbunden.

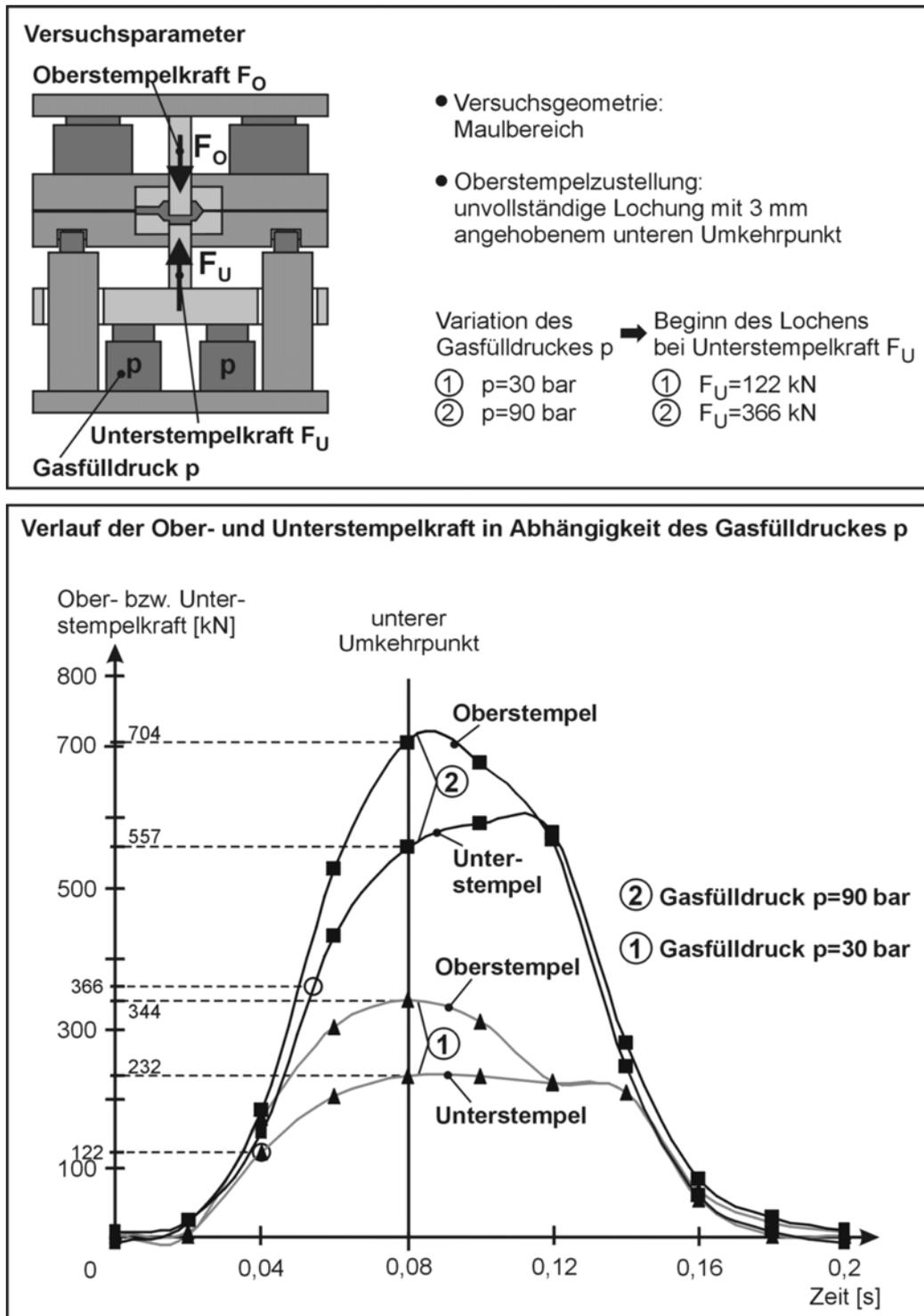


Bild 8–10: Ober- und Unterstempelkräfte für die Maulgeometrie bei unvollständiger Lochung

Durch die unvollständige Lochung des Spiegels wurden die Reibkräfte zwischen dem bereits gelochten Spiegelanteil und dem Gravurdurchbruch des Untergesenkes reduziert. Zudem wurden die Reibkräfte bei Eintauchen des Oberstempels in das Untergesenk zwischen dem Stempel und dem im Schneidspalt befindlichen Material vollständig vermieden. Auch für diese Einstellungen ergaben sich im Vergleich zur Ringgeometrie gleiche Abhängigkeiten, so dass sich der Einfluss der Reibkräfte im Vergleich zu dem Kraftanteil zur Materialtrennung des Spiegels als untergeordnet darstellt. Die analog zur Ringgeometrie ermittelten Quotienten von Ober- und Unterstempelkraft bei 3 mm angehobenem Umkehrpunkt sind in **Bild 8–11** in Abhängigkeit der Unterstempelgegenkraft bzw. des Gasfülldruckes dargestellt.

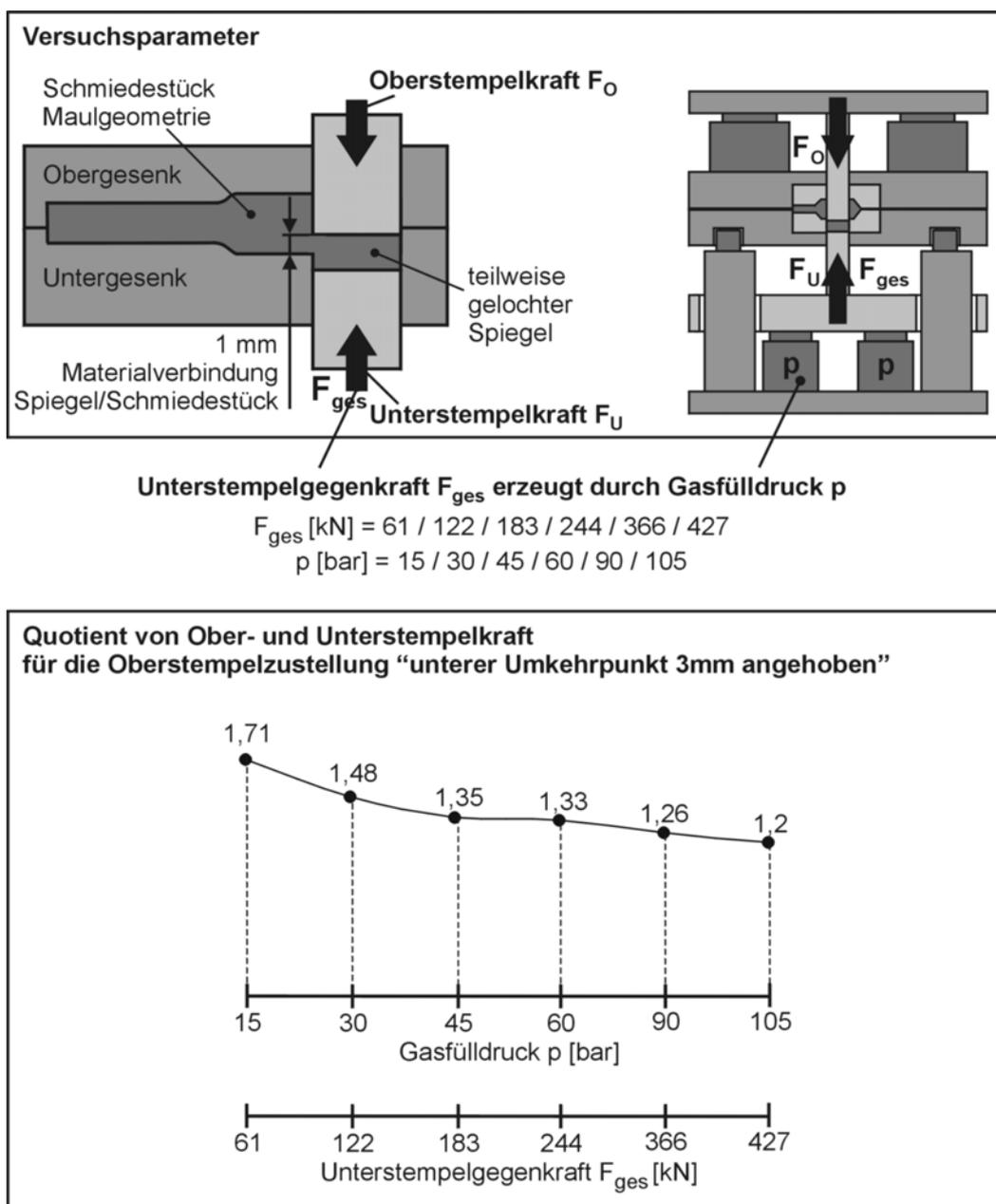


Bild 8–11: Quotienten von Ober- und Unterstempelkraft bei unvollständiger Lochung

Anhand dieser Ergebnisse lassen sich folgende Schlussfolgerungen hinsichtlich der Relevanz der im Prozess wirkenden Kraftanteile zur Überwindung der Reibung und zur Materialtrennung ziehen: Zunehmende Gegenkräfte des Unterstempels bedeuten zugleich zunehmende Reibkräfte während der Umformung und des Lochens, da sich der Gesenkinnendruck und der Kontaktbereich zwischen Werkzeug und Schmiedestück mit zunehmender Formfüllung der Gravur vergrößert. Entsprechend nimmt das Quotientenverhältnis zu.

Im Umkehrschluss jedoch deutet die dokumentierte Verringerung dieses Verhältnisses darauf hin, dass nicht dieser Reibkraftanteil, sondern primär der mit zunehmenden Gegenkräften und abnehmenden Spiegeldicken reduzierte Kraftanteil für die Materialtrennung prozessbestimmend ist. Dieser fließt überproportional in die Gesamtkraft ein. Neben dem direkten Einfluss der Größe des zu trennenden Materialquerschnittes ist ein weiterer Faktor für diesen Effekt die Dissipationsenergie, d.h. die durch die Umformung eingebrachte Wärmeenergie. Diese vergrößert sich mit zunehmendem Umformgrad bei abnehmenden Spiegeldicken, so dass die Materialtemperatur im Spiegel zunimmt und sich somit die erforderliche Kraft zur Materialtrennung reduziert.

Bei vollständiger Lochung ergaben sich für die Maulgeometrie Quotientenverhältnisse der Ober- zur Unterstempelkraft von 1,87 für 30 bar, 1,59 für 45 bar und 1,49 für 60 bar Gasfülldruck. Als zugehörige Spiegeldicken wurden 6,25 mm, 5,8 mm bzw. 5,2 mm gemessen. Die Einstellung dieser Spiegeldicken bei Verschmiedung der Ringgeometrie erfordert gemäß einer Interpolation des Kurvenverlaufes in Bild 8–4 Gasfülldrücke von 25 bar, 30 bar und 40 bar. Gemäß Bild 8–9 ist diesen Gasfülldrücken ein Quotientenverhältnis von 1,96 für 25 bar, 1,87 für 30 bar und 1,73 für 40 bar Gasfülldruck zugeordnet. Demnach ergeben sich für die Ringgeometrie bei gleicher Spiegeldicke größere Quotienten. Eine mögliche Ursache ist die im Vergleich zur Maulgeometrie um ca. 43 % längere Schnittlinie. Dies kann als weiteres Indiz dafür gesehen werden, dass die gesamte Prozesskraft primär durch den Kraftanteil zur Trennung des Spiegels vom Schmiedestück bestimmt wird und den Reibkräften eine untergeordnete Bedeutung zukommt.

8.2.4 Spiegeldicke während des Lochvorganges

Insbesondere für geringe Gasfülldrücke ist der Kraftanstieg der Gasdruckfedern bzw. der Gegenkraft des Unterstempels sehr ausgeprägt. Der stetige Anstieg der Gegenkraft während des Lochprozesses beeinflusst eventuell den Werkstofffluss aus dem Spiegel bei nicht vollständiger Formfüllung des Schmiedestückes. Weitere Einflussfaktoren können wiederum u.a. die lokalen Temperaturen des Werkstoffes im Bereich des Spiegels oder Reibkräfte sein, die sich in Abhängigkeit des Gasfülldruckes und der Formfüllung einstellen. Daher wurden Untersuchungen mit dem Ziel durchgeführt, die Auswirkungen des Kraftanstieges auf die Änderung der Spiegeldicke

während des Lochens zu ermitteln. **Bild 8–12** zeigt die Entwicklung der Spiegeldicke der Maulgeometrie während des Lochprozesses für 15 bar und 45 bar Gasfülldruck.

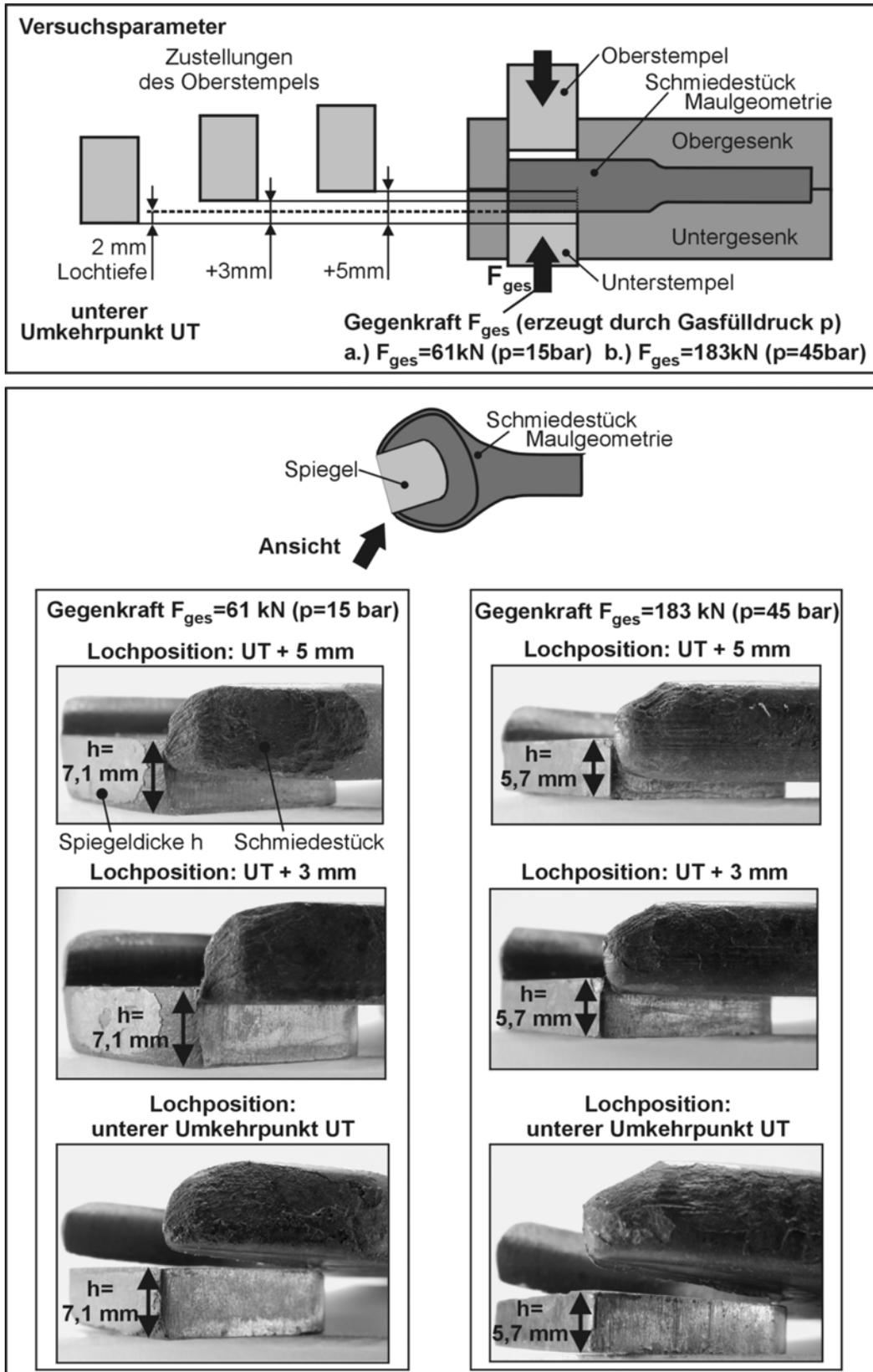


Bild 8–12: Entwicklung der Spiegeldicke der Maulgeometrie während des Lochprozesses

Die Analyse der Spiegeldicke während des Lochprozesses wurde durch Variation des unteren Umkehrpunktes realisiert. Geeignete Momentaufnahmen des Lochprozesses zur Ermittlung der jeweiligen Spiegeldicken ergaben sich durch Anhebung des unteren Umkehrpunktes um 3 mm bzw. 5 mm bezogen auf die standardmäßig eingestellte Lochtiefe von 2 mm. Somit erfolgte während des Lochprozesses kein Eintauchen des Oberstempels in den Gesenkdurchbruch der Untergravur. Entsprechend der resultierenden Positionen des Oberstempels verblieb der Spiegel bis zur vollständigen Materialtrennung 1 mm bzw. 3 mm im Schmiedestück (vgl. Bild 8–2).

Unabhängig von der Gegenkraft des Unterstempels ist für die einzelnen Stadien des Lochvorganges jeweils keine Änderung der Spiegeldicke nachweisbar. Dies bedeutet, dass der sich zu Beginn des Lochprozesses ausbildende Materialspiegel während des gesamten Vorganges der Materialtrennung mit konstanter Dicke aus dem Schmiedestück gelocht wird. Ein Materialfluss aus der Spiegeldicke ist nicht nachweisbar, obwohl erhebliche Einflussfaktoren wie beispielsweise die Gegenkrafteerhöhung oder die Temperaturänderung im Bereich der Lochzone durch unterschiedliche Spiegeldicken wirken.

Wenn trotz des Anstieges der Gegenkraft während der Lochung kein Materialfluss aus der Spiegeldicke erfolgt, bildet sich offensichtlich ein sehr großer Fließwiderstand aus. Die zur Überwindung erforderlichen Umformkräfte müssen somit jeweils oberhalb des Verlaufes der Gegenkraft des Unterstempels liegen. Eine mögliche Erklärung dieses hohen Fließwiderstandes, der trotz des Anstieges der Gegenkraft nicht überwunden wird, ist der Stillstand des Werkstoffflusses zu Beginn des Lochprozesses. Das erneute Fließen des Werkstoffes in der Gravur erfordert sehr hohe Umformkräfte. Ursachen sind das reduzierte Fließvermögen des Schmiedewerkstoffes aufgrund der Auskühlung in der Stillstandsphase des Materialflusses und der resultierende Zusammenbruch des Schmierfilmes bei Unterbrechung der Fließbewegung.

8.2.5 Einfluss der Zwischenformmasse

Für die eingesetzten Zwischenformen der Ring- und Maulgeometrie wurde eine vollständige Formfüllung der Schmiedestücke durch eine zunehmende Erhöhung des Gasfülldruckes, d.h. der Gegenkraft des Unterstempels, erreicht. Insbesondere die sehr flach ausgebildete Maulgeometrie erfordert zur Aufrechterhaltung des Werkstoffflusses und für den Prozess des Kantenfüllens große Gesenkinnendrucke und somit entsprechend hohe Gegenkräfte des Unterstempels. Zudem ist für die Maulgeometrie der Bereich des Breitens weit ausgedehnt, in dem eine eindeutige Abhängigkeit zwischen Gegenkraft und Spiegeldicke vorliegt (vgl. Bild 8–5). Somit wurden nachfolgend dokumentierte Untersuchungen am Beispiel der Maulgeometrie durchgeführt.

8.2.5.1 Erhöhung der Zwischenformmasse

Mit einer Reduzierung der zur vollständigen Formfüllung erforderlichen Fließwege verringert sich die Umformkraft bzw. die erforderliche Gegenkraft. Die Verkürzung der Fließwege in der Gravur wurde durch eine Erhöhung der Einsatzmasse erreicht, so dass bei gleicher Zwischenformhöhe die Außenkontur der Zwischenform weiter an die Außenkontur des Schmiedestückes angenähert wurde. Dies ermöglichte die Reduzierung der Unterstempelgegenkraft (**Bild 8–13**).

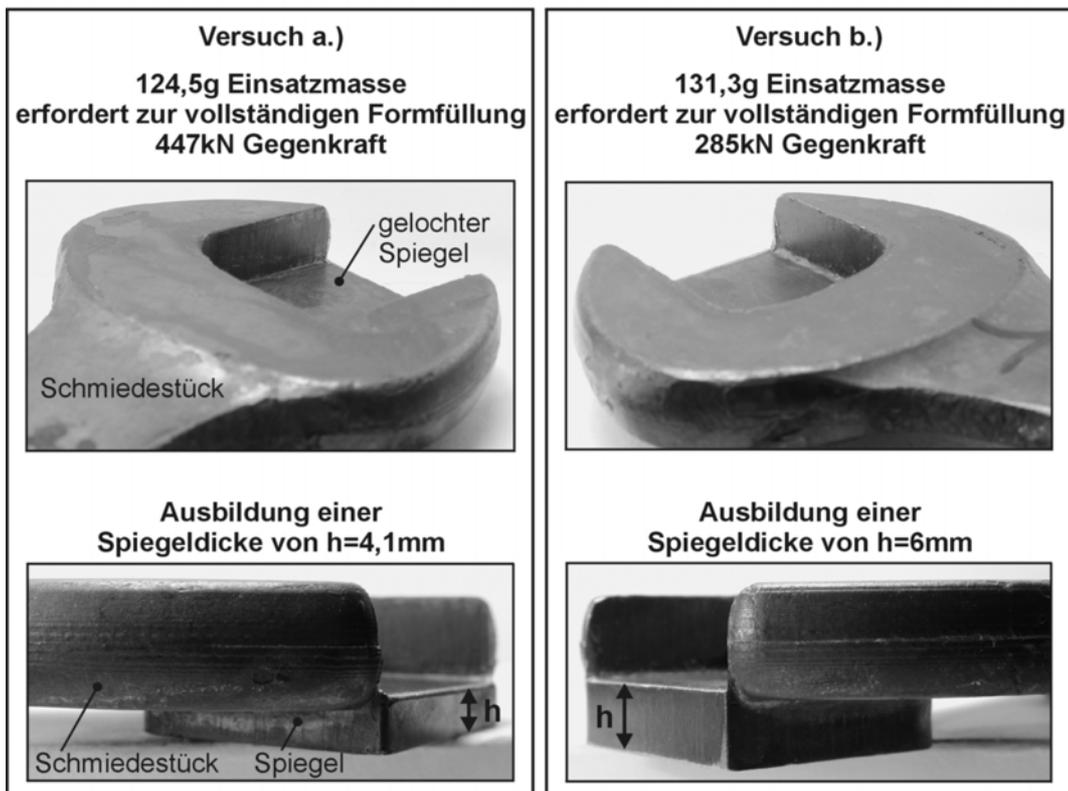
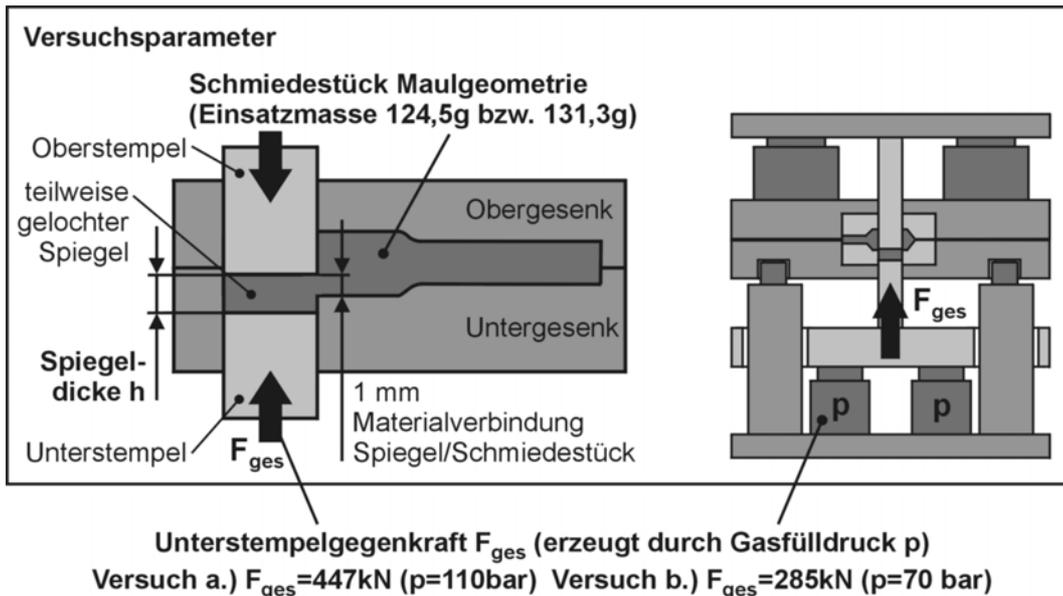


Bild 8–13: Einfluss der Zwischenformmasse auf die erforderliche Unterstempelgegenkraft

Die vorherige Darstellung zeigt die vollständige Formfüllung des Schmiedestückes bei Verwendung der ursprünglichen Zwischenform mit einer Einsatzmasse von 124,5 g und einer Unterstempelgegenkraft von 447 kN bzw. 110 bar Gasfülldruck. Zum Vergleich ist die Formfüllung bei Einsatz einer Zwischenform mit erhöhter Einsatzmasse von 131,3 g dargestellt. Aufgrund der um 6,8 g erhöhten Einsatzmasse konnte zur Erreichung einer ebenfalls vollständigen Formfüllung eine Reduzierung der Unterstempelgegenkraft um ca. 36 % auf 285 kN bzw. 70 bar Gasfülldruck vorgenommen werden.

Die zusätzlich mit der Zwischenform in die Gravur eingebrachte Masse von 6,8 g wird in der als Ausgleichsraum wirkenden Spiegeldicke kompensiert. Diese steigt von 4,1 mm bei 110 bar Gasfülldruck auf 6 mm bei 70 bar Gasfülldruck.

8.2.5.2 Kompensation von Masseschwankungen

Das grundlegende Verfahrensmerkmal des nachgiebigen Unterstempels ermöglicht die Kompensation von übermassigen Zwischenformen. Dazu ist die Gegenkraft des Unterstempels mittels Gasfülldruck derart einzustellen, dass bei vollständiger Formfüllung die sprunghaft ansteigende Umformkraft diese Gegenkraft übersteigt. Somit erfolgt die Kompensation der überschüssigen Masse im Spiegel, so dass prinzipiell selbst hohe Masseüberschüsse ausgeglichen werden können. Da kein Werkstofffluss aus der Spiegeldicke auftritt, wirken sich die hier auftretenden Masseüberschüsse nicht in Form einer steigenden Werkzeugbelastung aus.

Analog zu der Kompensation eines Masseüberschusses durch zunehmende Spiegeldicken wird ebenfalls erwartet, dass untermassige Zwischenformen zur Gewährleistung einer vollständigen Formfüllung durch abnehmende Spiegeldicken ausgeglichen werden.

Die Kompensation von untermassigen Zwischenformen wurde ebenfalls für die Maulgeometrie und mit einer Gegenkraft von 183 kN bzw. 45 bar Gasdruck nachgewiesen (vgl. Bild 8–5). Diese Gegenkraft repräsentiert den mittleren Bereich des ausgeprägten, breiten Werkstoffflusses. Die sich in Abhängigkeit der Versuchsparameter und der Zwischenformmasse einstellende Formfüllung des Schmiedestückes und Spiegeldicke ist in **Bild 8–14** dargestellt.

Die geringen Masseschwankungen der Zwischenformen bei Anwendung des Laserschneidens zur Herstellung der Vorform haben aufgrund der systematischen und zufälligen Fehlereinflüsse auf den Umformprozess keine eindeutig identifizierbaren Auswirkungen. Demzufolge wurden zur Durchführung dieser Versuche Masseschwankungen der Zwischenformen von 2 g bzw. 1,8 % realisiert. Diese exemplarisch ausgewählte Massenschwankung entspricht den durchschnittlichen Toleranzen des zur Herstellung der Vorform alternativ möglichen Prozesses des Querwalzens.

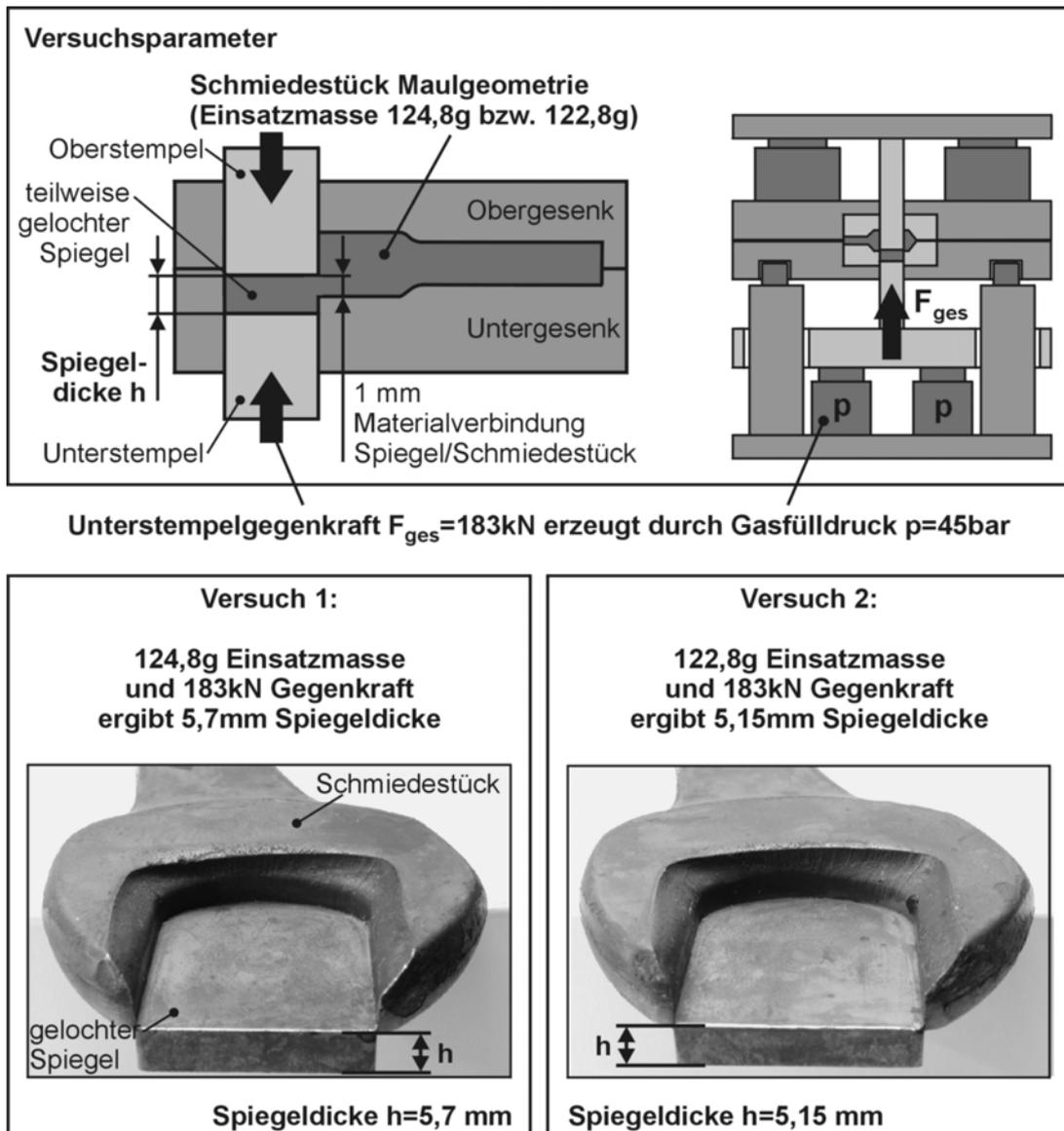


Bild 8–14: Massekompensation bei untermassigen Zwischenformen durch abnehmende Spiegeldicken am Beispiel der Maulgeometrie

Ein Vergleich der Formfüllung der Schmiedestücke anhand von auffälligen Merkmalen zeigt, dass trotz der Masseschwankung keine wesentlichen Unterschiede im Formfüllungsverhalten vorliegen. Für die in Bild 8–14 exemplarisch dargestellten Schmiedestücke sind diese Bereiche deutlich zu erkennen. Vielmehr wird die eingebrachte Massedifferenz durch abnehmende Spiegeldicken ausgeglichen.

Diese Möglichkeit zur Kompensation von Masseschwankungen im Spiegel lässt sich wie folgt begründen: Jedem einzelnen Stadium der Formfüllung ist ein bestimmter Gesenkinnendruck und somit eine bestimmte erforderliche Umformkraft zugeordnet. Diese Umformkraft wird im Wesentlichen von der Spiegeldicke bestimmt. Verringert sich die Einsatzmasse der Zwischenform bei konstantem Gasfülldruck, so bildet sich die entsprechende Umformkraft bzw. der

Gesenkinnendruck zur Ausbildung der identischen Formfüllung erst bei Erreichen geringerer Spiegeldicken aus. Somit beginnt der Lochprozess zu unterschiedlichen Zeitpunkten und Spiegeldicken, jedoch bei gleichen Umformkräften und Gesenkinnendrücken und somit Formfüllungen. Dieses Versuchsergebnis korrespondiert mit der Aussage, dass die zu Beginn des Lochvorganges ausgebildete Spiegeldicke während des Lochvorganges konstant bleibt, unabhängig von dem Kraftanstieg der Gasdruckfedern. Auch hierbei hat sich in Abhängigkeit der durch den Gasfülldruck vorgegebenen maximalen Umformkraft ein spezifisches Stadium der Formfüllung ausgebildet.

9 Versuchsauswertung

Die im Rahmen der zuvor dokumentierten Versuchsdurchführung gelochten Schmiedestücke werden nachfolgend zur Beurteilung der Oberfläche im gesamten Bereich des gefertigten Durchbruches herangezogen. In dieser Versuchsreihe variierte der für den entwickelten Prozess entscheidende Parameter „Gasfülldruck“. Eine Änderung des Gasfülldruckes bedeutet zugleich die Variation des Gesenkinnendruckes, der Formfüllung des Schmiedestückes sowie Höhe und Verlauf des Anstieges der Gegenkraft des Unterstempels während des Lochvorganges. Weiterhin kann die Beurteilung der gelochten Bereiche für die einzelnen Stadien des Lochprozesses vorgenommen werden. Hierdurch wird eine erste Beurteilung des gelochten Bereiches hinsichtlich der Oberflächenausbildung für unterschiedliche Prozesseinstellungen ermöglicht.

9.1 Beurteilung des gelochten Schmiedestückbereiches

9.1.1 Oberflächenzustand

Die gesamte Oberfläche des Durchbruches im Schmiedestück besteht aus einer Teiloberfläche, die während der Umformung erzeugt wird, sowie einer Teiloberfläche, die sich im Bereich der Materialtrennung während des Lochens ausbildet. Das Verhältnis dieser beiden Oberflächenanteile stellt sich dabei einzig in Abhängigkeit des Gasfülldruckes, d.h. der anfänglichen Gegenkraft des Unterstempels, ein. Die in den Versuchsreihen realisierten unterschiedlichen Prozesseinstellungen geben ein umfassendes Bild über den grundsätzlichen Einfluss von Prozessschwankungen auf die Struktur der beiden Oberflächenbereiche sowie deren Übergangsbereich.

Bild 9–1 zeigt einen Ausschnitt des gelochten Bereiches der Maulgeometrie zu unterschiedlichen Zeitpunkten der Materialtrennung. Dargestellt sind das fertig gelochte Schmiedestück sowie die vorgelagerten Stadien entsprechend einem um 3 mm bzw. 5 mm angehobenen unteren Umkehrpunkt. Als Gegenkraft des Unterstempels wurden 61 kN bzw. 15 bar Gasfülldruck eingestellt.

Bei einer Gegenkraft von 61 kN bzw. 15 bar Gasfülldruck wird lediglich eine geringe Formfüllung erreicht. Der Spiegel wird nahezu ohne eine vorgelagerte Phase der Umformung und folglich annähernd mit Zwischenformdicke aus dem Schmiedestück gelocht.

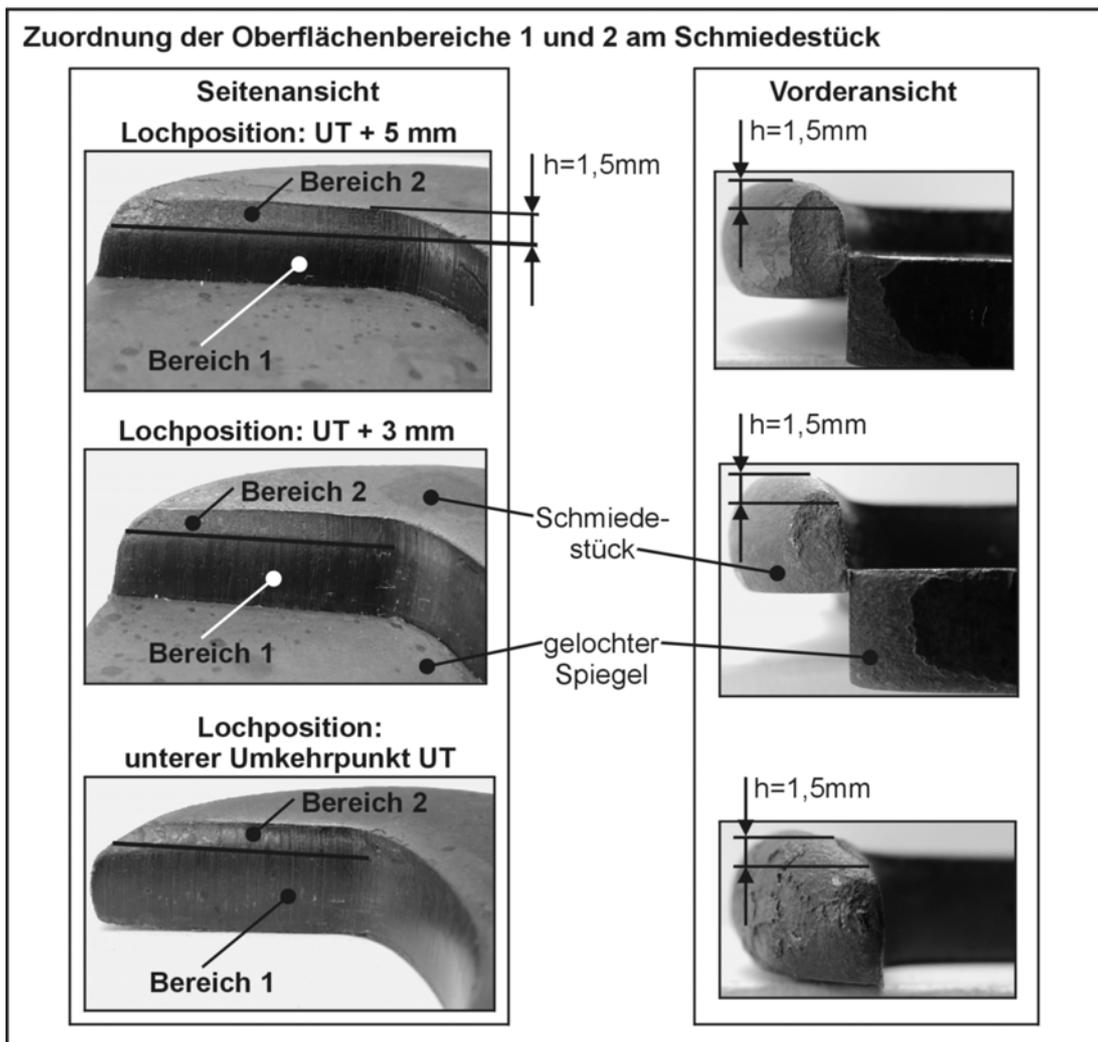
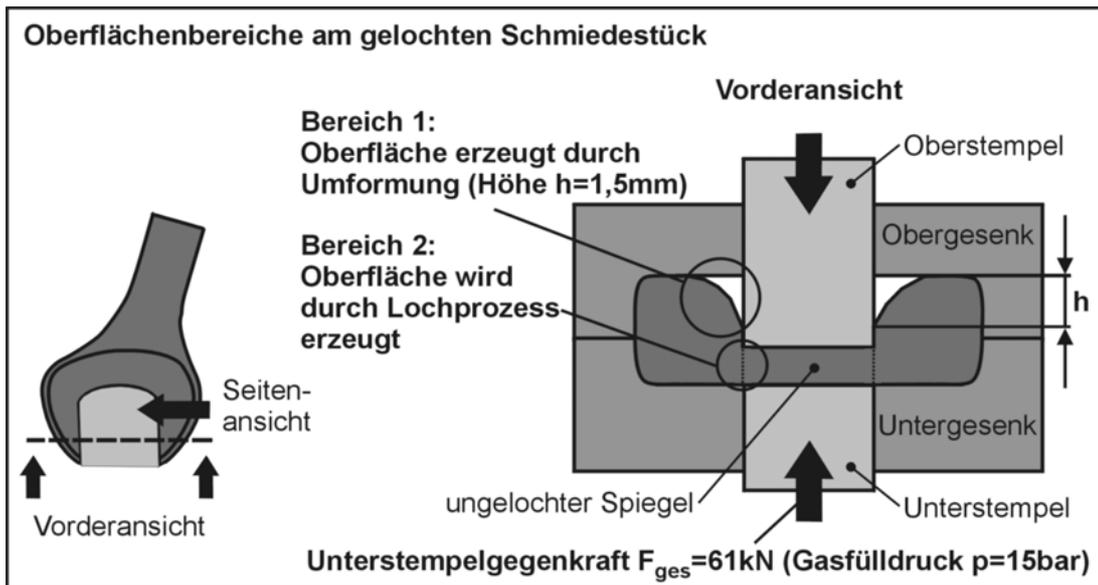


Bild 9-1: Stadien des Lochprozesses der Maulgeometrie bei 15 bar Gasfülldruck

Stadium 1

In dieser Stempelposition ist der Spiegel bis auf 3 mm aus dem Schmiedestück gedrückt. Da die ermittelte Spiegeldicke von 7,1 mm während des Lochprozesses konstant blieb, begann der Lochprozess nach 1,5 mm Umformweg. Dieser Wert ergibt sich aus der Differenz der Gravurhöhe bzw. der Höhe der Zwischenform von 8,6 mm und der Spiegeldicke. Dieser Umformweg von 1,5 mm markiert am Schmiedestück den Bereich des Werkstoffes, der sich nicht an die Mantelfläche des Stempels angelegt hat, sondern im Verlauf der anfänglichen Umformung verdrängt wurde (vgl. Bild 6–2). Der verbleibende Oberflächenanteil des Durchbruches bis zur Oberfläche des Spiegels wurde vollständig durch die Materialtrennung während des Lochprozesses gebildet. Diese Oberfläche weist dennoch keine Oberflächenfehler in Form von Verformungen, Rissen oder Ausbrüchen auf. Auch der Übergangsbereich zwischen der durch die Umformung und der durch den Lochprozess ausgebildeten Oberfläche ist gleichfalls fehlerfrei ausgebildet. Dies gilt auch für den hinteren, schaftnahen Bereich des gelochten Maules, in dem sich aufgrund des angrenzenden Schaftbereiches kein wesentlicher Werkstofffluss aus Richtung des Umformstempels ausbilden kann.

Stadium 2

In dieser Position des Oberstempels wurde der Spiegel weitere 2 mm aus dem Schmiedestück gedrückt. Im Vergleich zum zuvor erläuterten Stadium ist an diesem Beispiel die trotz weiterer Zustellung identische Formfüllung deutlich zu erkennen. Die sich während der Umformung ausgebildete freie Oberfläche im oberen Bereich des Schmiedeteiles hat sich aufgrund des unveränderten Anfangsgasfülldruckes wiederum in einer Höhe von 1,5 mm eingestellt. Der durch die Materialtrennung entstandene Oberflächenbereich ist in diesem Stadium entsprechend der um 2 mm vergrößerten Zustellung ebenfalls um 2 mm höher ausgebildet. Aber auch diese Oberflächen sowie der Übergangsbereich sind fehlerfrei und haben sich während des erweiterten Lochprozesses nicht verändert.

Stadium 3

Gemäß einer eingestellten Lochtiefe von 2 mm ist der Spiegel vollständig aus dem Schmiedestück gelocht. Im Vergleich zu den zuvor dargestellten Stadien sind wiederum identische Ergebnisse hinsichtlich Formfüllung, Spiegeldicke und Ausbildung der verschiedenen Oberflächenanteile zu erkennen. Ebenfalls sind für die einzelnen Stadien keine nachteiligen Auswirkungen des Anstieges der Unterstempelgegenkraft im Verlauf des Lochprozesses auf die Ausbildung der Oberfläche im gelochten Bereich zu erkennen.

Bild 9–2 zeigt weitere Versuche, die bei einer Unterstempelgegenkraft von 183 kN bzw. 45 bar Gasfülldruck bei ansonsten unveränderten Prozessparametern durchgeführt wurden.

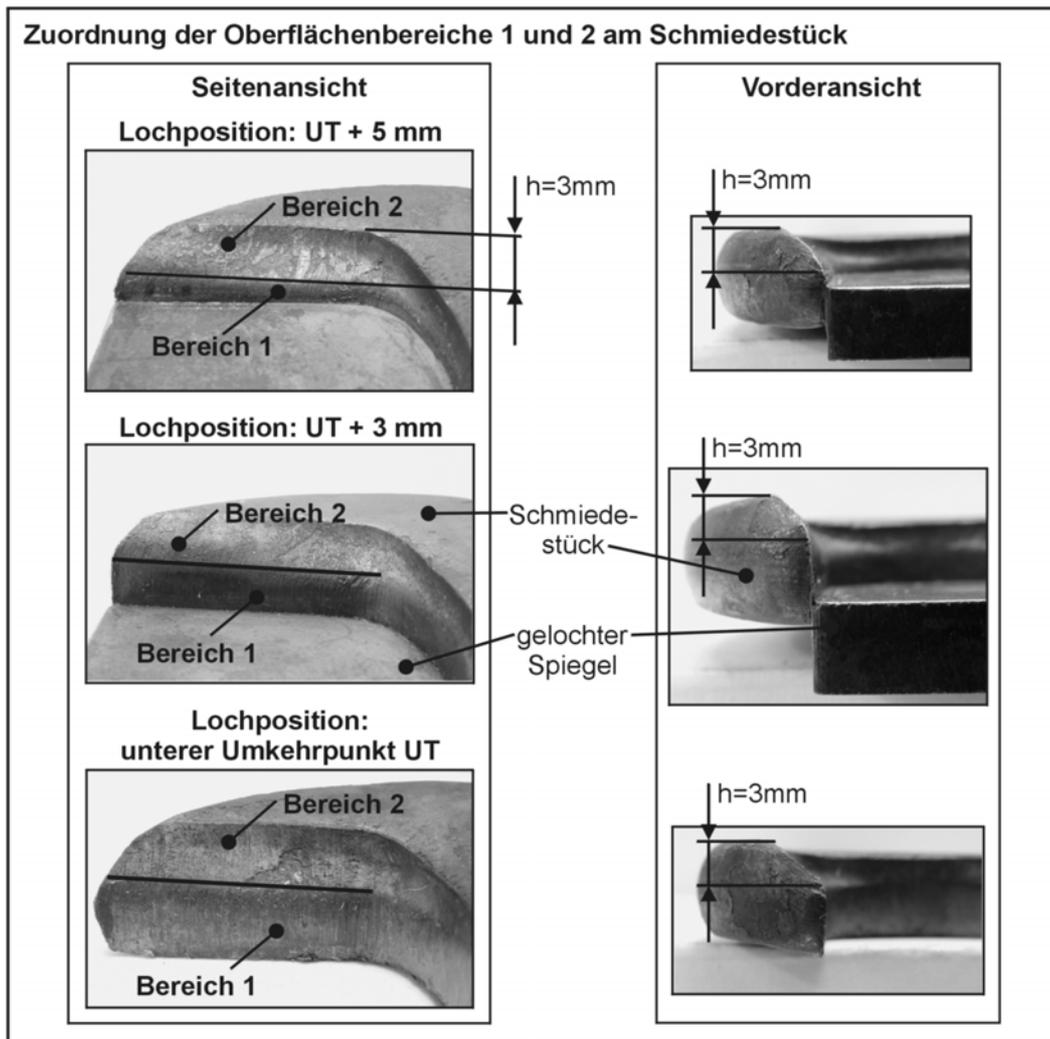
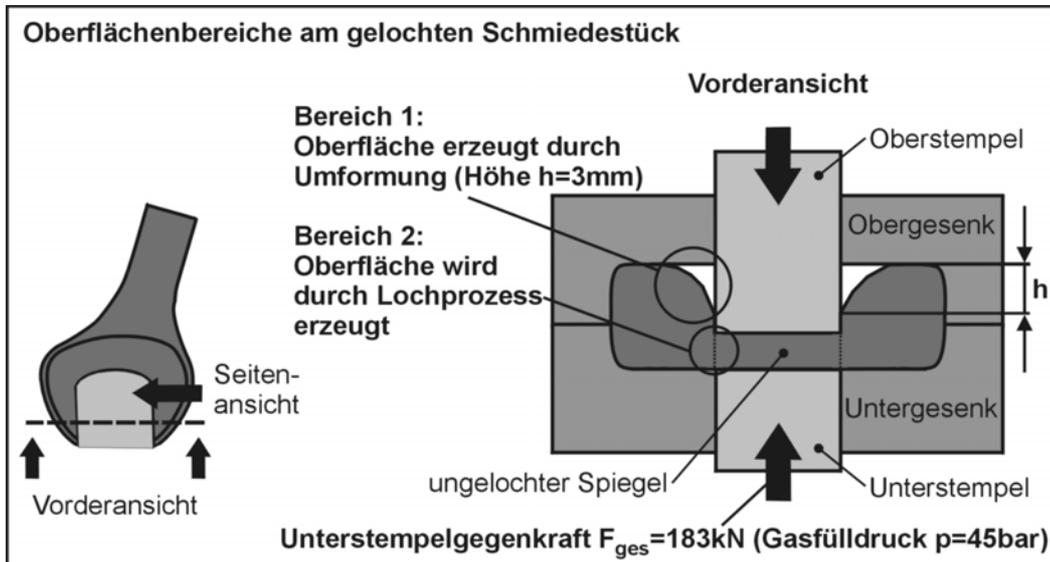


Bild 9–2: Stadien des Lochprozesses der Maulgeometrie bei 45 bar Gasfülldruck

Mit einer Erhöhung des Gasfülldruckes wird der Anteil der im Verlauf der Umformung ausgebildeten Oberfläche zunehmend größer. Die durch die Materialtrennung gebildete Oberfläche wird entsprechend der Spiegeldicke geringer. Diese Auswirkungen sind in Bild 9–2 zu erkennen. Aufgrund des erhöhten Gasfülldruckes ist der Anstieg der Gegenkraft in den einzelnen Stadien jedoch geringer ausgeprägt als bei Einstellung von 15 bar Gasfülldruck (vgl. Bild 8–7).

Ein auf 45 bar erhöhter Gasfülldruck vergrößert den Anteil der durch die Umformung frei ausgebildeten Oberfläche deutlich. Bei einer gemessenen Spiegeldicke von 5,6 mm beträgt der während der Umformphase zurückgelegte Stempelhub folglich 3 mm, so dass auch hierbei der Übergangsbereich zwischen der frei ausgebildeten Oberfläche und der vom Stempel geformten Oberfläche den Beginn des Lochvorganges markiert (Stadium 1). Für die nachfolgenden zwei Stadien des Lochprozesses stellen sich, vergleichbar mit den Versuchen mit 15 bar Gasfülldruck, jeweils keine erkennbaren Änderungen sowohl hinsichtlich der Formfüllung als auch der Spiegeldicke ein. Die Ausbildung der verschiedenen Oberflächbereiche erfolgt ebenso fehlerfrei und unabhängig von dem Anstieg der Gegenkraft ohne Verformungen oder Ausbrüche.

Mit zunehmenden Gasfülldrücken vergrößert sich das Verhältnis der durch die Umformung und den Materialtrennprozess erzeugten Oberflächenanteile. Da sich im Verlauf einer Druckerhöhung jedoch keine Änderungen hinsichtlich der fehlerfreien Ausbildung der Oberflächen sowie des Übergangsbereiches ergaben, ist abschließend in **Bild 9–3** der gelochte Bereich eines Schmiedestückes bei vollständiger Formfüllung und 110 bar Gasfülldruck dargestellt. In dieser Darstellung ist wiederum der Beginn der Materialtrennung am Schmiedestück markiert.

Der Unterschied zu den zuvor in Bild 9–1 und Bild 9–2 dargestellten Oberflächen der gelochten Bereiche bei geringen Gasfülldrücken ist dadurch gegeben, dass bei den geringen Gasfülldrücken lediglich die im Materialtrennprozess gebildete Oberfläche durch den Stempel geformt wurde. Die sich zuvor im Verlauf der Umformphase frei ausgebildete Oberfläche hingegen hat im gesamten Prozess keinen Kontakt zur Mantelfläche des Stempels.

Diese frei ausgebildete Oberfläche wird jedoch bei dem in Bild 9–3 dargestellten Schmiedestück während der Phase des Kantenfüllens der Gravur unter hohem Druck an die Mantelfläche des Oberstempels angelegt. Der gesamte Oberflächenbereich ist gleichmäßig und ohne Oberflächen-defekte ausgebildet. Eine Unterscheidung der einzelnen Bereiche ist makroskopisch nicht mehr möglich. Obwohl die maximale Umformkraft der mit 15 bar und 110 bar gelochten Schmiedestücke um ca. 590 % differiert, sind hinsichtlich der Qualität der Oberfläche des gelochten Bereiches keine eindeutigen, spezifischen Merkmale identifizierbar. Eventuelle Unterschiede basieren offensichtlich hauptsächlich auf dem Verschleißzustand des Umformstempels (vgl. Kapitel 9.2).

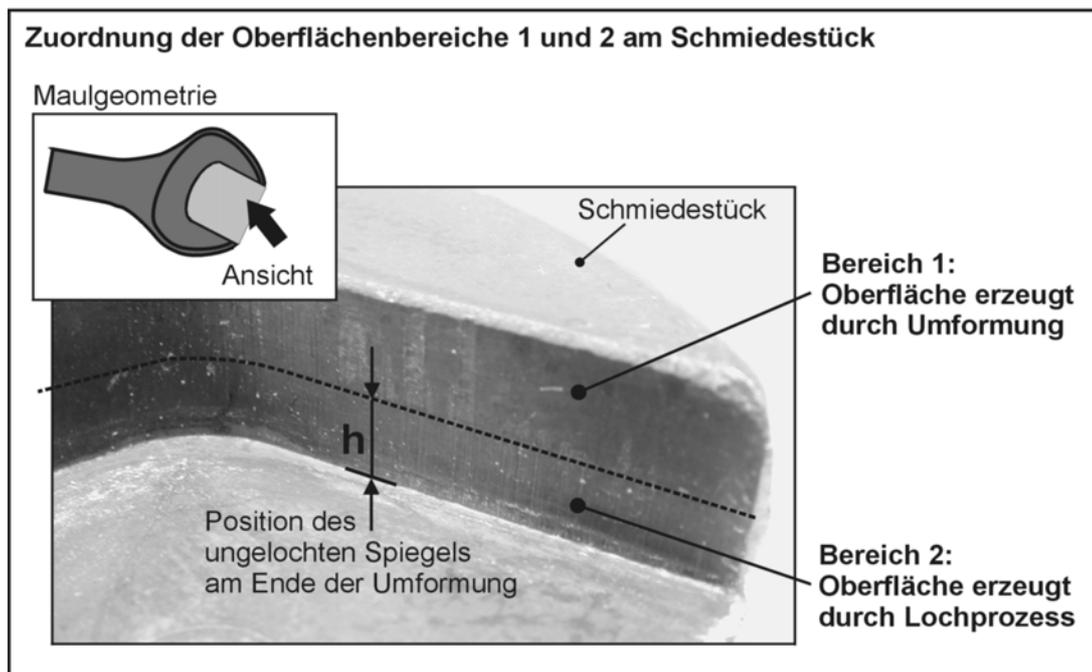
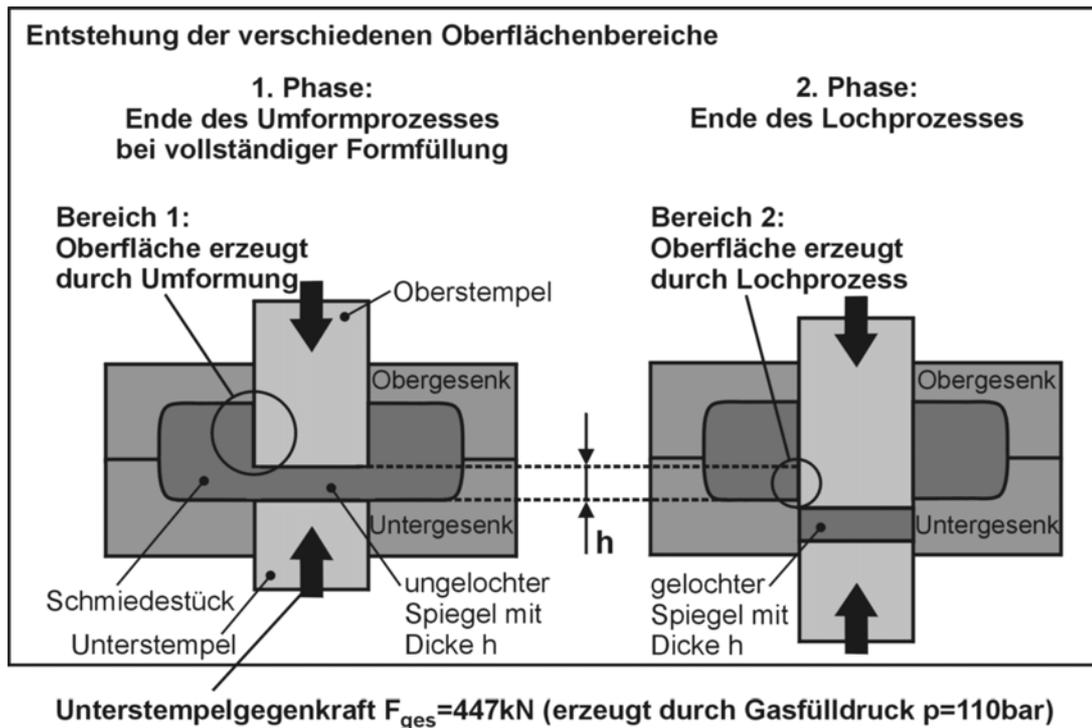
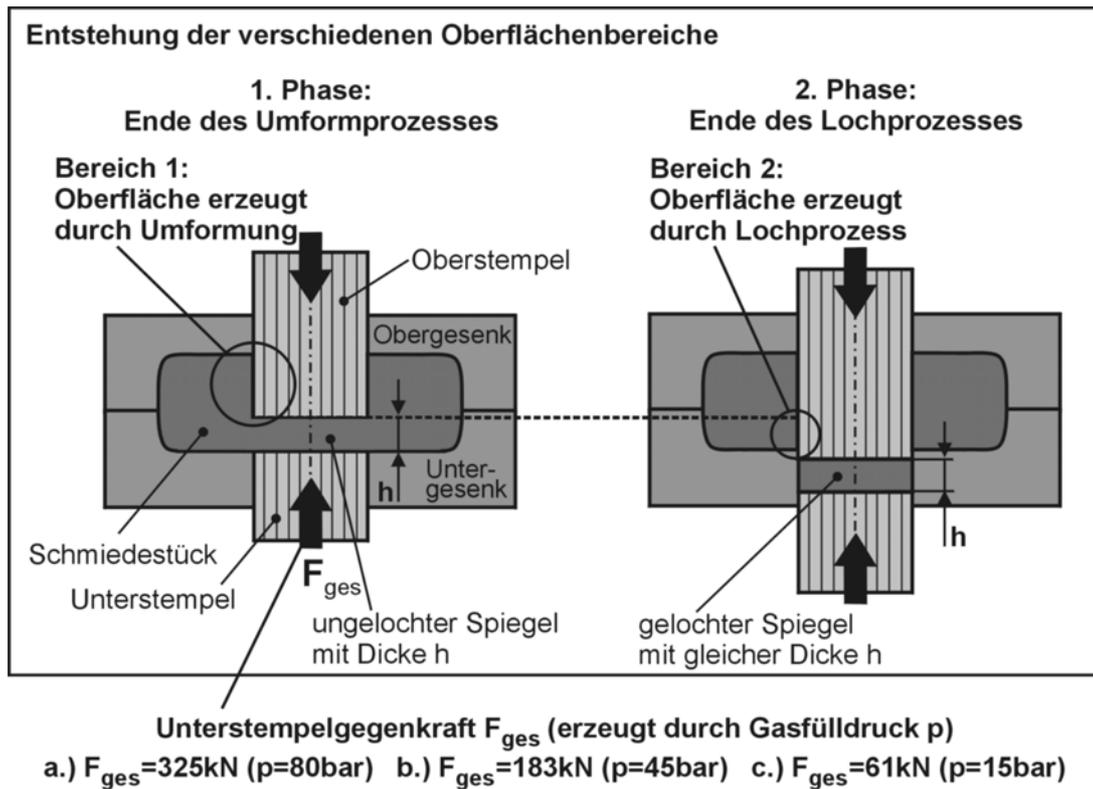


Bild 9-3: Ausbildung des gelochten Bereiches der Maulgeometrie bei vollständiger Formfüllung

Die für die Maulgeometrie geltenden Aussagen wurden ebenso für die Ringgeometrie bestätigt.

Bild 9-4 zeigt für verschiedene Gasfülldrücke jeweils einen Ausschnitt des gelochten Bereiches des Schmiedestückes. Die ausgewählten Gasfülldrücke bzw. Gegenkräfte in Höhe von 15 bar bzw. 61 kN, 45 bar bzw. 183 kN und 80 bar bzw. 325 kN repräsentieren jeweils den Beginn der Phasen Breiten, Steigen und Kantenfüllen (vgl. Bild 8-4).



Zuordnung der Oberflächenbereiche 1 und 2 am Schmiedestück		
<p>Versuch a.) Unterstempelgegenkraft $F_{ges} = 325\text{kN}$</p> <p>gelochter Ringbereich</p> <p>3,8 mm Bereich 2 Bereich 1</p> <p>ausgelochter Spiegel</p> <p>Spiegeldicke 3,8 mm</p>	<p>Versuch b.) Unterstempelgegenkraft $F_{ges} = 183\text{kN}$</p> <p>gelochter Ringbereich</p> <p>5,5 mm Bereich 2 Bereich 1</p> <p>ausgelochter Spiegel</p> <p>Spiegeldicke 5,5 mm</p>	<p>Versuch c.) Unterstempelgegenkraft $F_{ges} = 61\text{kN}$</p> <p>gelochter Ringbereich</p> <p>7,7 mm Bereich 2 Bereich 1</p> <p>ausgelochter Spiegel</p> <p>Spiegeldicke 7,7 mm</p>

Bild 9-4: Ausbildung des gelochten Ringbereiches in Abhängigkeit des Gasfülldruckes

Entsprechend den gemessenen Dicken des gelochten Spiegels sind wiederum jeweils die Oberflächenbereiche markiert, die im Verlauf des Umform- und Lochprozesses entstanden. Auch für die Ringgeometrie sind beide Oberflächenbereiche sowie deren Übergang fehlerfrei ausgebildet und hinsichtlich der Oberflächenstruktur makroskopisch nicht zu unterscheiden.

Oberflächenkennwert der gemittelten Rautiefe R_Z

Zur Beschreibung der Oberflächenanteile durch den Kennwert der gemittelten Rautiefe R_Z wurde eine Oberflächenabtastung vorgenommen. Die gemittelte Rautiefe R_Z ist definiert als Mittelwert der Rauigkeitskenngrößen von fünf Bezugsstrecken innerhalb einer Auswertlänge. **Bild 9–5** zeigt am Beispiel der Maulgeometrie (Gasfülldruck 110 bar) die Oberflächenrauheiten und die resultierenden R_Z -Werte für die Oberflächen, die sich während der Umformung und des Lochprozesses ausgebildet haben. Weiterhin ist der Grenzbereich zwischen diesen beiden Oberflächenbereichen gekennzeichnet.

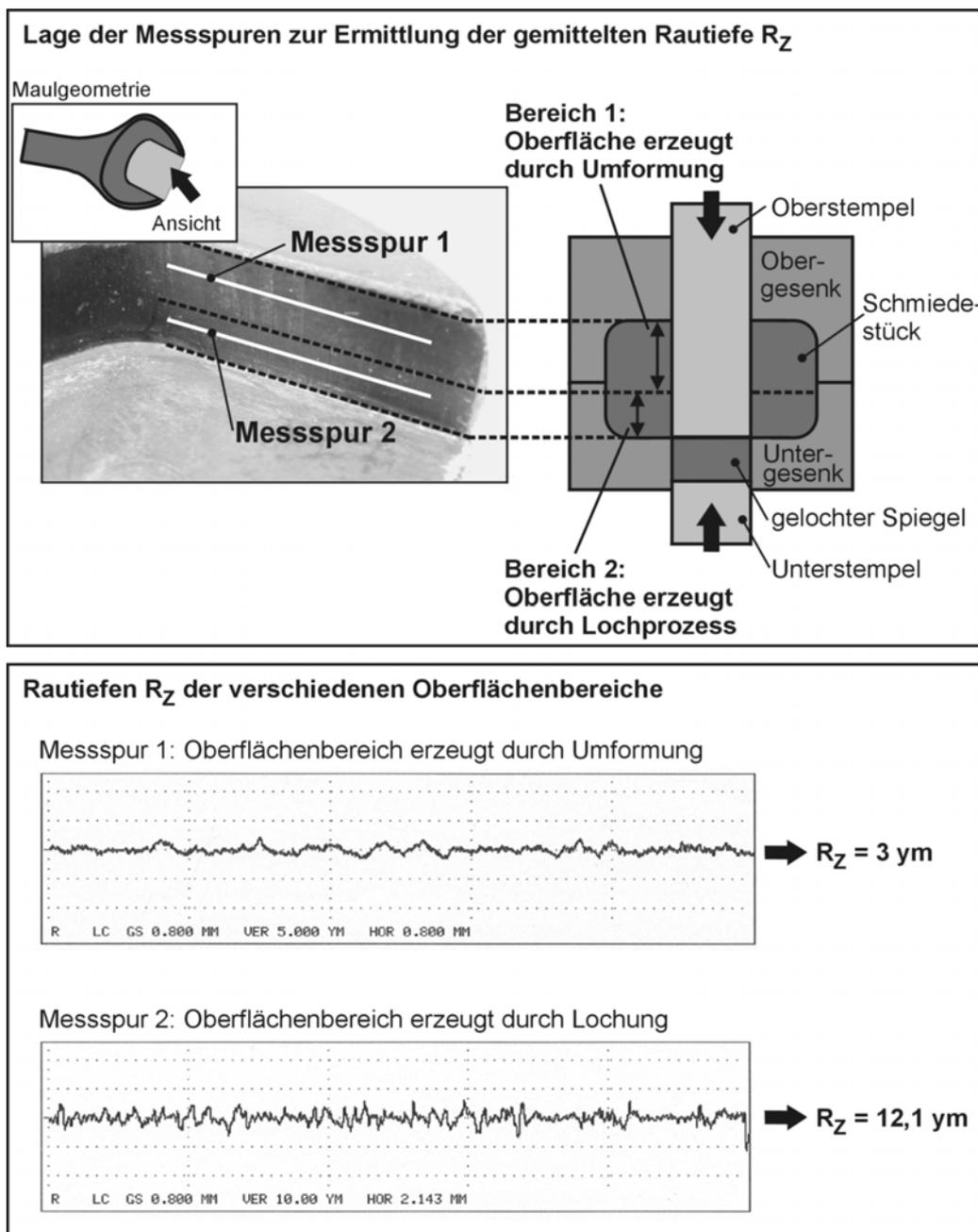


Bild 9–5: Gemittelte Rautiefe R_Z für den gelochten Bereich der Maulgeometrie

Messspur 1 befindet sich 3 mm oberhalb, Messspur 2 hingegen aufgrund der Geometrie des Tastkopfes 2 mm unterhalb dieses Grenzbereiches. Für die im Verlauf der Umformung erzeugte Oberfläche wurden R_z -Werte im Bereich von $3\ \mu\text{m}$ ermittelt. Diese sehr gute Oberflächenqualität entspricht den durch Schleifverfahren erreichbaren Qualitäten. Im Gegensatz dazu weist die durch den Lochprozess erzeugte Oberfläche R_z -Werte im Bereich von $12\ \mu\text{m}$ auf. Dies entspricht den durch Dreh- und Fräsverfahren sowie bestimmten Schleifverfahren (z.B. Rund-Längsschleifen) erreichbaren Rautiefen und verdeutlicht die glättende Wirkung des Stempels auf die sich während des Lochprozesses ausbildende Oberfläche.

Unabhängig auch von extremen Schwankungen verschiedenster Prozessparameter wie der Versuchsgeometrie, dem Gasfülldruck, der Spiegeldicke, dem Anstieg der Gegenkraft etc. sind gute Oberflächenstrukturen erzielbar. Die durch den realisierten Umform-/Lochprozess erzeugten Oberflächen der gelochten Bereiche sind fehlerfrei ohne Verformungen oder Ausbrüche ausgebildet. Im Vergleich zu einem konventionellen Lochprozess ist der wesentliche Unterschied das stetige Wirken der Gegenkraft auf den Spiegel. Dies begründet offensichtlich die unabhängig von den Parametern erzielbare gute Oberfläche, da der Bereich der Materialtrennung unter hohem Druck steht. Dieser Druck wird bei dem entwickelten Werkzeugsystem sowohl durch den während der Umformung aufgebauten Gesenkinnendruck zum Zeitpunkt der Materialtrennung als auch durch den Druckaufbau im Bereich des Spiegels durch die ständig zunehmende Gegenkraft der Gasdruckfedern erzeugt. Somit werden eventuelle Verformungen in der Zone der Materialtrennung kontinuierlich ausgeglichen. Des Weiteren wird die Oberfläche aufgrund des Aufschrumpfens des Schmiedestückes auf den Oberstempel im Verlauf der Lochung und des Rückhubes geglättet. In Konsequenz bedeutet dies jedoch auch, dass die finalen Eigenschaften der gesamten Oberfläche im gelochten Bereich einzig vom Verschleißzustand des Umformstempels abhängig sind. Wesentlicher Faktor sind hier lokale Aufschweißungen am Oberstempel, die Riefen in der Oberfläche verursachen (vgl. Kapitel 9.2). Grundsätzlich erfüllen jedoch die gelochten Oberflächenbereiche die bauteilspezifischen Voraussetzungen des Schraubenschlüssels für eine Verchromung als Oberflächenbehandlung ohne vorausgehende Fertigbearbeitung.

9.1.2 Profilformtoleranz

Bei der konventionellen Fertigung des Schraubenschlüssels werden die Funktionsflächen im Maul- und Ringbereich nach dem Lochen durch einen Zerspanprozess erzeugt. Das erforderliche Zerspanvolumen ergibt sich dabei durch das Schmiedeaufmaß und die Verjüngung des gelochten Bereiches beginnend von der Dorneinlaufzone. Diese Verjüngung basiert auf der Verwendung eines untermaßigen Lochdornes, um dessen sicheres Einlaufen in die Vordornung des

Werkstückes zu gewährleisten. Die mittels gratlosem Präzisionsschmieden erreichbaren Formabweichungen werden anhand der Ringgeometrie beurteilt, da sich eventuelle Bauteilverzüge im Vergleich zur Maulgeometrie aufgrund der größeren Bauteilhöhe verstärkt auswirken. **Bild 9–6** zeigt beispielhaft die Bauteilverzüge der ungelochten Ringgeometrie im Vergleich zu einer Ringgeometrie, die durch den kombinierten Umform-/Lochprozess hergestellt wurde.

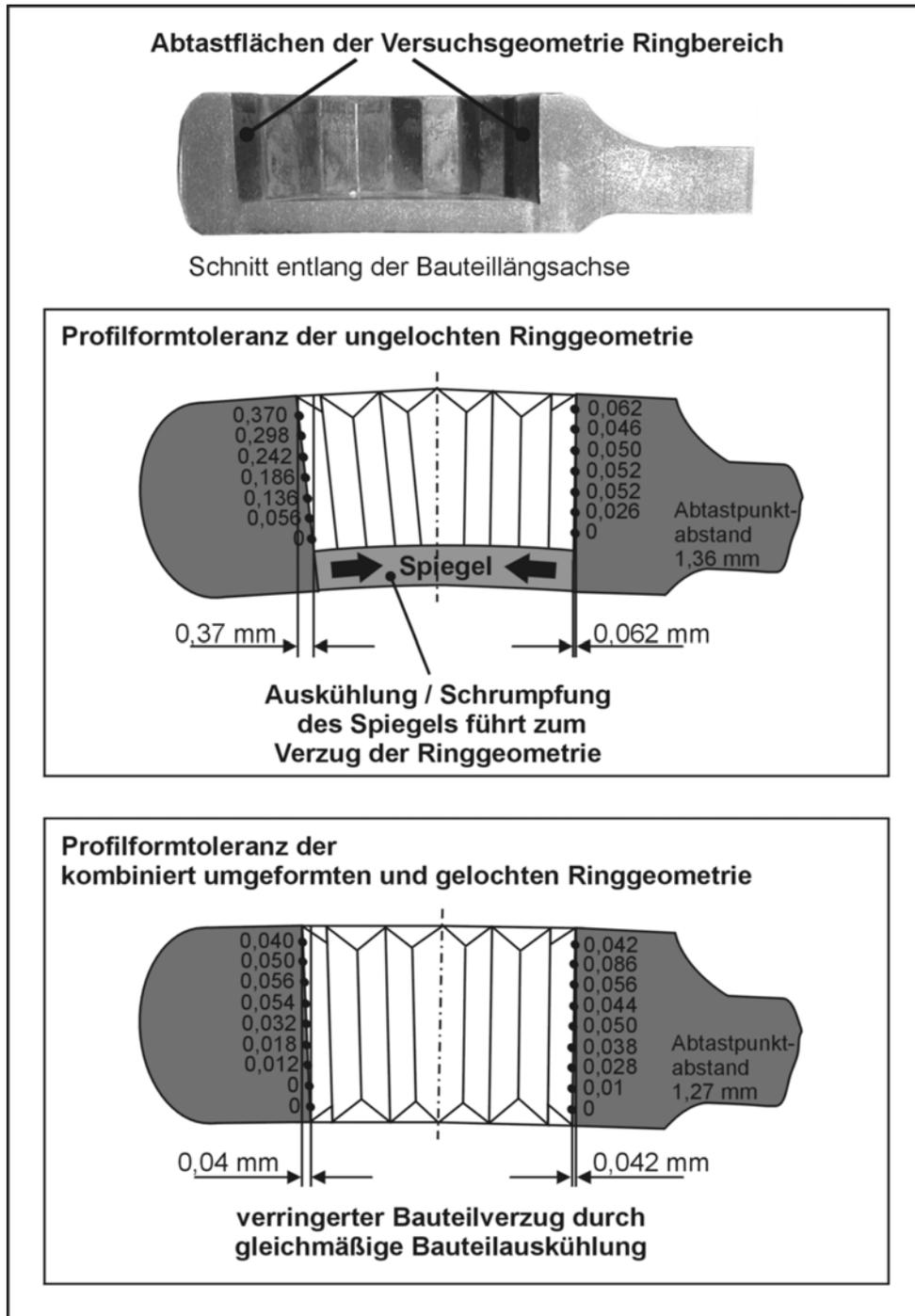


Bild 9–6: Profilformtoleranz der ungelochten Ringgeometrie und bei Anwendung des kombinierten Umform-/Lochprozesses

Für die gratlos geschmiedete, ungelochte Ringgeometrie ist der Bauteilverzug aufgrund des inhomogenen Abkühlungsverhaltens im Bereich des Spiegels deutlich zu erkennen. Die resultierende Profilformtoleranz der Innenverzahnung beträgt am Ringende maximal 0,37 mm. Im Bereich des Schaftes ist die Verzahnung während der Auskühlung gestützt, so dass hier lediglich Toleranzen von maximal 0,062 mm auftreten. Ein Auslöchen des Spiegels kann zudem die während der Abkühlung im Bauteil aufgebauten Spannungen freisetzen und zu weiteren Bauteilverzügen führen, so dass zur Gewährleistung eines Mindestmaßes der Innenverzahnung eventuell ein zusätzliches Schmiedeaufmaß berücksichtigt werden muss. Trotz dieser Formabweichung ist bereits durch das gratlose Präzisionsschmieden der Zerspanaufwand zur Fertigbearbeitung im Vergleich zur konventionellen Fertigung erheblich reduziert.

Durch Integration des Lochprozesses lässt sich der Bauteilverzug infolge des Schrumpfungsverhaltens des Spiegels vermeiden und eine gleichmäßige Auskühlung des gelochten Bereiches erreichen. Im Vergleich zur ungelochten Ringgeometrie ergeben sich verbesserte Profilformtoleranzen der Innenverzahnung am Ringende im Bereich von 0,04 mm bzw. 0,042 mm im Übergangsbereich zum Schaft. Auch hierbei tritt eine minimale Verjüngung des gezahnten Lochbereiches entlang der Bewegungsrichtung des Umformstempels auf.

Für die gelochte Maulgeometrie wurde entlang der Längsachse des Schmiedestückes, d.h. senkrecht zur Bewegungsrichtung des Umformstempels, eine Aufweitung der Maulöffnung im Bereich von 0,1 mm zum Bauteilende festgestellt. Diese Aufweitung der Maulöffnung basiert ebenso wie die Verjüngung des gelochten Ringbereiches auf der inhomogenen Temperaturverteilung des Schmiedestückes und folglich dem bauteilspezifischen Abkühlungsverhalten des gelochten Werkstückbereiches. Somit ist zukünftig eine Kompensierung dieser reproduzierbaren Abweichungen durch eine Vorkorrektur der Geometrie des Umformstempels möglich. Des Weiteren wurden die für die Maul- bzw. Ringgeometrie geltende Symmetrie- bzw. Koaxialitätstoleranz der Fertigbearbeitung von jeweils 0,5 mm ohne Schwierigkeiten eingehalten, da die maximale Abweichung auf das umlaufende Spaltmaß (= 0,05 mm) zwischen Oberstempel und Gravurdurchbruch des Untergesenkes begrenzt ist.

Die für die Versuchsgeometrien zuvor dokumentierten Toleranzen genügen den Anforderungen von einbaufertigen Funktionsflächen von Handwerkzeugen. Diese Toleranzen sind jedoch nicht als Grenzen des Verfahrens anzusehen, da sich die manuelle Versuchsdurchführung aufgrund der unterschiedlichen Bedingungen wie Temperatur, Gesenkinnendruck etc. nachteilig auf das Schrumpfungsverhalten bzw. die Maßgenauigkeit auswirken. Neben der automatisierten Fertigung ist die Optimierung des Verschleißverhaltens insbesondere der Umformstempel ausschlaggebend für die erreichbaren Genauigkeiten.

9.1.3 Faserverlauf

Ein konventionell gelochtes Schmiedestück weist im Bereich des gelochten Spiegels angeschnittene Werkstofffasern auf, die sich nachteilig auf die finalen Bauteileigenschaften aus. Insbesondere werden die dynamischen Festigkeitskennwerte reduziert, so dass der Bereich der Gratnaht von dynamisch hoch belasteten Bauteilen teils durch das Längverschleifen nachbearbeitet wird. Vor diesem Hintergrund wurde der Einfluss des in die Fertigformung integrierten Lochprozesses auf den Faserverlauf im Bereich des ausgelochten Spiegels untersucht. **Bild 9–7** zeigt den Faserverlauf im Bereich des Ringes bei konventioneller Fertigung durch Zerspanung und bei Anwendung des entwickelten kombinierten Umform-/Lochprozesses.

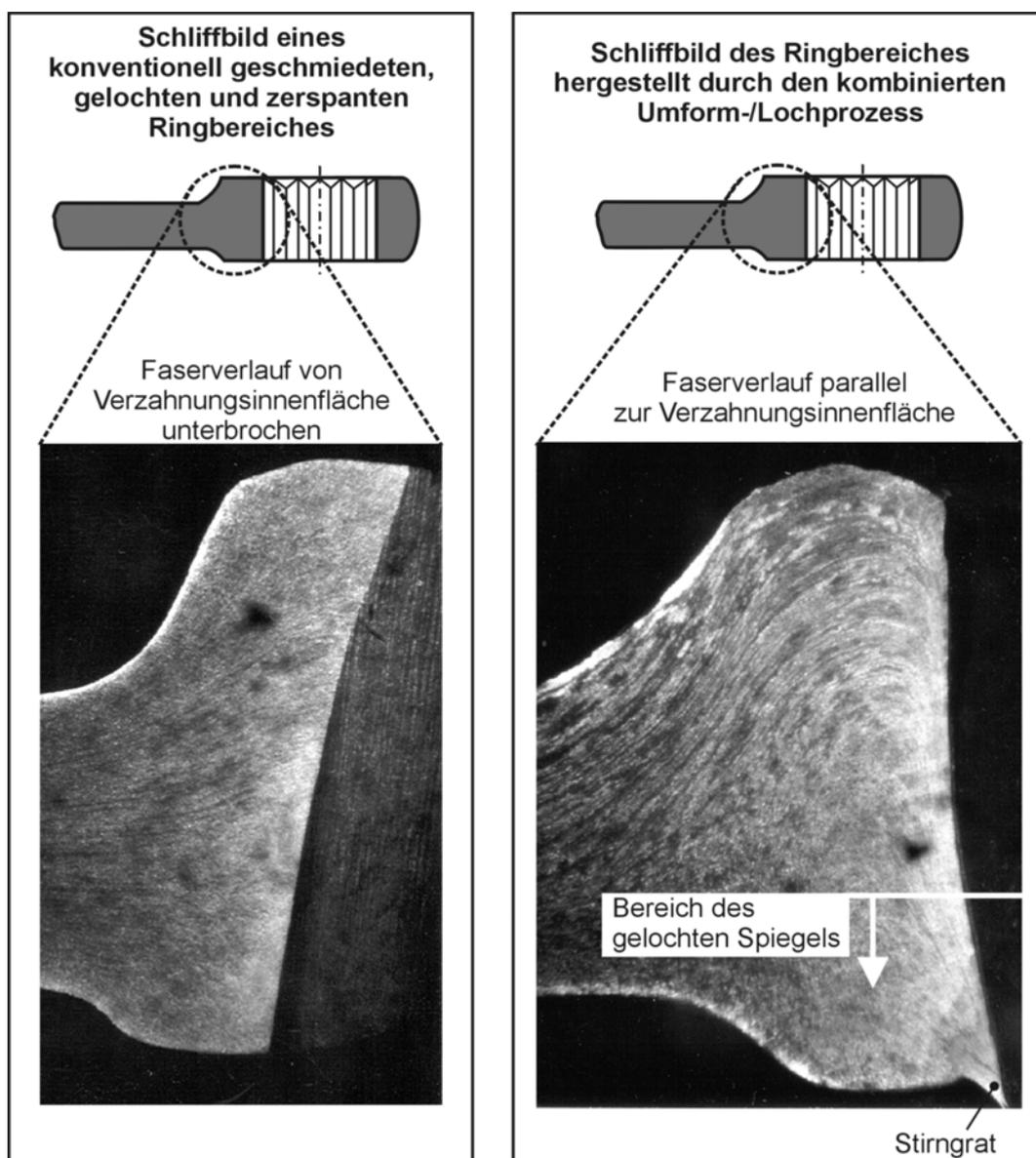


Bild 9–7: Faserverlauf im Ringbereich bei konventioneller Zerspanung und kombiniertem Umform-/Lochprozess

Entsprechend der Dicke des gelochten Spiegels ist der Bereich markiert, der durch die Materialtrennung während des Lochens entstand. An der Unterseite des gelochten Schmiedestückes ist zudem ein Stirngrat markiert. Diese Thematik wird in dem nachfolgenden Kapitel 9.1.4 detailliert behandelt.

Die endgültige Orientierung der Fasern wird nicht nur durch den Fertigformprozess bestimmt, sondern auch durch die vorgelagerten Prozessstufen. Entsprechend der Herstellung der Vorform aus gewalztem Material und der aufrechten Positionierung im Zwischenformwerkzeug sind die Fasern während der Fertigformung senkrecht zur Bewegungsrichtung des Umformstempels, d.h. parallel zur Längsachse der Bauteilgeometrie, ausgebildet. Der Faserverlauf des konventionell geschmiedeten und separat gelochten Ringbereiches ist aufgrund der abschließenden Zerspannung zur Herstellung der Verzahnungsinnenfläche angeschnitten und unterbrochen.

Im Gegensatz dazu ist der Faserverlauf bei Anwendung des kombinierten Umform-/Lochprozesses nicht unterbrochen. Der Faserverlauf im oberen Bereich des Durchbruches ergibt sich durch das Steigen des Materiales im Verlauf der Formfüllung entgegengesetzt zur Bewegungsrichtung des Umformstempels. Da der Faserverlauf in der Zwischenform senkrecht zur Stempelbewegung ausgebildet ist, bauschen sich die Fasern entsprechend dem Fließverhalten des Materiales und richten sich durch das Anlegen an den Stempel senkrecht aus. Diese Orientierung parallel zur Mantelfläche des Stempels, d.h. parallel zur Verzahnungsinnenfläche, wird zusätzlich durch die gegengerichteten Bewegungsrichtungen von Stempel und Material und die resultierende Reibung in der Kontaktzone gefördert. Infolgedessen weist der durch die Umformung entstandene Bereich einen nicht unterbrochenen Faserverlauf auf.

Die Fasern im Bereich des gelochten Spiegels sind trotz der Materialtrennung ebenfalls nicht angeschnitten, obwohl vergleichbare Mechanismen wirken wie bei Anwendung eines konventionellen Lochprozesses. Ursache hierfür ist die Streckung der Fasern durch den bewegten Oberstempel und somit deren Ausrichtung parallel zur Verzahnungsinnenfläche.

9.1.4 Stirngrat

Zur vollständigen Lochung des Spiegels ist sowohl ein umlaufender Schneidspalt zwischen Oberstempel und Gravurdurchbruch des Untergesenkes erforderlich als auch eine ausreichende Lochtiefe einzustellen. Dieser Spalt führte aufgrund des Verschleißes der Gravurkante des Durchbruches im Untergesenk zur Bildung eines Stirngrates an den gelochten Schmiedestücken (vgl. Kapitel 9.2). **Bild 9–8** zeigt die Ausprägung des Stirngrates bei Gesenkverschleiß am Beispiel der Ringgeometrie.

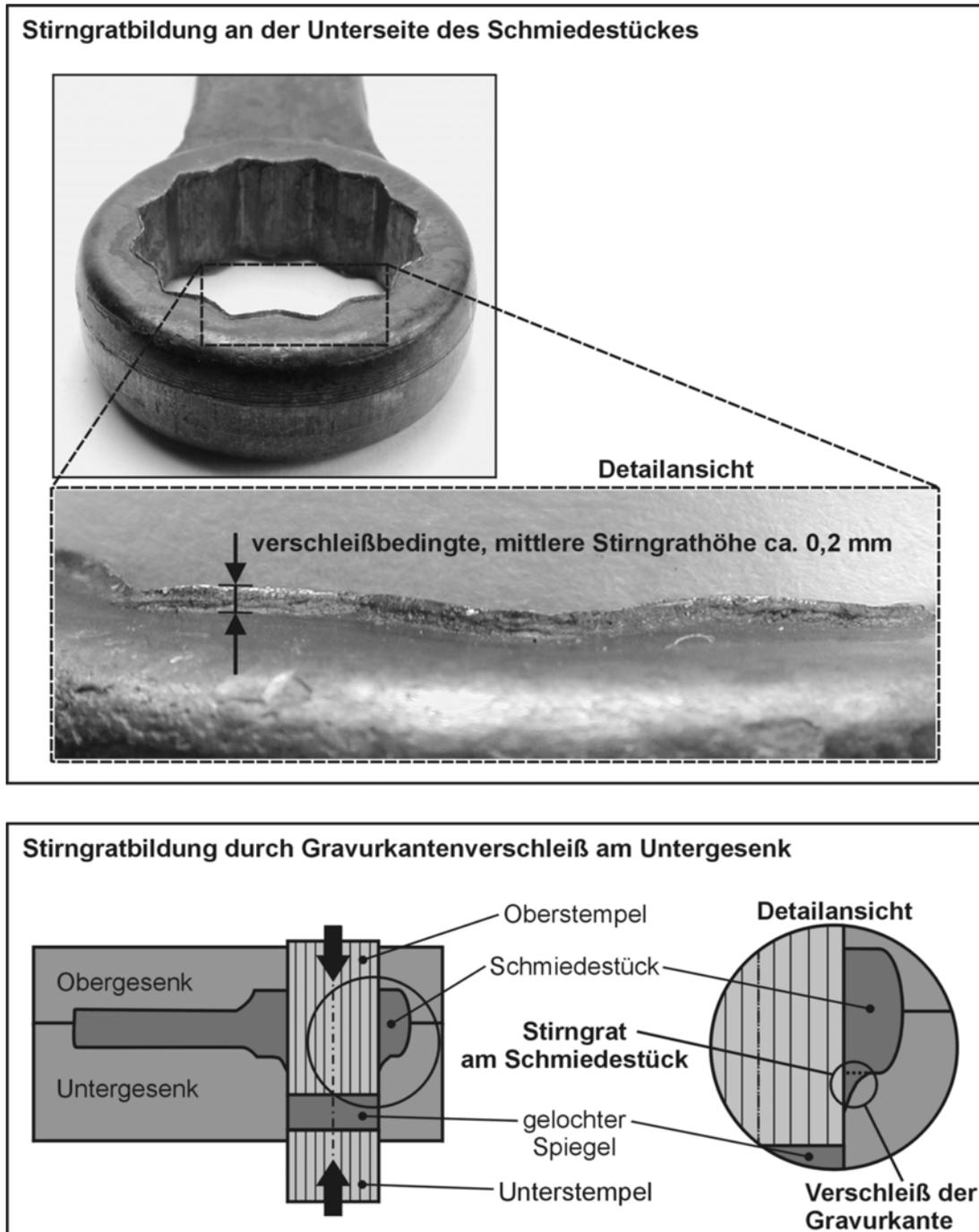


Bild 9–8: Ausprägung und Ursache des Stirngrates am Beispiel der Ringgeometrie

Verfahrensbedingt ist eine nahezu vollständige Vermeidung dieses Stirngrates nur durch Einstellung sehr kleiner Spaltmaße möglich. Geringster Verschleiß an der Gravurkante des Durchbruches führt jedoch durch die Vergrößerung des Spaltmaßes zur Bildung des Stirngrates, so dass bei der Prozessgestaltung geeignete Prozesse zur Entfernung eines eventuellen Stirngrates durch einen angegliederten Bearbeitungsschritt berücksichtigt werden mussten. Hierzu bieten sich in der Regel technisch einfach realisierbare, zerspanende Prozesse an, wie beispielsweise das Senken von rotationssymmetrischen, gelochten Durchbrüchen. Für den

Schraubenschlüssel ergab sich jedoch aufgrund der speziellen Bauteiltoleranzen die Möglichkeit zur Anwendung des „Trovalisierens“ als alternativer Prozess zur Zerspanung.

Das Trovalisieren ist bereits Bestandteil der konventionellen Prozesskette zur Fertigung eines Schraubenschlüssels. Bei diesem Prozess befinden sich die Schmiedestücke zusammen mit Schleifpartikeln und Emulsionen in einer rotierenden Trommel. Durch den gegenseitigen Kontakt der Schmiedestücke und die resultierende mechanische Abrasion insbesondere der exponierten Werkstückkanten wird das Bauteil verrundet. Zielsetzung dieses Prozessschrittes ist die Verbesserung der Handhabung des Schraubenschlüssels.

Die Untersuchung des Einflusses des Trovalisierens auf einen Stirngrat konnten nicht am Beispiel des Stringrates durchgeführt werden, der infolge des Lochprozesses entsteht. Vielmehr erfolgten diese Untersuchungen am Beispiel des Stirngrates, der sich infolge eines zu groß gewählten Spaltmaßes zwischen Oberstempel und Obergesenk ausbildet. Hier konnte nachgewiesen werden, dass dieser Stirngrat aufgrund seines Auftretens ebenfalls im Bereich der exponierten Werkstückkanten gleichermaßen durch die mechanische Abrasion während des Trovalisierens entfernt wird. Da beide Arten der Stirnrate hinsichtlich Ausprägung und Lage an der Werkstückkante vergleichbar sind, ist dieses Ergebnis ohne Einschränkung übertragbar.

Ein weiteres wichtiges Ergebnis der Untersuchungen zum Trovalisieren des Schraubenschlüssels war, dass der durch die horizontale Gesenkteilung minimale, aber für Handwerkzeuge aufgrund der Verletzungsgefahr nicht akzeptable Trennfugengrat ebenfalls durch das Trovalisieren restlos entfernt wird. Das Auftreten dieses Gratansatzes hauptsächlich auf ebenen Werkstückflächen, und nicht an Werkstückkanten ähnlich dem Stirngrat, wirkt sich dabei nicht nachteilig aus. Sehr große Stirn- und Trennfugengrate, die gezielt durch sehr große Spaltmaße von bis zu 0,3 mm und zu geringe Gesenkschließkräfte provoziert wurden, wurden durch das Trovalisieren nicht mehr entfernt, sondern lediglich an das Schmiedestück angelegt.

Bild 9–9 zeigt ein trovalisiertes Schmiedestück im Bereich des Maules, bei dem eine vollständige Entfernung des Trennfugengrates durch mechanische Abrasion erreicht wurde. Ferner ist eine trovalisierte Ringgeometrie abgebildet, die aufgrund eines vergrößerten Spaltmaßes von ca. 0,15 mm zwischen Oberstempel und Obergesenk an der Oberseite des Schmiedestückes einen Stirngrat aufwies. Die erkennbare Verrundung des Schmiedestückes im Bereich der Werkstückkante bestätigt die zuvor dokumentierten Untersuchungen zur grundsätzlichen Entfernbareit eines Stirngrates durch das Trovalisieren.

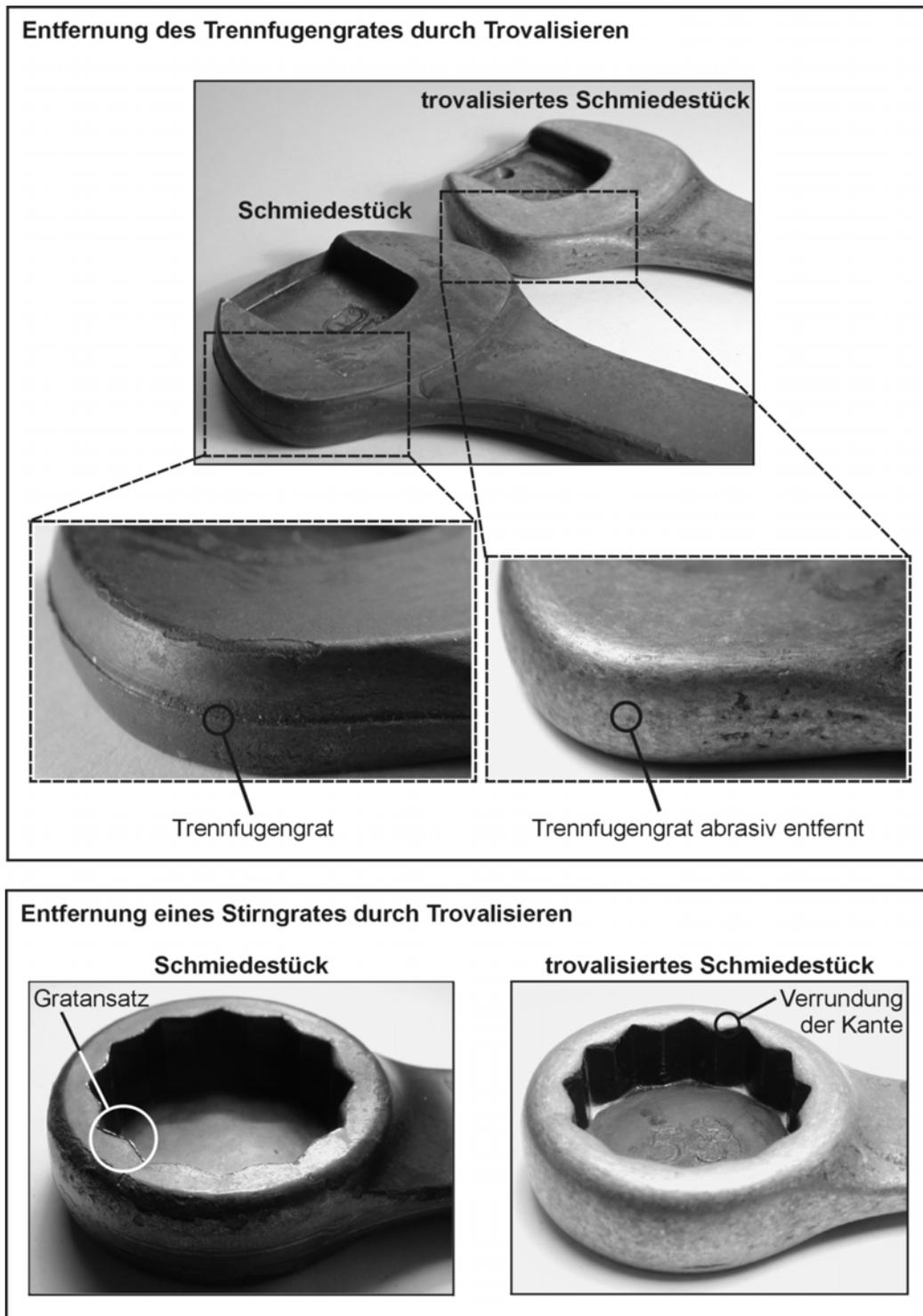


Bild 9-9: Einfluss des Trovalisierens auf den Trennfugen- und Stirngrat

Die Verfahrensgrenzen des Trovalisierens hinsichtlich der maximal entfernbaren Abmaße des Stirn- und Trennfugengrates sind durch eine Optimierung der Prozesseinstellungen erweiterbar. Wesentliche Einflussfaktoren dabei sind die Art und Zusammensetzung der Zusatzstoffe. Diese Prozessoptimierung wurde in den dokumentierten Untersuchungen nicht vorgenommen, da Zielsetzung der Nachweis der prinzipiellen Eignung des Trovalisierens zur Entfernung der

Gratansätze war. Dass trotz der nicht optimierten Prozesseinstellungen dennoch der Stirn- und Trennfugengrat vollständig entfernt wurden, unterstreicht zudem die sehr gute Wirksamkeit des Trovalisierens zur einfachen Nachbehandlung der Schmiedestücke.

9.2 Beurteilung des Verschleißverhaltens

Die Versuchsdurchführung hat gezeigt, dass der Lochprozess und die resultierenden Belastungen lokaler Werkzeugbereiche für das Verschleißverhalten ausschlaggebend sind.

Im Verlauf der Materialtrennung von Spiegel und Schmiedestück ist der Spiegel kontinuierlich mit einer sich reduzierenden Querschnittsfläche mit dem Schmiedestück verbunden. Der bereits aus dem Schmiedestück gelochte Spiegelanteil befindet sich jeweils in dem Gravurdurchbruch des Untergesenkes und füllt diesen vollständig aus. Somit ist auch der Schneidspalt zum Zeitpunkt des Eintauchens des Oberstempels in den Gravurdurchbruch vollständig mit Werkstückwerkstoff ausgefüllt. Dementsprechend besteht gemäß **Bild 9–10** auch bei vollständig aus dem Schmiedestück gelochtem Spiegel anfänglich eine Materialbrücke zum Schmiedestück.

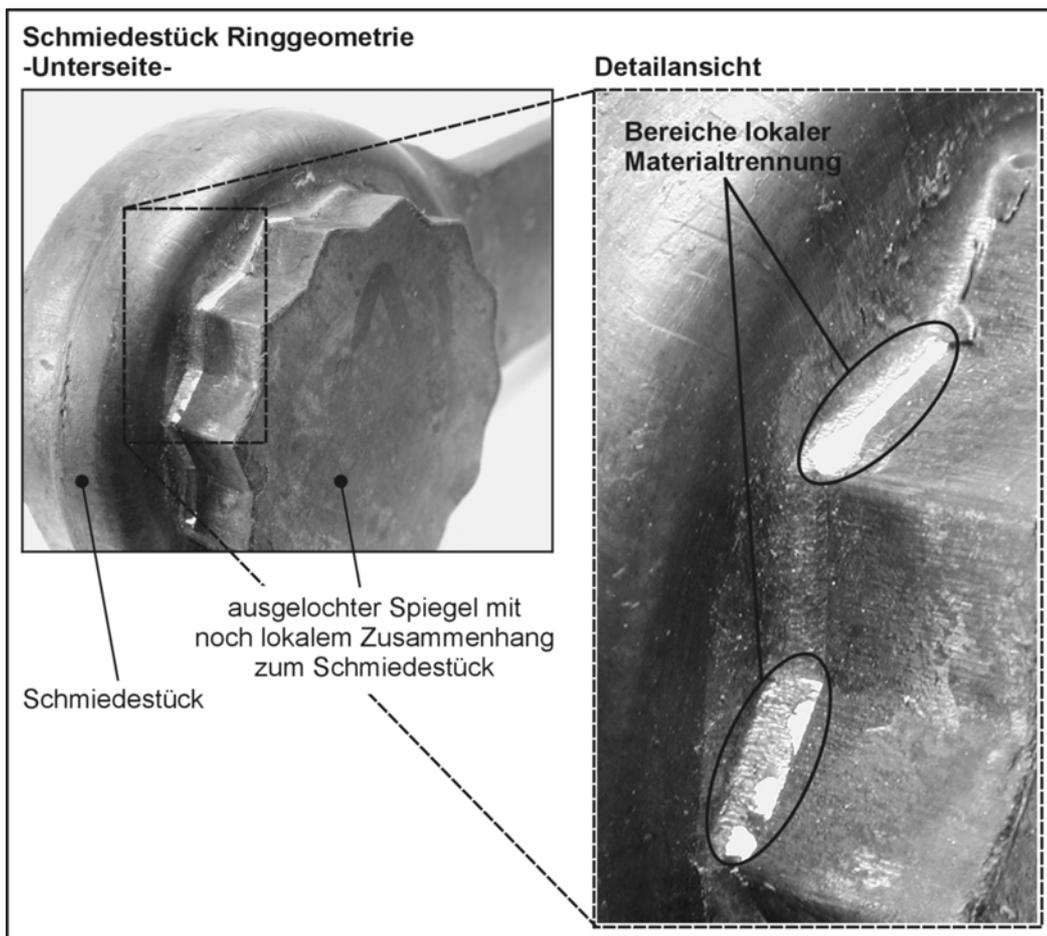


Bild 9–10: Momentaufnahme der Materialtrennung zwischen Spiegel und Schmiedestück

Die Trennung dieser Materialverbindung beginnt mit dem Eintauchen des Oberstempels in den Gravurdurchbruch und muss bis zum Erreichen des unteren Umkehrpunktes abgeschlossen sein. Lokal ist in Bild 9–10 bereits eine vollständige Trennung der Materialverbindung zu erkennen. Größtenteils lagen jedoch die zur Materialtrennung erforderlichen Bedingungen noch nicht vor. In diesen Bereichen besteht weiterhin der Materialzusammenhalt. Der am Schmiedestück verbleibende Gratansatz bildet den Stirngrat aus. Der am gelochten Spiegel verbleibende Gratansatz ist hinsichtlich technischer und wirtschaftlicher Aspekte für den Lochprozess unerheblich.

Für Spaltmaße, die im Bereich des fertigungstechnisch eingestellten Spaltmaßes von jeweils 0,05 mm lagen, war eine Stirngratbildung für beide Versuchsgeometrien nahezu vollständig vermeidbar. **Bild 9–11** zeigt dies exemplarisch anhand der Ringgeometrie.

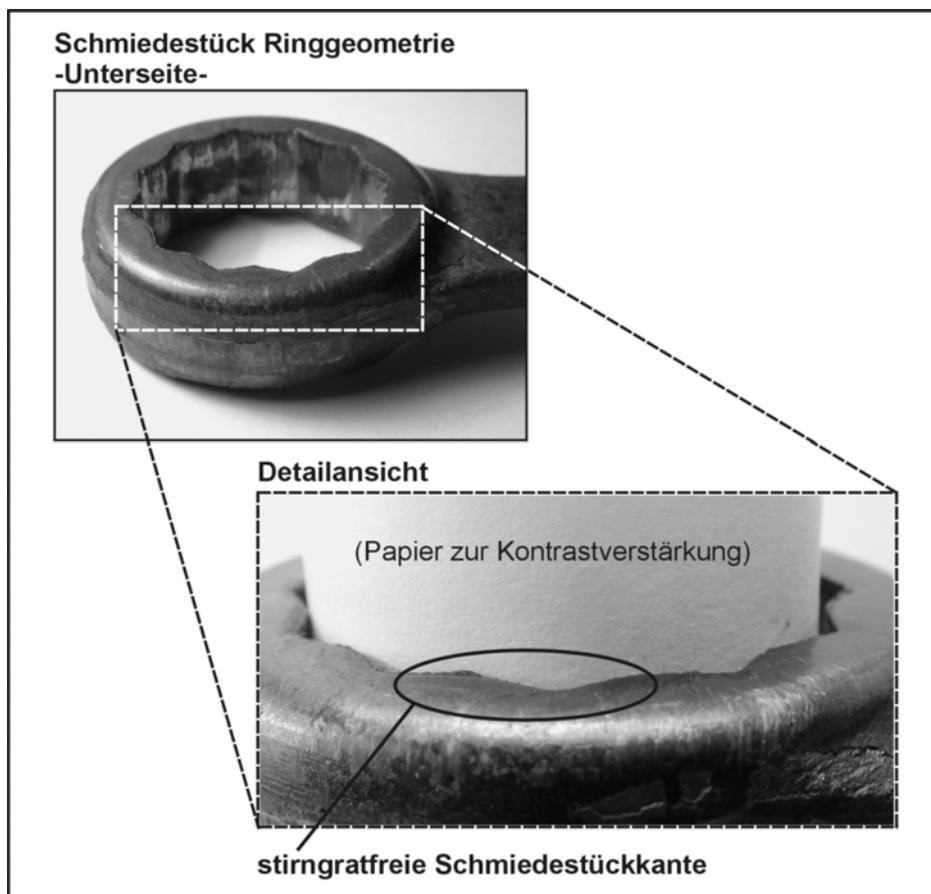


Bild 9–11: Minimierung des Stirngrates an der Ringgeometrie durch geringste Spaltmaße

Im Bereich niedriger Gasfülldrücke bis ca. 50 bar trat im Verlauf der Versuchsdurchführung keine wesentliche Veränderung des Verschleißzustandes des Gravurdurchbruches im Untergesenk und somit keine Stirngratbildung auf. Mit zunehmenden Gasfülldrücken jedoch konnte ein sich stetig vergrößernder Stirngrat beobachtet werden, verursacht durch einen beschleunigten Verschleiß der Gravurkante des Gesenkdurchbruches im Untergesenk. Ein durch die Versuchsdurchführung erzeugter extremer Verschleißzustand der Gravurkante ist in **Bild 9–12** dargestellt.

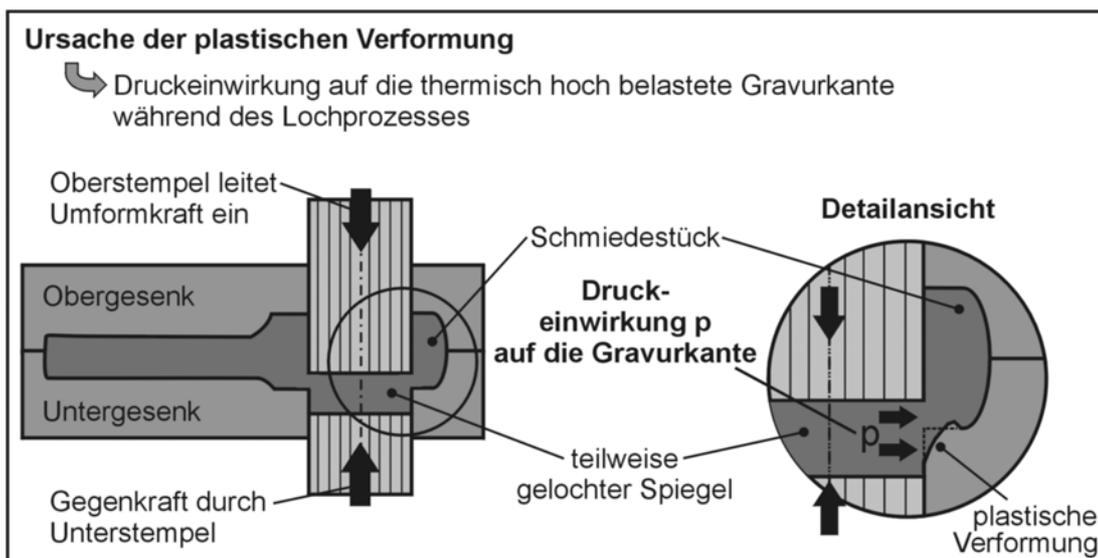
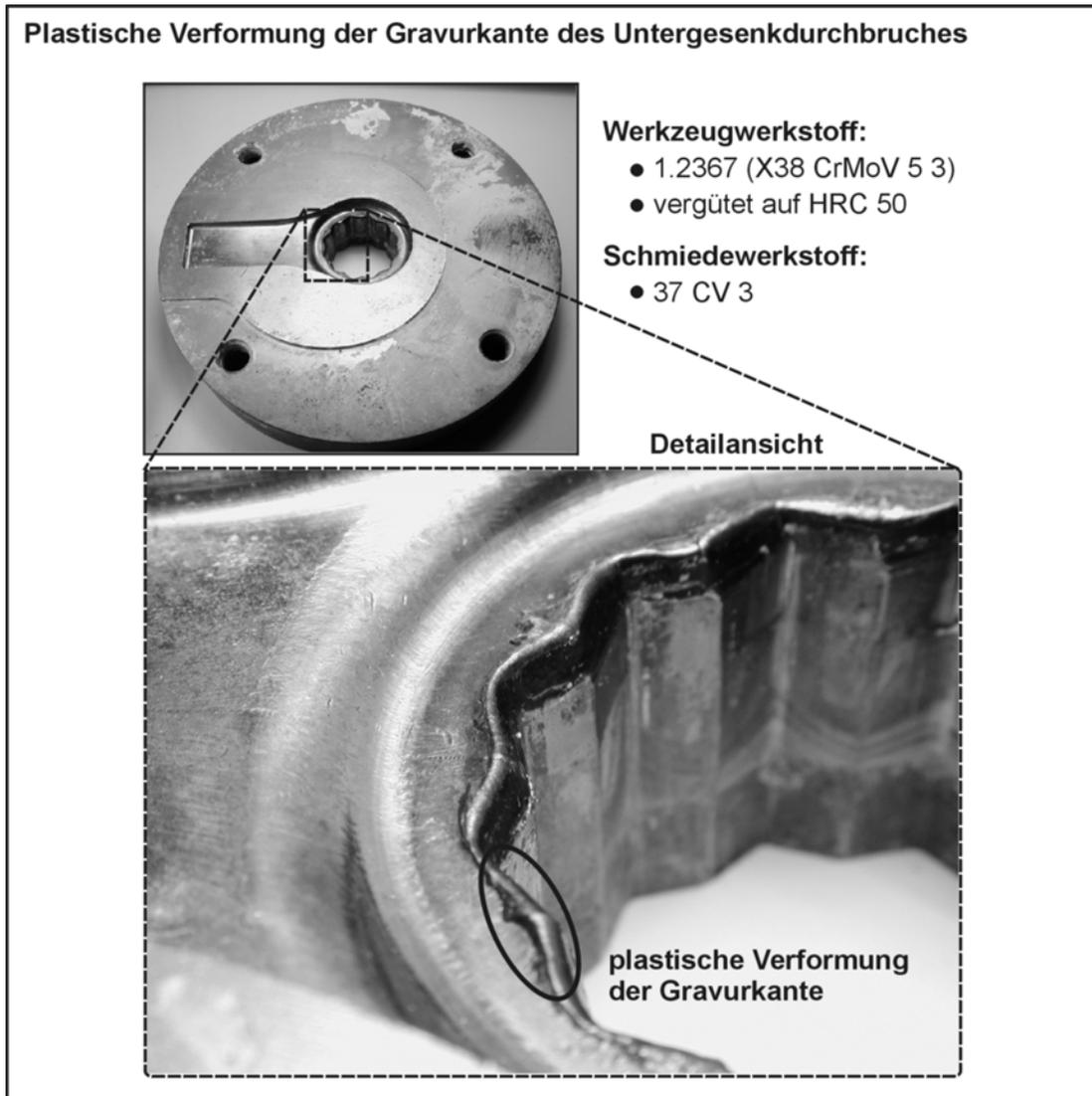


Bild 9–12: Untergesenk der Ringgeometrie mit ausgeprägtem Gravurkantenverschleiß

Das spezielle Verschleißverhalten ist wie folgt zu begründen: Aufgrund der reduzierten Wärmeabfuhr sind die Gravurkanten eines Schmiedegesenkes während der Druckberührzeit grundsätzlich thermisch hoch belastet. Dies gilt insbesondere für die scharfkantig ausgebildete Gravurkante des Gesenkdurchbruches, da diese während des Lochprozesses sowohl vom Schmiedestück als auch vom teilweise gelochten Spiegel umgeben ist. Auch hier trägt die in den Spiegel eingebrachte Dissipationsenergie zur weiteren Erwärmung der Gravurkante bei. Mit zunehmendem Gasfülldruck erhöht sich während des Lochprozesses der Druck auf das im Spiegel befindliche Material und somit auch der lokal auf die Gravurkante wirkende Kontaktdruck. Dies erhöht zusätzlich den Wärmeübergang in die Gravurkante und reduziert somit deren Festigkeitswerte. Diese Kombination von hohen Kontaktdrücken und reduzierten Festigkeiten des Werkzeugwerkstoffes aufgrund hoher Temperaturen führt lokal zur plastischen Verformung der Gravurkante. Diese Verformung ist aufgrund der seitlichen Krafteinwirkung vom Spiegel entgegengesetzt zur Bewegungsrichtung des oberen Umformstempels ausgebildet.

Im Gegensatz zu den Versuchsdurchführungen im Bereich niedriger Gasfülldrücke bis ca. 50 bar wurde mit erhöhten Gasfülldrücken und zunehmender plastischer Verformung das vermehrte Auftreten von Aufschweißungen am oberen Umformstempel und unteren Gravurdurchbruch beobachtet. Diese Aufschweißungen beschleunigen den Verschleiß der Gravurkante zusätzlich, da während des Stempelrückzuges aus dem Gravurdurchbruch erhebliche Reibkräfte in Bewegungsrichtung vorliegen.

Bei maximalen Gasfülldrücken bzw. Gegenkräften des Unterstempels waren diese Aufschweißungen insbesondere im Gravurdurchbruch des Untergesenkes großflächig ausgebildet, wie in **Bild 9–13** am Beispiel eines Untergesenkes der Ringgeometrie gezeigt. Die Aufschweißungen sind dabei nicht nur auf den unmittelbaren Bereich der Gravurkante beschränkt, sondern bilden sich über die gesamte Lochtiefe aus. Diese Lochtiefe wird durch den im Untergesenke verbliebenen, gelochten Spiegel markiert.

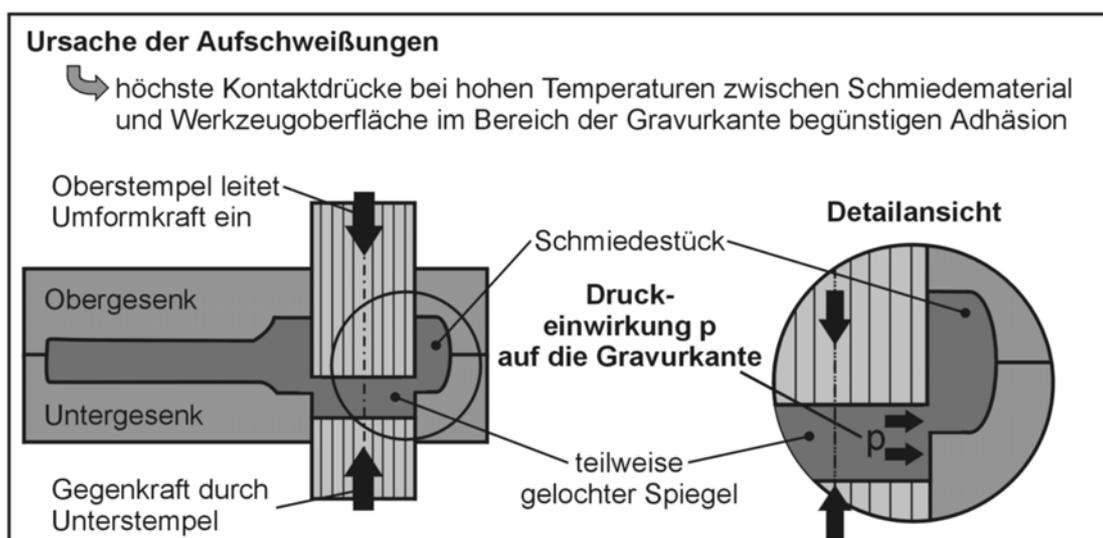
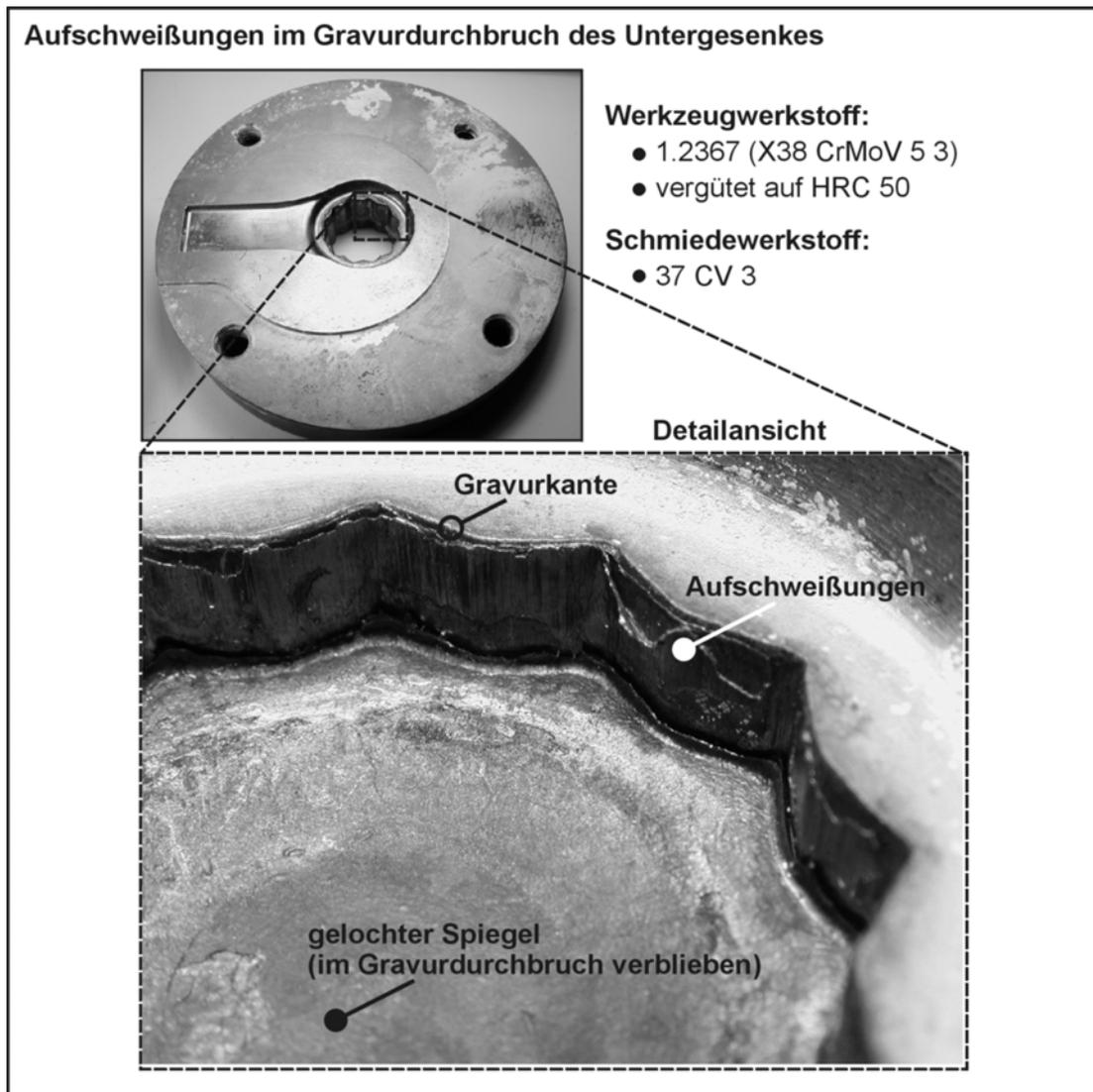


Bild 9-13: Untergesenk der Ringgeometrie mit großflächigen Aufschweißungen im Gravurdurchbruch

Sowohl die mit zunehmenden Gasfülldrücken auftretende plastische Verformung als auch die zunehmende Bildung von Aufschweißungen im Bereich der Gravurkante zeigt, dass primär der Kontaktdruck zwischen Schmiedematerial und Werkzeug den verschleißbestimmenden Faktor darstellt. Im Bereich niedriger Gasfülldrücke und somit niedriger Kontaktdrücke hingegen verlängert sich die Druckberührzeit aufgrund der erhöhten Spiegeldicke bzw. des zeitlich verlängerten Lochprozesses. Dennoch wurden für niedrige Gasfülldrücke keine wesentlichen Änderungen im Verschleißverhalten beobachtet, so dass dieser Einfluss im Vergleich zum Kontaktdruck als untergeordnet bewertet werden kann.

Mit zunehmendem Verschleiß der Gravurkante des Untergesenkdurchbruches bildete sich gemäß **Bild 9–14** für die Ringgeometrie ein wellenförmiger Stirngrat aus. Im Bereich der außenliegenden Eckenradien der Innenverzahnung liegen geringere Stirngrathöhen vor als im Bereich der dazwischenliegenden, geradlinigen Gravurkanten und des innenliegenden Eckenradius.

Dieses wellenförmig ausgeprägte Höhenprofil des Stirngrates basiert auf unterschiedlichen Verschleißzuständen der Gravurkante. Die Gravurkante im Bereich der außenliegenden Eckenradien ist weniger verschleißbehaftet als die dazwischenliegenden Gravurkantenabschnitte. Im Bereich der außenliegenden Eckenradien liegt somit ein geringeres Spaltmaß vor, so dass sich lokal eine geringere Stirngrathöhe ausbildet. Ursache des lokal verringerten Verschleißes ist die im Bereich der Eckenradien verbesserte Ableitung der vom heißen Schmiedematerial in das Untergesenk eingebrachten Wärmemenge. Im Bereich der dazwischenliegenden geraden Gravurkantenabschnitte sowie der innenliegenden Eckenradien ist die Wärmeableitung hingegen eingeschränkt, da dieser als „Zacke“ ausgebildete Werkzeugbereich in das heiße Schmiedematerial hereinragt und somit der Materialquerschnitt zur Wärmeableitung in das Gesenk reduziert ist. Dieser Effekt wird zudem verstärkt, da der Wärmeeintrag in den hervorstehenden Werkzeugbereich der „Zacke“ aufgrund der vergrößerten Kontaktfläche zum Schmiedematerial wesentlich erhöht ist. Die resultierende, lokal erhöhte Werkzeugtemperatur im Bereich der „Zacke“ reduziert aufgrund des Wiederanlasseffektes des Werkzeugwerkstoffes dessen Festigkeit. Dies begünstigt die plastische Verformung der Gravurkante durch die Druckbeaufschlagung des Schmiedematerials im Spiegel während des Lochprozesses und führt somit zu dem lokal vergrößerten Stirngrat. Diese unterschiedliche plastische Verformung der Gravurkante ist in Bild 9–12 zu erkennen.

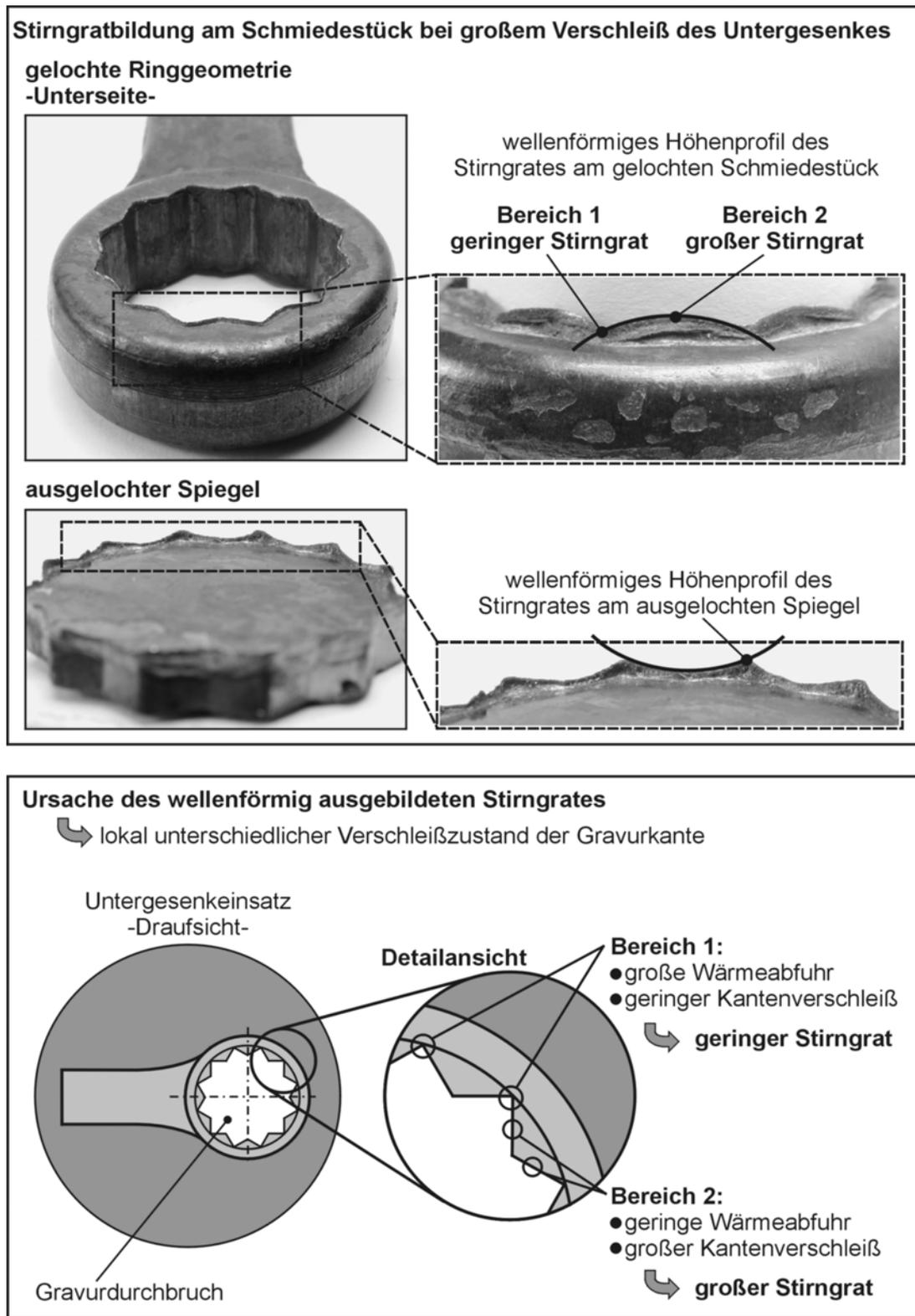


Bild 9–14: Wellenförmiger Stirngrat an der Ringgeometrie aufgrund lokal unterschiedlicher Verschleißzustände der Gravurkante des Untergesenkdurchbruches

Das Spaltmaß ist somit zentraler Einflussfaktor für die resultierende Größe des Stirngrates. Eine weitere Beeinflussung ist jedoch auch durch die Materialkennwerte des Schmiedewerkstoffes und die Materialtemperatur gegeben. Diese Parameter bestimmen das Formänderungsvermögen

des Materiales im Spalt, d.h. die zur vollständigen Materialtrennung erforderliche Dehnung und somit die Größe des Stirngrades am Schmiedestück. Dies bietet jedoch auch die Möglichkeit, den Stirngrat nicht nur durch die fertigungstechnische Einstellung geringster Spaltmaße, sondern zusätzlich durch weitere Prozessparameter zu minimieren. Denkbarer Ansatzpunkt ist beispielsweise die schnelle Auskühlung des Stirngrades durch eine lokal erhöhte Werkzeugkühlung im Bereich der Gravurkante.

Bei der im Konstruktionsprozess durchgeführten Auswahl des Werkzeugwerkstoffes wurde angenommen, dass der entwickelte Umform-/Lochprozess hinsichtlich der thermischen, mechanischen und chemischen Belastungen der Werkzeugkomponenten grundsätzlich mit einem konventionellen Schmiedeprozess vergleichbar ist. Demzufolge wurden die formgebenden Komponenten des Werkzeuges aus dem Warmarbeitsstahl 1.2367 (X32CrMoV4) gefertigt und auf die Rockwellhärte HRC 50 gehärtet. Das zuvor dokumentierte Verschleißverhalten der Gravurkante hat jedoch gezeigt, dass dieser Werkstoff und die durchgeführte Wärmebehandlung für den entwickelten Umform-/Lochprozess grundsätzlich ungeeignet ist. Als unzureichende Werkstoffkennwerte stellen sich die geringe Druckfestigkeit und chemische Beständigkeit gegenüber Aufschweißungen dar.

Diese Beobachtungen korrespondieren mit den Untersuchungen von Hartke und Adams [50], die unterschiedliche Werkzeugwerkstoffe hinsichtlich der Eignung für einen Warmlochprozess untersuchten (vgl. Kap. 4.1.2). Ausschlusskriterien waren ebenfalls die geringe Druckfestigkeit dieses Werkstoffes und die Bildung von Aufschweißungen aufgrund der großen Adhäsionsneigung. Die Prozessbedingungen des entwickelten kombinierten Umform-/Lochprozesses sind demnach vergleichbar mit denen eines konventionellen Lochprozesses, so dass als Konsequenz die Auswahl des Werkzeugwerkstoffes ähnlich der für einen Lochprozess zu erfolgen hat.

9.3 Abschlussbetrachtung

Die zuvor dokumentierten Versuchsdurchführungen zeigen das Potenzial des entwickelten kombinierten Umform-/Lochprozesses zur schmiedetechnischen Fertigung von einbaufertigen, gelochten Bauteilen. Dieses Potenzial basiert auf der Einsparung des separaten Lochprozesses sowie der Reduzierung der erforderlichen spanenden Fertigbearbeitungsschritte des Schmiedestückes. Somit ist eine Verkürzung der gesamten Prozesskette zur schmiedetechnischen Herstellung gelochter Bauteile realisierbar, wie in **Bild 9–15** am Beispiel der Ringgeometrie dargestellt.

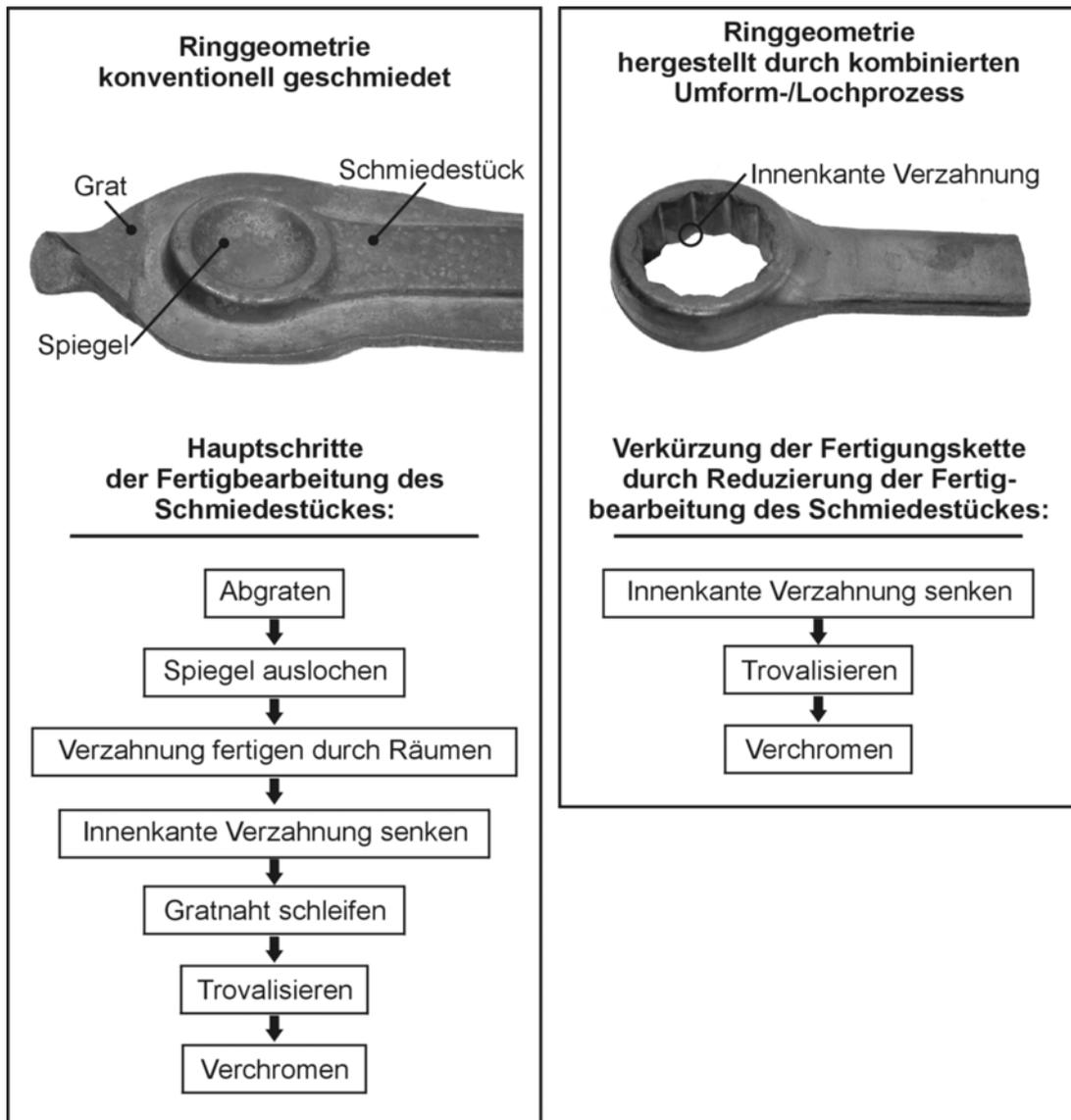


Bild 9–15: Verkürzung der Prozesskette durch Anwendung des entwickelten kombinierten Umform-/Lochprozesses

Die zuvor dokumentierten Versuchsdurchführungen ermöglichten grundlegende Aussagen über die spezifischen Merkmale des kombinierten Umform-/Lochprozesses. Diese sind bei der Realisierung zu berücksichtigen und werden nachfolgend zusammengefasst dargestellt.

Aspekt Spiegeldicke

Für niedrige Werte ermöglicht die Erhöhung der Gegenkraft des Unterstempels, d.h. der im Prozess maximal möglichen Umformkraft, eine große Verringerung der Spiegeldicke und somit ein gutes Formfüllungsverhalten. Geometrieabhängig ist dieser Bereich der Gegenkraft unterschiedlich stark ausgeprägt. Ferner existiert ein enger Bereich der Gegenkraft, in dem durch eine geringe Erhöhung eine beschleunigte Abnahme der Spiegeldicke und somit eine deutlich

verbesserte Formfüllung erreicht wird. Dieser Bereich ist geometriespezifisch ausgebildet und verschiebt sich mit schmiedetechnisch schwierigeren Geometrien zu höheren Gegenkräften.

Die Dicke des gelochten Spiegels stellt sich zu Beginn des Lochvorganges in Abhängigkeit der Gegenkraft ein. Diese anfängliche Spiegeldicke bleibt während des gesamten Vorganges der Materialtrennung vom Schmiedestück konstant. Dieser Effekt ist sowohl unabhängig von der anfänglichen Gegenkraft als auch von dem Anstieg dieser Gegenkraft während des Lochprozesses. Der während des Lochvorganges für die Materialtrennung erforderliche Kraftanteil steigt mit zunehmenden Spiegeldicken im Vergleich zu den abnehmenden Reibkräften überproportional an.

Aspekt Einsatzmasse

Mit zunehmender Anpassung der Zwischenform- an die Schmiedestückgeometrie und einer Erhöhung der Einsatzmasse wird die zur vollständigen Formfüllung erforderliche Gegenkraft erheblich reduziert. Sowohl bei Einsatz von übermassigen als auch untermassigen Zwischenformen erfolgt der Masseausgleich durch zunehmende bzw. abnehmende Spiegeldicken.

Aspekt Werkstück

Die durch den eigentlichen Materialtrennprozess während des Lochphase erzeugte Oberfläche am Schmiedestück unterscheidet sich makroskopisch nicht von der Oberfläche, die während der vorgelagerten Umformphase entsteht. Als Rauheitskenngröße wurde für die im Lochprozess gebildete Oberfläche eine gemittelte Rautiefe R_z im Bereich von ca. 12 μm ermittelt, für die sich während der Umformung ausgebildete Oberfläche hingegen verbesserte R_z -Werte von ca. 3 μm . Unabhängig von den während des Lochprozesses vorliegenden Prozessparametern wie der Spiegeldicke oder des Anstieges der Gegenkraft des Unterstempels etc. ist die Oberfläche fehlerfrei ohne Verformungen oder Ausbrüche ausgebildet.

Die Durchbrüche der gelochten Schmiedestücke weisen für die Ringgeometrie Profilformtoleranzen im Bereich von 0,04 mm auf. Im Vergleich zu den nicht gelochten, durch das gratlose Präzisionsschmieden hergestellten Schraubenschlüsseln entspricht dies um den Faktor 9 reduzierte Werte. Für die Maulgeometrie sind aufgrund der geringeren Bauteilhöhe nochmals verringerte Abweichungen erreichbar. Die Aufweitung des Maules hingegen entlang der Bauteilhauptachse betrug kontinuierlich ca. 0,1 mm und basierte auf dem lokal unterschiedlichen Auskühlungs- bzw. Schrumpfungsverhalten des gelochten Maulbereiches.

Im Vergleich zu einem konventionellen Lochprozess ist der Faserverlauf im Bereich des Durchbruches über die gesamte Höhe des Schmiedestückes gleichmäßig ausgebildet und nicht

unterbrochen. Insofern weist auch der Bereich des Durchbruches, der durch die Materialtrennung von Spiegel und Schmiedestück gebildet wird, keine angeschnittenen Fasern auf.

Der zur vollständigen Lochung des Spiegels erforderliche Schneidspalt führt an den Schmiedestücken zu einem Stirngrat. Dieser Stirngrat ist bei Einstellung geringster Spaltmaße im Bereich von 0,05 mm nahezu vollständig vermeidbar. Des Weiteren wird erwartet, dass eine Minimierung des Stirngrates u.a. durch Reduzierung des Formänderungsvermögens des Schmiedewerkstoffes erreicht werden kann. Ein zunehmender Verschleiß der Gravurkante des Untergesenkdurchbruches führt zu vergrößerten Stirngraten, die durch zerspanende Bearbeitungsschritte entfernt werden können. Als alternativer Prozess wurde die grundsätzliche Eignung des Trovalisierens zur Stirngratentfernung nachgewiesen.

Aspekt Werkzeug

Die für den Verschleiß des Werkzeuges bedeutenden Belastungen sind vergleichbar mit den Belastungen eines konventionellen Lochwerkzeuges. Insbesondere die Schnittkante, d.h. die Gravurkante des Untergesenkdurchbruches, wird aufgrund des Kontaktdruckes zum gelochten Spiegel und des resultierenden Wärmeüberganges mechanisch und thermisch hoch beansprucht. Ursache dieses Kontaktdruckes ist der Anteil des im Gravurdurchbruch befindlichen, gelochten Spiegels. Dieser Kontaktdruck ist abhängig vom Gasfülldruck, d.h. der Kraft, die durch Ober- und Unterstempel auf den Spiegel wirkt. Demzufolge wurde im Bereich niedriger Gasfülldrücke bis ca. 50 bar ein gleich bleibender Verschleiß, für höchste Gasfülldrücke jedoch das Auftreten von Aufschweißungen insbesondere im Gravurdurchbruch beobachtet. Im Vergleich zum Kontaktdruck hat die Druckberührzeit für den Verschleiß der Gravurkante eine untergeordnete Bedeutung. Aufgrund des besonderen Verschleißverhaltens der Gravurkante sollte die Auswahl des Werkzeugwerkstoffes aus dem Spektrum der für Warmlochprozesse geeigneten Werkstoffe erfolgen. Der in den Versuchen eingesetzte Warmarbeitsstahl 1.2367 (X32CrMoV4) ist aufgrund der geringen Druckfestigkeit und der Neigung zu Aufschweißungen grundsätzlich ungeeignet.

10 Empfehlungen für den Praxiseinsatz

10.1 Einstellung der Prozessparameter

Die Versuche haben die Relevanz des Gasfülldruckes bzw. der Gegenkraft des Unterstempels für den entwickelten Umform-/Lochprozess deutlich herausgestellt. Insbesondere gilt dies hinsichtlich der Werkzeugbelastung und des Verschleißverhaltens. Vor diesem Hintergrund ist der Prozess für geringe Gasfülldrücke, d.h. große Spiegeldicken und hohe Einsatzmasse zu gestalten. Ein geeigneter Auslegungsbereich der Spiegeldicke ist der zugehörige Gasfülldruckbereich in der Endphase des Breitens (vgl. Bild 8–4 und Bild 8–5), da mit einer weiteren Erhöhung der Gegenkraft lediglich eine unterdurchschnittliche Verbesserung der Formfüllung erreicht wird. Durch Einstellung dieses Arbeitsbereiches sind sowohl technische als auch wirtschaftliche Gesichtspunkte hinsichtlich einer maximalen Reduzierung der Gegenkräfte und einer Minimierung des Materialabfalls in Form des Spiegels berücksichtigt. Die in diesem Arbeitsbereich aufgrund der reduzierten Umformkraft fehlende Formfüllung des Schmiedestückes ist durch eine erhöhte Einsatzmasse zu erreichen.

Die Prozessgestaltung erfordert keine Einhaltung von bestimmten Arbeitsbereichen zur Erzielung einer definierten Oberflächenqualität des gelochten Bereiches. Unabhängig von Prozessparametern wie beispielsweise der Spiegeldicke, dem Anstieg der Gegenkraft im Verlauf der Lochung etc. sowie unabhängig von der Geometrie des Schmiedestückes und des zu lochenden Spiegels, d.h. der Schnittlinie, wurden gleiche Lochergebnisse erreicht. Zum Ausgleich bauteilspezifischer Formabweichungen der gelochten Bereiche, die auf einer unterschiedlichen Auskühlung basieren, ist eine Vorkorrektur der Stempelgeometrie vorzunehmen.

Die Massetoleranzen der Zwischenform werden durch den vorgelagerten Prozess zur Herstellung der Vorform bestimmt. Obwohl der entwickelte Umform-/Lochprozess auch untermassige Zwischenformen durch die Spiegeldicke kompensiert, sollte im Rahmen der Prozessgestaltung die Auslegung der Zwischenform und der erforderlichen Gegenkraft auf Basis der maximalen Minustoleranzen erfolgen. Dies gewährleistet durch die kontinuierliche Verschmiedung von Zwischenformen, die aufgrund der Prozesseinstellungen prinzipiell übermassige Zwischenformen darstellen, grundsätzlich eine vollständige Formfüllung der Gravur durch Kompensation der überschüssigen Einsatzmasse im Spiegel.

Aufgrund der hohen Beanspruchung der Gravurkante sind aufgepanzerte Werkstoffe mit höchster Festigkeit und Beständigkeit gegenüber Aufschweißungen zu nutzen. Dabei können Erfahrungen aus dem Gebiet der konventionellen Lochtechnologie genutzt werden. Auch der

Oberstempel ist derart zu behandeln, da der Verschleißzustand der Stempelkante die Größe des Stirngrates und die Oberflächenqualität des gesamten Durchbruches bestimmt.

Da während des Lochvorganges unabhängig von dem Anstieg der Gegenkraft kein Werkstofffluss aus dem Spiegel auftritt, ist der Lochprozess zwangsläufig erst im Anschluss an die vollständige Formfüllung möglich. Die Formfüllung durch einen Werkstofffluss aus dem Spiegel während des Lochvorganges zur Verkürzung der Druckberührzeiten ist somit nicht realisierbar.

10.2 Werkzeugaufbau bei mehreren auszulochenden Bauteilbereichen

Der Nachweis der Funktionsweise des entwickelten Werkzeugsystems zum kombinierten Umformen und Lochen sowie die Untersuchung der grundlegenden Verfahrenscharakteristika wurde für den Ring- und Maulbereich separat durchgeführt. Beide Versuchsgeometrien wiesen zur Vereinfachung des Werkzeugaufbaues und der Versuchsplanung lediglich jeweils einen einzigen auszulochenden Bauteilbereich auf.

Zur Realisierung des Lochprozesses wurde in das Werkzeugsystem ein Unterstempel integriert, der sich aufgrund einer Abstützung auf Gasdruckfedern bei Einwirken einer definierten Umformkraft nachgiebig verhält. Somit wird der Spiegel durch den bewegten Oberstempel nach erfolgter vollständiger Formfüllung des Gravurhohlraumes ausgelocht.

Eine Übertragung dieses Werkzeugkonzeptes auf beliebige Schmiedestückgeometrien mit mehreren auszulochenden Bauteilbereichen ist werkzeugtechnisch problemlos möglich. Einzige Voraussetzung dafür ist die werkzeugseitige Entkopplung der verschiedenen Unterstempel untereinander, indem sich die einzelnen Unterstempel jeweils unabhängig voneinander auf zugehörigen Gasdruckfedern abstützen. Diese Entkopplung wird durch eine Unterteilung der Druckplatte erreicht, die als Kraftübertragungskomponente zwischen dem jeweiligen Unterstempel und den zugehörigen Gasdruckfedern wirkt. Ein solcher Werkzeugaufbau mit zwei voneinander entkoppelten Unterstempeln ist in **Bild 10–1** für die gesamte Geometrie des projektrelevanten Ring-/Maulschlüssels schematisch dargestellt.

Durch diesen Werkzeugaufbau wird jeweils eine separate Kraftübertragung vom Unterstempel im Ring- und Maulbereich über die jeweilige Druckplatte in die zugehörigen Gasdruckfedern realisiert. Die Führung der beiden Druckplatten wird bei dem dargestellten Werkzeugaufbau jeweils durch vier Führungssäulen erreicht. Dies gewährleistet eine hohe Kippsteifigkeit von Unterstempel und Druckplatte bei Einwirken der Umformkraft auf den Unterstempel. Zudem werden eventuelle Unterschiede im Kraftverhalten der einzelnen Gasdruckfedern kompensiert, die während der Abwärtsbewegung von Unterstempel und Druckplatte ein Kippmoment in die Druckplatte einleiten.

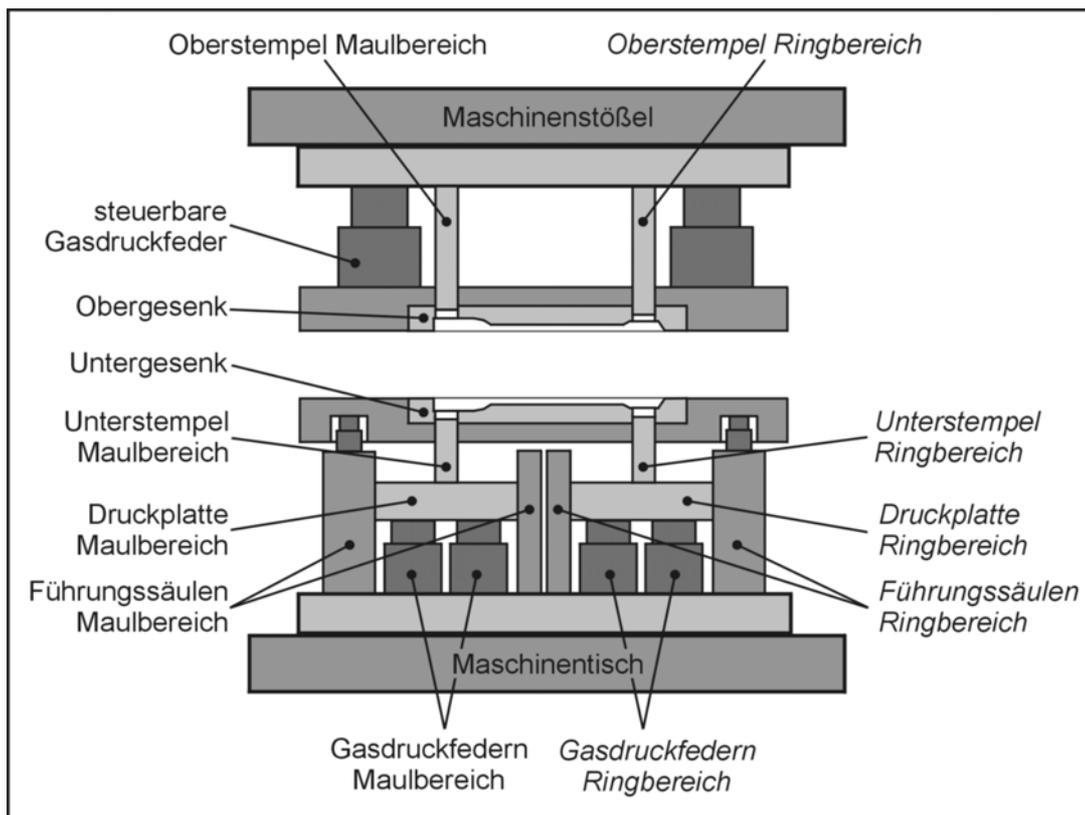


Bild 10–1: Werkzeugaufbau bei mehreren auszulochenden Bauteilbereichen am Beispiel des Schraubenschlüssels

Die Entkopplung der verschiedenen Unterstempel untereinander durch deren separate Abstützung auf einzelnen Druckplatten ist notwendig, um die für jeden auszulochenden Bauteilbereich optimalen Prozessparameter unabhängig voneinander einstellen zu können. Als wichtigster Prozessparameter ist hierbei die zur vollständigen Formfüllung erforderliche Gegenkraft des Unterstempels zu nennen, die in Abhängigkeit vielfältiger Einflussfaktoren (Stempel-, Werkstückgeometrie etc.) erheblich variiert. In Abhängigkeit dieser Gegenkraft stellt sich die Dicke des ausgelochten Spiegels ein. Da sich somit für jeden Unterstempel ein eigener unterer Umkehrpunkt entsprechend der Spiegeldicke ausbildet, ist bei mehreren im Werkzeug integrierten Unterstempeln, d.h. bei mehreren auszulochenden Bauteilbereichen, eine Abstützung sämtlicher Unterstempel auf einer gemeinsamen Druckplatte nicht möglich.

10.3 Auslegung wichtiger Werkzeugfunktionen

Im Rahmen dieser Arbeit wurde das Werkzeugsystem zum kombinierten Umformen und Lochen exemplarisch für den Ring- und Maulbereich eines Schraubenschlüssels der Schlüsselgröße M 24 entwickelt und erprobt. Durch Austausch der formgebenden Werkzeugkomponenten Ober- und Untergesenk, Ober- und Unterstempel ist die Fertigung beliebiger Schlüsselgrößen möglich.

Zur Auslegung wichtiger Werkzeugfunktionen bei Änderung der Bauteilgeometrie oder der Bauteilgröße ist als zentraler Prozessparameter die auf den Unterstempel einwirkende Umformkraft zum Zeitpunkt der vollständigen Formfüllung des Gravurhohlraumes zu bestimmen. Diese zum Abschluss des Formgebungsprozesses auftretende maximale Kraftereinwirkung auf den Unterstempel ist während der Formfüllung der Gravur durch Gasdruckfedern bereitzustellen. Erst bei Überschreiten dieser Kraft mit Erreichen der vollständigen Formfüllung darf der Unterstempel zurückweichen. Somit dient die bei vollständiger Formfüllung maximal auf den Unterstempel einwirkende Umformkraft als Basis zur Dimensionierung der Gasdruckfedern, auf denen der Unterstempel gelagert ist. Zudem kann der einzustellende Gasfülldruck berechnet werden.

Nach Aussagen des Endanwenders der entwickelten Werkzeugtechnologie sollen Schraubenschlüssel mit maximaler Schlüsselgröße M 32 gefertigt werden. Nachfolgend wird für die Schlüsselgröße M 32 am Beispiel des Ringbereiches eine allgemeingültige Vorgehensweise zur Abschätzung der maximal erforderlichen Gegenkraft des Unterstempels sowie der erforderlichen Gesenkschließkraft vorgestellt. Aufgrund des verfahrensspezifischen Verlaufes der Umformkraft des realisierten gratlosen Präzisionsschmiedeprozesses gelten diese Berechnungsmethoden nicht nur bei Änderung der Bauteilgröße, sondern auch im Rahmen einer Übertragung auf beliebige Bauteilgeometrien.

10.3.1 Vorgehensweise zur Berechnung der Gegenkraft des Unterstempels

Ausgangspunkt zur Berechnung der maximal erforderlichen Gegenkraft des Unterstempels bei Fertigung der Ringgeometrie M 32 ist die Bestimmung des mittleren Umformwirkungsgrades $\eta_{U\ M24}$ bei Fertigung der Ringgeometrie M 24. Dieser Kennwert ist definiert als Quotient der ideellen W_{id} und der effektiven Umformarbeit W_{eff} des Umformprozesses [70].

$$\eta_U = \frac{W_{id}}{W_{eff}} \quad (10.1)$$

Die ideelle Umformarbeit W_{id} kennzeichnet die idealisierte, verlustfreie, homogene Umformung und ist lediglich von der Fließspannung k_f des Schmiedematerials und der Formänderung φ abhängig. Die ideelle Umformarbeit W_{id} ist unabhängig von der Art des Spannungszustandes, der den plastischen Zustand herbeiführt [70].

Die effektive, tatsächlich aufzuwendende Umformarbeit W_{eff} hingegen ist aufgrund ihrer systemabhängigen Verlustanteile eine Systemgröße. Diese Verlustanteile umfassen als wichtigste Anteile Reibungsverluste sowie den Geometrieinfluss. Wenig komplexe Berechnungsgleichungen sind nur bei entsprechend vereinfachenden Annahmen möglich, wie z.B. für das einfache

Stauen eines Körpers. Hierbei läßt sich die effektive, aufzuwendende Umformarbeit W_{eff} mit guter Genauigkeit ermitteln [70].

Berechnung der ideellen Umformarbeit W_{id} für die Ringgeometrie M 24

Die Berechnung der ideellen Umformarbeit $W_{\text{id M24}}$ zur vollständigen Formfüllung des Ringbereiches erfolgt durch Anwendung der nachfolgenden Näherungsgleichung [13, 70]:

$$W_{\text{id}} = V \int_{\varphi=0}^{\varphi} k_f d\varphi \quad (10.2)$$

Der Werkstoffkennwert k_f ist dabei die Fließspannung des Schmiedematerials, der Wert V das umgeformte Volumen und φ der Umformgrad. Wird die Fließspannung k_f des Schmiedematerials über die gesamte Dauer des Warmumformprozesses als konstant angenommen, läßt sich die ideelle Umformarbeit $W_{\text{id M24}}$ für den Ringbereich der Schlüsselgröße M 24 vereinfacht wie folgt ermitteln [13, 70]:

$$W_{\text{id M24}} = V_{\text{M24}} \cdot k_f \cdot \varphi_{\text{M24}} \quad (10.3)$$

Die Größe V_{M24} ($= 4.511,5 \text{ mm}^3$) stellt dabei das vom Oberstempel verdrängte Volumen zur Erreichung der vollständigen Formfüllung dar. Die Fließspannung k_f ($= 150 \text{ Nmm}^{-2}$) ist der Betrag der Spannung, die bei einachsigem Spannungszustand zum plastischen Fließen führt und basiert auf empirischen Ermittlungen des Handwerkzeugherstellers. Der Umformgrad φ_{M24} ($= 1,2$) ist die über die entsprechende Körperabmessung gemittelte lokale Gesamtformänderung und wurde wie folgt berechnet [13]:

$$\varphi_{\text{M24}} = \ln \frac{h_0}{h_1} \quad (10.4)$$

mit h_0 ($= 11,6 \text{ mm}$) als Ausgangshöhe der Zwischenform im Ringbereich und h_1 ($= 3,5 \text{ mm}$) als Endhöhe des Schmiedematerials unterhalb des Oberstempels zum Ende des Umformprozesses. Diese Endhöhe h_1 entspricht der auszulochenden Spiegeldicke bei vollständiger Formfüllung. Auf Basis dieser Werte berechnet sich die ideelle Umformarbeit $W_{\text{id M24}}$ zu:

$$W_{\text{id M24}} = V_{\text{M24}} \cdot k_f \cdot \ln \frac{h_0}{h_1} \quad (10.5)$$

$$W_{\text{id M24}} = 812,1 \text{ Nm}$$

Berechnung der effektiven Umformarbeit W_{eff} für die Ringgeometrie M 24

Die effektive, tatsächlich aufgewendete Umformarbeit $W_{\text{eff M24}}$ hingegen kann für den vorliegenden Umformprozess auf Basis des Kraft-Zeit-Verlaufes des Oberstempels exakt, d.h. unter Berücksichtigung der Verlustanteile, ermittelt werden. Dies ist einer Berechnung mittels Gleichungen, die auf vereinfachenden Annahmen beruhen, vorzuziehen. **Bild 10–2** zeigt den entsprechenden Kraft-Zeit-Verlauf des Oberstempels bei vollständiger Formfüllung der Gravur, wobei die Phasen des Umformprozesses und des Lochprozesses gekennzeichnet sind. Da die Maschinenstößel- und somit die Oberstempelgeschwindigkeit während der Umformung konstant ist (vgl. Bild 8–3), kann eine direkte Umrechnung der Zeitachse in die Wegachse erfolgen.

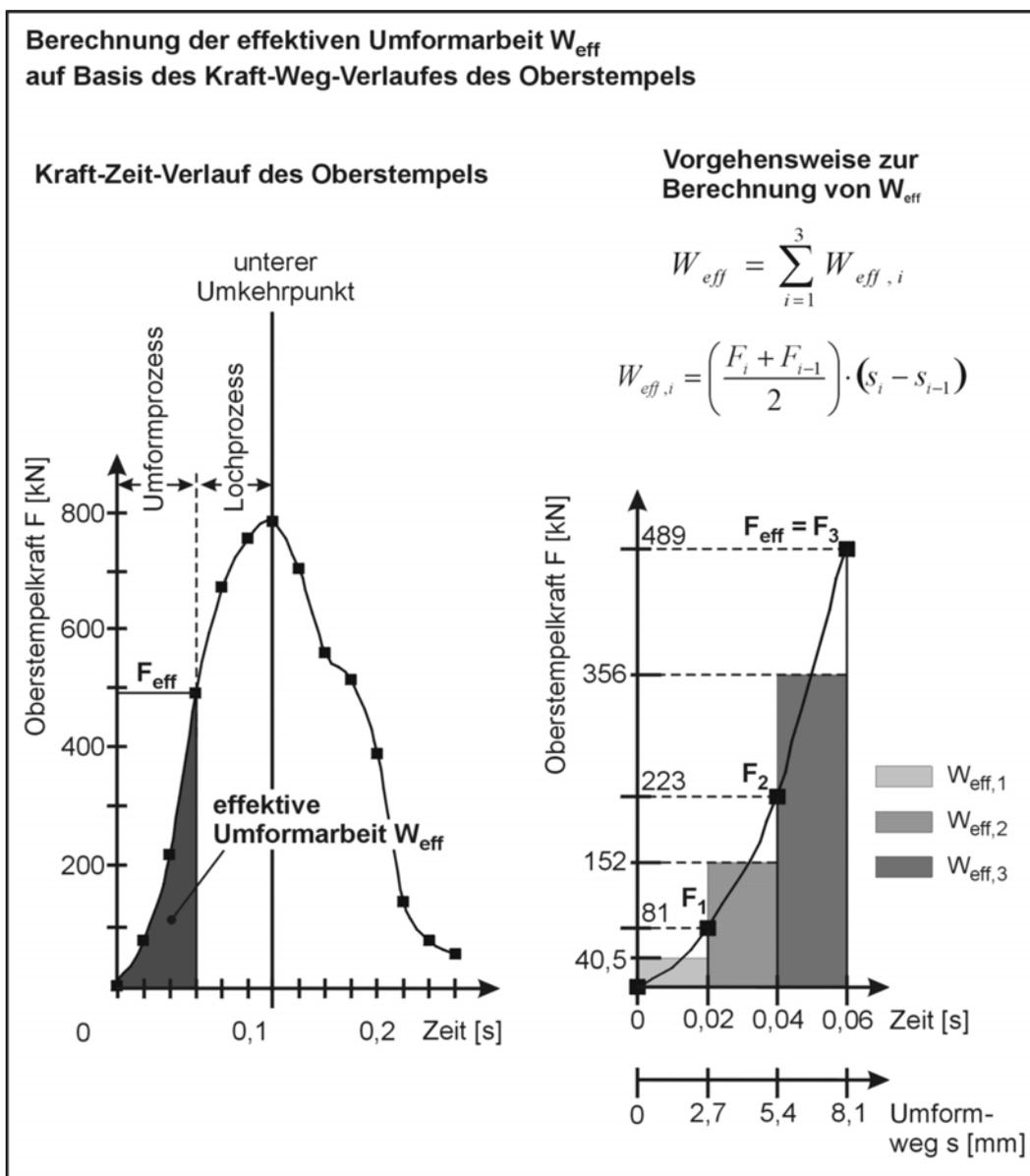


Bild 10–2: Berechnung der effektiven Umformarbeit $W_{\text{eff M24}}$ anhand des Kraft-Weg-Verlaufes des Oberstempels

Die effektive Umformarbeit $W_{\text{eff} M24}$ kann auf Basis dieses Kraft-Weg-Verlaufes durch Integration des Kurvenverlaufes im Bereich des Umformprozesses bestimmt werden. Somit stellt der Flächeninhalt unterhalb des Kurvenverlaufes die effektive, tatsächlich aufgewendete Umformarbeit $W_{\text{eff} M24}$ zur Formgebung des Ringbereiches dar. Die Berechnung des Flächeninhaltes erfolgt durch Addition der drei Teilflächen, die sich entsprechend der Abtaste des Messwerterfassungssystems ergeben. Die auf diese Weise ermittelte effektive Umformarbeit $W_{\text{eff} M24}$ beträgt gemäß Bild 10–2:

$$W_{\text{eff} M24} = \sum_{i=1}^3 W_{\text{eff},i} \quad (10.6)$$

$$W_{\text{eff} M24} = (109,35 + 410,4 + 961,2) \text{ Nm} \approx 1.481 \text{ Nm}$$

Berechnung des mittleren Umformwirkungsgrades η_U für die Ringgeometrie M 24

Auf Basis der zuvor ermittelten ideellen und effektiven Umformarbeit ergibt sich der mittlere Umformwirkungsgrad $\eta_{U M24}$ des Formgebungsprozesses der Ringgeometrie der Schlüsselgröße M 24 zu [70]:

$$\eta_{U M24} = \frac{W_{\text{id} M24}}{W_{\text{eff} M24}} \approx 0,55 \quad (10.7)$$

Der Formgebungsprozess des Ringbereiches ist verfahrenstechnisch vergleichbar mit dem Prozess des Stauchens im Gesenk ohne Gratbildung. Für diesen Stauchprozess wird in der Literatur [71] der mittlere Umformwirkungsgrad η_U zu 0,5 angegeben. Dies bestätigt den zuvor berechneten Umformwirkungsgrad $\eta_U = 0,55$ für die Formgebung des Ringbereiches.

Der mittlere Umformwirkungsgrad η_U ist ein rein empirischer Wert, in dem jedoch die in anderen Berechnungsformeln unbekannt Parameter wie z.B. der Reibzahl μ , aber auch Einflussfaktoren wie Werkzeugwerkstoff, Umformgrad und Schmiermittel etc. bereits implizit enthalten sind [70]. Dies erhöht die Berechnungsgenauigkeit.

Kann der mittlere Umformwirkungsgrad η_U nicht auf Basis einer experimentell ermittelten effektiven Umformarbeit W_{eff} berechnet werden, so sind diese Angaben anhand von experimentell abgesicherten Kennwerten vergleichbarer Prozesse zu ermitteln oder der Literatur zu entnehmen. Beispielsweise sind in [71] in Abhängigkeit der Komplexität der Werkstückform Umformwirkungsgrade η_U zwischen 0,35 und 0,5 angegeben.

Berechnung der Gegenkraft des Unterstempels für die Ringgeometrie M 32

Eine Abschätzung der auf den Unterstempel einwirkenden Umformkraft ist analytisch schwer möglich. Deshalb wird die gesamte erforderliche Umformkraft des Oberstempels bei vollständiger Formfüllung berechnet. Da diese Kraft aufgrund der Reibanteile größer ist als die auf den Unterstempel einwirkende Umformkraft, erfolgt die Auslegung der erforderlichen Gasdruckfedern zur Bereitstellung dieser Gegenkraft mit einem Sicherheitsfaktor.

Die Berechnung der maximal auftretenden Oberstempelkraft für die Ringgeometrie der Schlüsselgröße M 32 erfolgt auf Basis des für die Schlüsselgröße M 24 ermittelten mittleren Umformwirkungsgrades $\eta_{U\ M24}$.

Da für ähnliche Bauteile der mittlere Umformwirkungsgrad η_U konstant ist, gilt für die Teilefamilie der Ringgeometrie des projektrelevanten Schraubenschlüssels:

$$\eta_{U\ M24} \approx 0,55 \approx \eta_{U\ M32} \quad (10.8)$$

und somit

$$0,55 = \frac{W_{id\ M32}}{W_{eff\ M32}} = \frac{V_{M32} \cdot k_f \cdot \varphi_{M32}}{W_{eff\ M32}} \quad (10.9)$$

$$W_{eff\ M32} = \frac{V_{M32} \cdot k_f \cdot \varphi_{M32}}{0,55} \quad (10.10)$$

Das vom Oberstempel zur Formfüllung verdrängte Volumen V_{M32} wird auf Basis eines CAD-Modells für die Schlüsselgröße M 32 zu 10.265,2 mm³ berechnet, die Fließspannung k_f wird wiederum mit 150 Nmm⁻² angenommen. Der Umformgrad φ_{M32} berechnet sich entsprechend Gleichung 10.4 zu $\varphi_{M32} = 1,4$, wobei als Ausgangshöhe der Zwischenform $h_0 = 14,3$ mm und als auszulochende Spiegeldicke zum Abschluss der Formgebung $h_1 = 3,5$ mm angenommen wird.

Auf Basis dieser Werte berechnet sich die effektive Umformarbeit $W_{eff\ M32}$ zur Fertigung der Ringgeometrie der Schlüsselgröße M 32 zu:

$$W_{eff\ M32} = 3.940,4\ Nm$$

Charakteristisch für die in den Versuchen aufgezeichneten Kraft-Zeit- bzw. Kraft-Weg-Verläufe des Oberstempels ist der annähernd linear ausgeprägte Anstieg der Umformkraft. Somit kann in

guter Näherung die effektive Umformarbeit $W_{\text{eff} M32}$ für die Ringgeometrie der Schlüsselgröße M 32 wie folgt bestimmt werden (vgl. Bild 10–2):

$$W_{\text{eff} M32} = \frac{1}{2} \cdot F_{\text{eff} M32} \cdot s_{M32} \quad (10.11)$$

Der Wert s_{M32} stellt dabei den Umformweg dar. Dieser beträgt $s_{M32} = 10,8$ mm und ergibt sich aus der Differenz zwischen der Ausgangshöhe der Zwischenform ($h_0 = 14,3$ mm) und Endhöhe der umgeformten Zwischenform unterhalb des Oberstempels ($h_1 = 3,5$ mm), d.h. der auszulochenden Spiegeldicke. Aus diesen Werten läßt sich die effektive, tatsächlich aufzuwendende Umformkraft $F_{\text{eff} M32}$ zur Umformung der Ringgeometrie der Schlüsselgröße M 32 abschätzen zu:

$$F_{\text{eff} M32} = \frac{2 \cdot W_{\text{eff} M32}}{s_{M32}} \quad (10.12)$$

$$F_{\text{eff} M32} = 729,7 \text{ kN}$$

Diese Oberstempelkraft $F_{\text{eff} M32}$ entspricht der Umformkraft, die bei vollständiger Formfüllung maximal auf den Unterstempel einwirken kann. Tatsächlich ist die Oberstempelkraft jedoch aufgrund vielfältiger Einflussfaktoren wie z.B. der Reibung größer als die auf den Unterstempel einwirkende Umformkraft. Erfolgt die Auslegung des Gasdruckfedersystems, das dieser Kraft auf den Unterstempel entgegenwirken muss, auf Basis der Oberstempelkraft, wird zugleich ein Sicherheitsfaktor mit berücksichtigt. Dies gewährleistet eine ausreichende Dimensionierung auch zur Kompensation von Schwankungen der einwirkenden Kraft auf den Unterstempel aufgrund von z.B. Schwankungen der Umformtemperatur oder Einsatzmasse.

Die Fertigung der Ringgeometrie M 32 mit dem realisierten Versuchswerkzeug erfordert zur Bereitstellung einer Unterstempelgegenkraft von 729,7 kN die Befüllung der Gasdruckfedern mit maximal zulässigem Gasfülldruck. Dadurch kann eine maximale Unterstempelgegenkraft in Höhe von 732 kN bereitgestellt werden.

Aufgrund des annähernd linear ausgeprägten Verlaufes der Umformkraft basierte die zuvor durchgeführte Berechnung der effektiven Umformkraft $F_{\text{eff} M32}$ bei Umformung der Ringgeometrie M 32 auf folgender Beziehung:

$$W_{\text{eff}} = \frac{1}{2} \cdot F_{\text{eff}} \cdot s \quad (10.13)$$

Dieser annähernd linear ausgeprägte Verlauf der Umformkraft ist werkzeug- bzw. verfahrensspezifisch für den realisierten gratlosen Präzisionsschmiedeprozess. Somit kann auf Basis vorheriger Gleichung 10.12 für beliebige Bauteilgeometrien bei Anwendung des gratlosen Präzisionsschmiedens die Berechnung der maximal auftretenden Umformkraft F_{eff} erfolgen. Als weiteres Beispiel für diesen verfahrensspezifischen Verlauf der Umformkräfte zeigt **Bild 10–3** die experimentell ermittelten Umformkräfte beim gratlosen Präzisionsschmieden eines Pleuels, wobei kein Auslöchen der Spiegel integriert wurde.

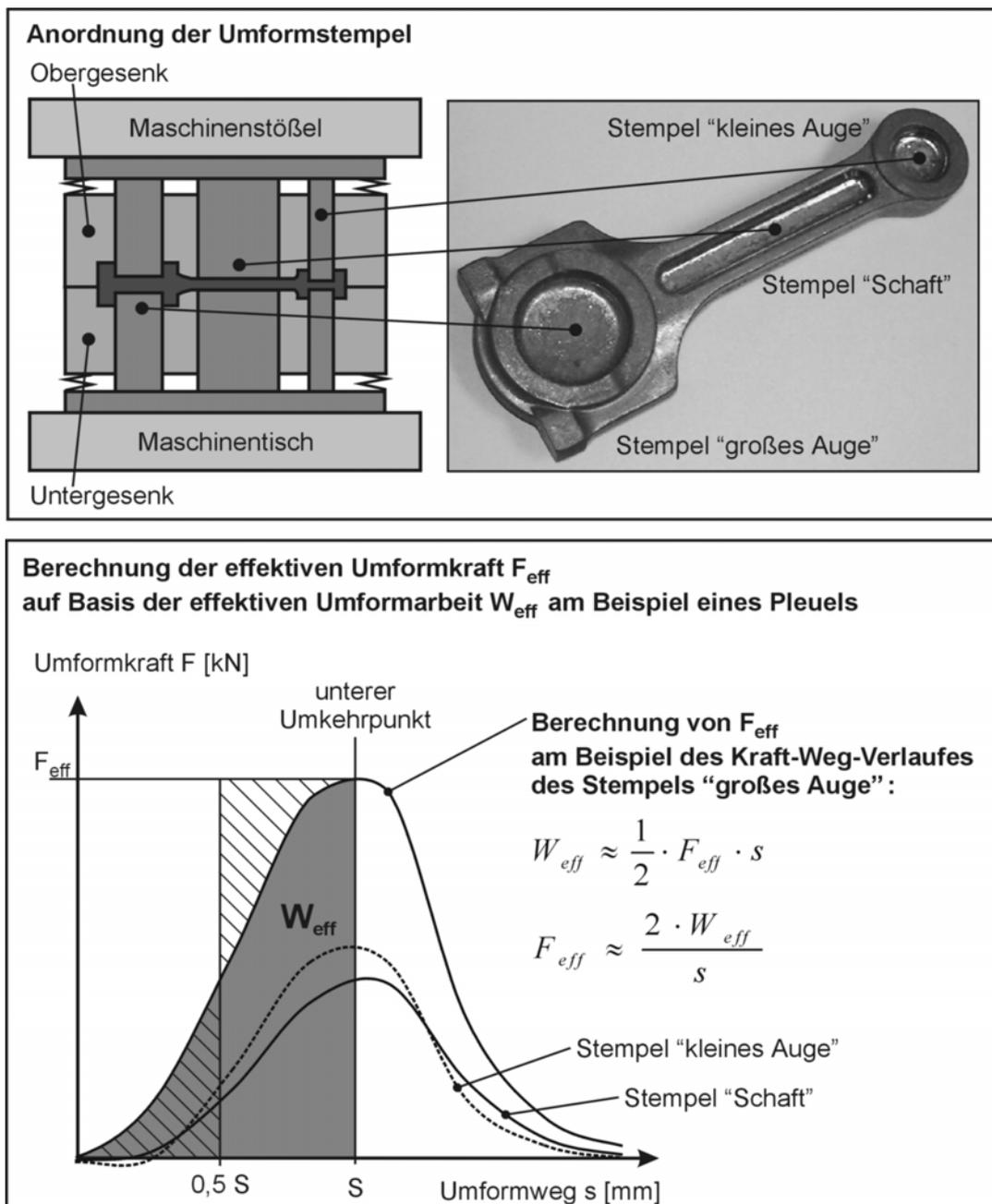


Bild 10–3: Verfahrensspezifischer Verlauf der Umformkraft beim gratlosen Präzisionsschmieden am Beispiel eines Pleuels

Ebenso wie der Verlauf der Umformkraft bei Umformung der Ringgeometrie sind alle drei Kraft-Weg-Verläufe der Umformstempel des Pleuels ebenfalls annähernd linear ansteigend ausgeprägt. Dies gilt trotz der grundlegend unterschiedlichen Stempelgeometrien für alle Umformstempel. Dieser verfahrensspezifische Verlauf der Umformkraft kann somit als geometrieunabhängig angesehen werden und bestätigt die Gültigkeit der Gleichung 10.12 sowie der dargestellten Methode zur Berechnung der Gegenkraft des Unterstempels.

10.3.2 Vorgehensweise zur Berechnung der Gesenkschließkraft

Zur vollständigen Formfüllung des Gravurhohlraumes ist ein spezifischer Gesenkinnendruck p_i erforderlich. Aus diesem Gesenkinnendruck resultiert eine Kraft, die der Gesenkschließkraft entgegenwirkt. Bei Überschreiten der Schließkraft, die bei dem entwickelten Werkzeugsystem durch die Gasdruckfedern im Oberwerkzeug aufgebracht wird, öffnet sich der Gravurhohlraum und führt zu mangelnder Formfüllung und Maßabweichungen am Schmiedeteil.

Die grundsätzliche Vorgehensweise zur Berechnung der erforderlichen Gesenkschließkraft und somit zur Auslegung der Gasdruckfedern bzw. zur Einstellung des Gasfülldruckes wird ebenfalls am Beispiel der Ringgeometrie der Schlüsselgröße M 32 durchgeführt.

Der Gesenkinnendruck p_i leitet sich aus dem Fließkriterium nach von Mises wie folgt ab:

$$\sigma_V = k_f = \sqrt{\frac{1}{2} \left((\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 \right)} \quad (10.14)$$

mit $\sigma_x = \sigma_y = p_i$ und $\sigma_z = F / A$ ergibt sich:

$$k_f = \sqrt{\frac{1}{2} \left((-1)^2 \left(-p_i + \frac{F}{A} \right)^2 + \left(\frac{F}{A} - p_i \right)^2 \right)} \quad (10.15)$$

$$k_f = \sqrt{\left(-p_i + \frac{F}{A} \right)^2} \quad (10.16)$$

$$p_i = \frac{F}{A} - k_f \quad (10.17)$$

Die Spannung σ_z beschreibt die Spannung im Schmiedematerial in Richtung der Krafteinleitung, d.h. der Bewegungsrichtung des Oberstempels. Diese ergibt sich aus der effektiven Umformkraft $F_{\text{eff M32}} = 729,7 \text{ kN}$ und der Querschnittsfläche $A_{\text{M32}} = 2130 \text{ mm}^2$ des Ringbereiches. Diese

Querschnittsfläche wurde gemäß **Bild 10–4** um der Flächenanteil des Schaftbereiches reduziert, da der Schaftbereich bereits während des Gesenkschließens vollständig ausgeformt wird. Die Fließspannung wird wiederum mit $k_f = 150 \text{ Nmm}^{-2}$ angenommen. Somit berechnet sich nach Gleichung 10.17 für die Ringgeometrie der Schlüsselgröße M 32 der Gesenkinnendruck p_i zu:

$$p_{iM32} = 192,5 \text{ Nmm}^{-2}$$

Zur Berechnung der erforderlichen Gesenkschließkraft ist lediglich die Komponente des Gesenkinnendruckes p_i maßgebend, die parallel zur möglichen Bewegungsrichtung der Gesenke, d.h. zur Stempelbewegung auf die Gravur wirkt. Nur diese Komponente kann das Öffnen der Gravur bewirken. Die Angriffsfläche des Gesenkinnendruckes entspricht demzufolge der projizierten Bauteilfläche $A_{\text{proj}M32}$ senkrecht zur Stempelbewegung, vermindert um den projizierten Anteil der Querschnittsfläche des Oberstempels und Schaftbereiches (**Bild 10–4**). Die Gravur im Bereich des Schaftes wird während der Formfüllung nicht mit Gesenkinnendruck p_i beaufschlagt.

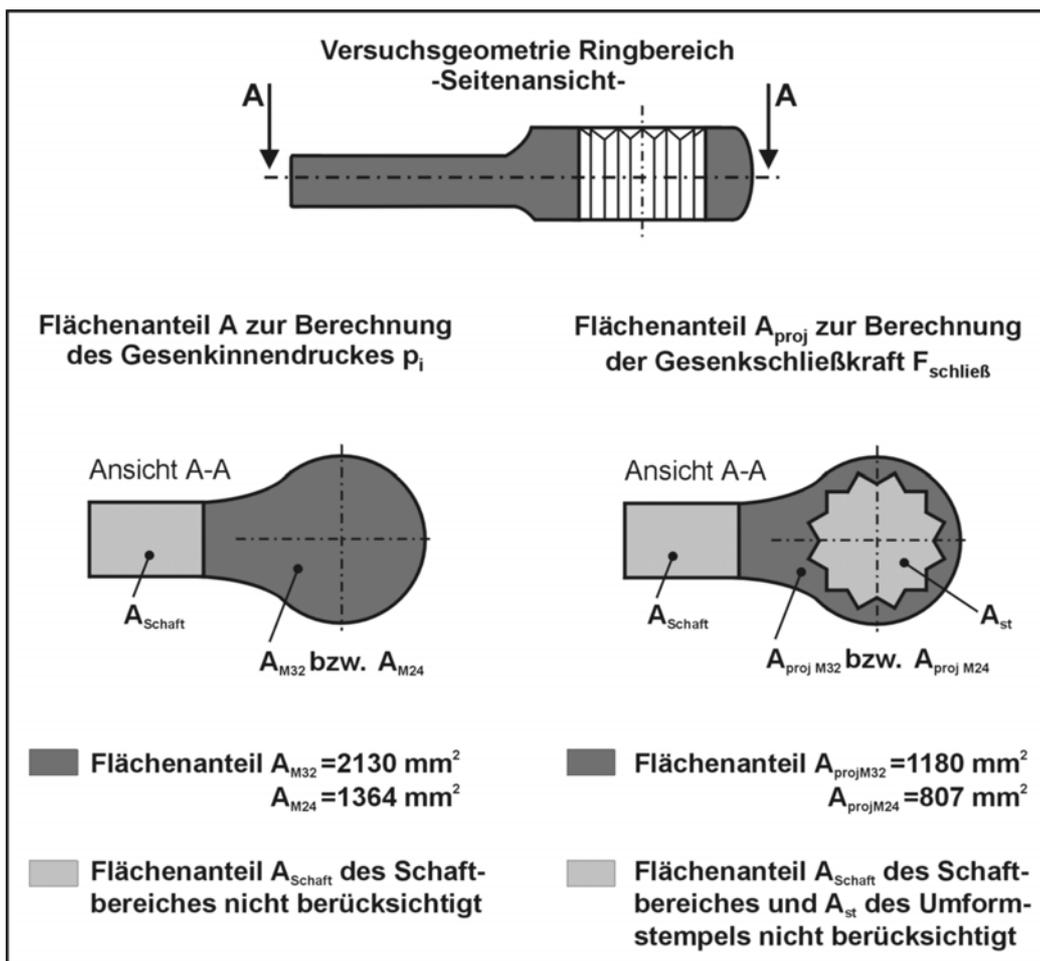


Bild 10–4: Flächenanteile der Ringgeometrie zur Berechnung des Gesenkinnendruckes p_i und der Gesenkschließkraft $F_{\text{schlie\ss}}$

Auf Basis eines berechneten Gesenkinnendruckes von $p_{i M32} = 192,5 \text{ Nmm}^{-2}$ und einer projizierten Bauteilfläche der Ringgeometrie von $A_{\text{proj } M32} = 1180 \text{ mm}^2$ ergibt sich die erforderliche Gesenkschließkraft $F_{\text{schlie\ss } M32}$ für die Schlüsselgröße M 32 zu:

$$F_{\text{schlie\ss } M32} = p_{i M32} \cdot A_{\text{proj } M32} \quad (10.18)$$

$$F_{\text{schlie\ss } M32} = 227,2 \text{ kN}$$

Im Oberwerkzeug stellen vier Gasdruckfedern die Gesenkschließkraft bereit. Bei einem maximal zulässigen Gasfülldruck p von 150 bar steht jeweils eine Anfangskraft von 75 kN pro Gasfeder zur Verfügung, d.h. eine Gesamtschließkraft in Höhe von 300 kN. Zur Herstellung der Ringgeometrie der Schlüsselgröße M 32 ist demnach ein Gasfülldruck p von ca. 114 bar einzustellen.

Für die in den Versuchen relevante Ringgeometrie der Schlüsselgröße M 24 berechnet sich bei Anwendung der zuvor dargestellten Berechnungsmethode die erforderliche Gesenkschließkraft $F_{\text{schlie\ss } M24}$ wie folgt:

$$p_{i M24} = \frac{F_{\text{eff } M24}}{A_{M24}} - k_f \quad (10.19)$$

Mit $F_{\text{eff } M24} = 489 \text{ kN}$ als effektive Umformkraft (vgl. Bild 10–2), $A_{M24} = 1364 \text{ mm}^2$ und $A_{\text{proj } M24} = 807 \text{ mm}^2$ als projizierte Bauteilflächen (vgl. Bild 10–4) und der Fließspannung $k_f = 150 \text{ Nmm}^{-2}$ gilt:

$$p_{i M24} = 208,5 \text{ Nmm}^{-2}$$

$$F_{\text{schlie\ss } M24} = p_{i M24} \cdot A_{\text{proj } M24} \quad (10.20)$$

$$F_{\text{schlie\ss } M24} = 168,2 \text{ kN}$$

Diese für die Ringgeometrie der Schlüsselgröße M 24 berechnete erforderliche Gesenkschließkraft $F_{\text{schlie\ss } M24}$ in Höhe von 168,2 kN wurde durch die Versuche bestätigt. Der hierbei eingestellte Gasfülldruck von 100 bar entsprach einer Gesenkschließkraft von 200 kN (vgl. Kapitel 8.2) und war ausreichend, um den Gravurhohlraum geschlossen zu halten.

11 Zusammenfassung

Angesichts der hohen Produktivität des Gesenkschmiedens und der hervorragenden statischen und dynamischen Festigkeitseigenschaften gesenkgeschmiedeter Bauteile etabliert sich dieses Verfahren seit frühen Anfängen innerhalb der industriellen Produktion. Hoch beanspruchte Sicherheitsbauteile werden somit vornehmlich durch das Gesenkschmieden hergestellt.

In Teilgebieten jedoch steht das Schmiedestück im Substitutionswettbewerb konkurrierender Fertigungsverfahren und Werkstoffe. Dieser Substitutionsdruck und die Globalisierung der Beschaffungsmärkte erzwingt von der Schmiedeindustrie eine stetige Produktivitäts- und Leistungssteigerung. Ansätze hierfür sind die optimale Verwendung von Einsatzfaktoren wie Rohstoff und Energie sowie die Reduzierung der erforderlichen Fertigbearbeitung des Schmiedestückes. Erfolgreich beschrittener Lösungsweg ist dabei die Einführung innovativer Produktionstechnologien und -anlagen zur stetigen Erhöhung der Wirtschaftlichkeit.

In diesem Umfeld hat sich das Präzisionsschmieden als Near-net-shape-Verfahren entwickelt. Zielsetzung dieser Technologie ist die schmiedetechnische Fertigung nahezu einbaufertiger Bauteile durch Beherrschung gezielt gesteuerter, reproduzierbarer Produkteigenschaften in Verbindung mit Net-shape- und Near-net-shape-Genauigkeit. Das wirtschaftliche Potenzial des Präzisionsschmiedens resultiert aus verkürzten Prozessketten durch Eliminierung von insbesondere zerspanenden Prozessschritten zur Fertigbearbeitung.

Die Fertigung von präzisionsgeschmiedeten Bauteilen mit rotationssymmetrischen Durchbrüchen ist gegenwärtig nur für rotationssymmetrische, einstufig herstellbare Geometrien möglich. Die realisierten Werkzeugkonzepte basieren auf der Verwendung von rohrförmigem Ausgangsmaterial, dessen Bohrung während des Fertigschmiedens mit einem zuvor eingeführten Steuerdorn freigehalten wird. Ist der Einsatz von rohrförmigem Ausgangsmaterial nicht möglich, existieren gegenwärtig keine praxistauglichen Alternativen zu einem nachgeschalteten, separaten Lochprozess. Die gelochten Bereiche sind aufgrund der erreichbaren Form- und Oberflächen-genauigkeit nicht als einbaufertige Funktionsflächen einsetzbar.

Zielsetzung dieser Arbeit war die Entwicklung eines Werkzeugsystems zur Fertigung gelochter, gratlos geschmiedeter Präzisionsbauteile am Beispiel der Geometrie eines Schraubenschlüssels. Dazu wurde der Lochprozess in ein spezielles Werkzeugkonzept der Fertigformung zum gratlosen Präzisionsschmieden integriert. Dieses Konzept basiert auf der zeitlichen Trennung der Vorgänge „Gesenk schließen“ und „Umformung“. Die im Obergesenk integrierten Stempel dringen in den geschlossenen Gravurhohlraum ein und leiten die Umformkraft ein. Bei dem entwickelten Werkzeugsystem ist identisch zur Geometrie und Lage des Oberstempels ein

Stempel im Untergesenk integriert. Auf diesen Unterstempel wirkt die Umformkraft. Der Unterstempel ist auf Gasdruckfedern gelagert, so dass nach vollständiger Formfüllung der Gravur bei Überschreiten einer spezifischen Umformkraft sich dieser zusammen mit dem Oberstempel abwärts bewegt. Somit wird der Spiegel zwischen den Stempeln aus dem Schmiedestück gelocht.

Die Erprobung des entwickelten Werkzeugsystems hat gezeigt, dass die Fertigung von gelochten Schmiedestücken in einem Arbeitshub der Umformmaschine möglich ist. Dabei sind hinsichtlich der Geometrie der Durchbrüche keine Einschränkungen gegeben, so dass im Vergleich zu konventionellen Lochprozessen auch komplexere Geometrien spanlos fertigbar sind. Für die Anforderungen der untersuchten Bauteilgeometrie des Schraubenschlüssels konnte gezeigt werden, dass die gelochten Bereiche mit Oberflächenqualitäten im Bereich zwischen $R_z = 3 \mu\text{m}$ und $R_z = 12 \mu\text{m}$ einbaufertige Funktionsflächen darstellen.

Verfahrensbedingt bildet sich bei einem Auftreten von Gravurkantenverschleiß des Untergesenkdurchbruches an den Schmiedestücken ein Stirngrat. Dieser ist durch geringste Spaltmaße und bei Minimierung des Verschleißes nahezu vollständig vermeidbar. Zur Entfernung eines eventuellen Stirngrates stehen einfache, zerspanende Operationen zur Verfügung. Als Alternative dazu wurde die grundsätzliche Anwendbarkeit des Trovalisierens zur mechanischen Abrasion des Stirngrates nachgewiesen.

Aufgrund der erreichbaren Oberflächenstrukturen und Formabweichungen ist es möglich, für das Bauteil „Schraubenschlüssel“ zusätzlich zum Lochprozess auch die zerspanenden Bearbeitungsschritte des konventionellen Fertigungsprozesses zur Endbearbeitung der Durchbrüche zu eliminieren. Dies verkürzt zusätzlich die Prozesskette. Durch den Wegfall der Zerspanung werden die Werkstofffasern nicht angeschnitten, so dass ein weiterer Vorteil dieses Verfahrens verbesserte dynamische Festigkeitskennwerte sind. Für die untersuchte Schraubenschlüsselgeometrie ermöglicht der Wegfall des separaten Lochprozesses und der spanenden Fertigbearbeitung von Ring und Maul Einsparungen von ca. 11 % der Fertigungskosten. Weitere Kosteneinsparungen ergeben sich u.a. aufgrund des Wegfalls sowohl des Abgratprozesses als auch des Schleifens der Gratnaht, aufgrund der verkürzten Durchlaufzeiten sowie einer erhöhten Prozesssicherheit infolge der reduzierten Schnittstellen zwischen den einzelnen Bearbeitungsstufen. Im Gegensatz ergeben sich Mehrkosten für die komplexeren Werkzeuge und die aufwendigere Herstellung der Vor- und Zwischenform. Diesbezüglich kann jedoch zum jetzigen Zeitpunkt noch keine monetäre Bewertung durchgeführt werden.

Im Rahmen dieser Arbeit hat sich die plastische Verformung der Gravurkante des Untergesenkdurchbruches sowie die Bildung von Aufschweißungen als der zentrale Faktor für das Verschleißverhalten des entwickelten Werkzeuges zum kombinierten Umformen/Lochen dar-

gestellt. Diese Verschleißmechanismen basierten auf dem Einsatz des für diesen Anwendungsfall nicht geeigneten Werkzeugwerkstoffes 1.2367 (X32CrMoV4). Da der Verschleiß jedoch die finale Oberfläche des gelochten Bereiches und somit dessen Eignung für eine einbaufertige Funktionsfläche bestimmt, sind diesbezüglich auf dem Gebiet der Werkzeugwerkstoffe und Oberflächenbeschichtungen weiterführende Untersuchungen erforderlich. Durch Vermeidung des Gravurkantenverschleißes kann der Stirngrat auf ein Minimum reduziert und die Oberflächenqualitäten und Formgenauigkeiten des Durchbruches weiter erhöht werden, so dass eine Ausweitung des entwickelten Verfahrens auf alternative Bauteilspektren möglich ist. Die Ergebnisse dieser ersten, grundlegenden Versuchsdurchführungen zeigen jedoch deutlich das Potenzial dieses Verfahrens.

Für das entwickelte Werkzeugsystem wurde eine allgemeingültige Vorgehensweise zur Berechnung der minimal erforderlichen, werkstückspezifischen Gegenkraft des Unterstempels zur Erreichung einer vollständigen Formfüllung erläutert. Auf Basis dieser Prozessgröße ist eine Dimensionierung der Gasdruckfedern möglich, auf die sich der Unterstempel abstützt und somit während der Formgebung die Gegenkraft bereitzustellen haben. Des Weiteren wurde eine Berechnungsmethode zur Ermittlung der minimal erforderlichen, werkstückspezifischen Gesenkschließkraft vorgestellt. Auch diese Gesenkschließkraft wird bei dem entwickelten Werkzeugsystem durch Gasdruckfedern bereitgestellt, so dass ebenfalls eine Dimensionierung dieser Gasdruckfedern erfolgen kann.

Im Vorfeld der Versuchsdurchführungen zur Analyse des entwickelten Umform-/Lochprozesses wurde aufgrund der extrem flach ausgeprägten Grundgeometrie des Schraubenschlüssels zunächst die Eignung für einen gratlosen Präzisionsschmiedeprozess untersucht. Es wurden jedoch keine Einschränkungen hinsichtlich der schmiedbaren Geometrien ermittelt. Somit wurde durch die Arbeiten nicht nur eine Möglichkeit zur Erweiterung der präzisionsschmiedbaren Bauteilflächen aufgezeigt, sondern zugleich die Kenntnis über das gratlos präzisionsschmiedbare Bauteilspektrum erweitert.

12 Literaturverzeichnis

- [1] Adlof, W.W.: Substitution mit Schmiedestücken. In: Fortschritt mit Schmiedestücken '98. Tagungsband zur Tagung am 16.17.1998 in Veitshöchheim, VDI Berichte 1382, VDI Verlag, Düsseldorf 1998, S. 161/181.
- [2] Hirschvogel, M.: Die Schmiedeindustrie als Partner der Fahrzeugindustrie. Schmiede-Journal, September (1999), S. 6/7.
- [3] Rudau, E.: Deutsche Gesenkschmiedeindustrie gerüstet für die Zukunft. Schmiede-Journal, September (2000), S. 32/33.
- [4] Bennecker, H.: Deutsche Schmieden stellen sich dem globalen Wettbewerb. Schmiede-Journal, März (1998), S. 40.
- [5] Bennecker, H.: Deutsche Gesenkschmiedeindustrie: Geschäftserwartungen für das Jahr 2001 weiterhin zuversichtlich. Schmiede-Journal, März (2001), S. 36.
- [6] Herlan, Th.: Wettbewerbsfaktor Produktionstechnologie. Innovationspotenzial Pleuelherstellung. In: Die Produktion von morgen heute gestalten. Vortrag im Rahmen der Vortragsveranstaltung und Projektvorstellung im IPH-Institut für Integrierte Produktion Hannover gGmbH am 10.03.2000.
- [7] Vieregge, K.: Die deutsche Schmiedeindustrie im Wettbewerb. VDI Berichte Nr. 1382 (1998), S. 1/11.
- [8] Westerkamp, Ch.; Weißmann, G.: Präzisionsumformung—eine Schlüsseltechnologie für die Antriebstechnik. VDI-Z, 139 (1997) Nr. 9, S. 72/74.
- [9] Rudau, E.: Deutsche Gesenkschmiedeindustrie—Wirtschaftliche Entwicklung und strukturelle Veränderungen. Ausblick auf die kommenden Jahre. Vortrag im Rahmen der Mitgliederversammlung des Industrieverbandes Deutscher Schmieden e.V. (IDS) am 26.05.2000.
- [10] Beitz, W.; Küttner, K.-H.: Dubbel. Taschenbuch für den Maschinenbau. 17. Auflage, Springer Verlag, Berlin u.a. 1990.
- [11] Weißmann, G.: Präzisionsgeschmiedete Fahrzeugtriebeteile. VDI Berichte Nr. 878 (1991), S. 403/424.

- [12] Lange, K.; Meyer-Nolkemper, H.: Gesenkschmieden. 2. Auflage, Springer Verlag, Berlin u.a. 1977.
- [13] Lange, K.: Umformtechnik Band 2. Massivumformung. 2. Auflage, Springer Verlag, Berlin u.a. 1988.
- [14] Shipley, R.J.: Precision Forging. In: ASM Handbook Volume 14. Forming and Forging. 9. Auflage, Merican Society for Metals, Metals Park, Ohio 1988, S. 158/175.
- [15] Doege, E.; Thalemann, J.; Weber, F.: Hot Forging of Precision Parts. Journal of Materials Processing Technology, Band 35 (1989), S. 481/569.
- [16] Yoshimura, H.; Tanaka, K.; Wang, Ch.: Precision Forging of Aluminium and Steel. Especially in Enclosed Die Forging. In: Neuere Entwicklungen in der Massivumformung. Hrsg.: Siegert, K. Tagungsband zum Symposium vom 19.–20.05.1999 in Stuttgart, MAT-INFO Werkstoff-Informationsgesellschaft mbH, Frankfurt 1999, S. 339/358.
- [17] Herlan, Th.: Schnelle Anlagen verdoppeln die Leistungsfähigkeit beim Präzisionsschmieden. Umformtechnik, 1/2001, S. 22/23.
- [18] Kudo, H.: Towards Net Shape Forming. Journal of Materials Processing Technology, Band 22 (1990), S. 307/342.
- [19] Matsushita, T.: Improvement for Closed-Tolerance Forging and Extrusion in Japan. Journal of Materials Processing Technology, Band 22 (1990) 3, S. 223/238.
- [20] Dean, T.A., Shergold, M.D.: University/Industry Collaboration Leads to Precision Forge. Metallurgia, Rehill 57 (1990) 8, S. 322/324.
- [21] Doege, E.; Brüggemann, K.: Neue und verbesserte Verfahren des Warmumformens. Forschungsgemeinschaft Qualitätssicherung e.V. (FQS), FQS-DGQ Band 96-05, S. 300/302.
- [22] N.N.: Weiterentwicklung beim Präzisionsschmieden. Schmiede-Journal, März (1996), S. 25.
- [23] Westerkamp, Ch.: Präzisionsschmieden verzahnter Antriebs Elemente am Beispiel schrägverzahnter Zahnräder. Dissertation, Universität Hannover, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 2, Nr. 427, VDI Verlag, Düsseldorf 1997.

- [24] Doege, E. u.a.: Innovative Entwicklungen in der Umformtechnik. Maschinen- und Verfahrensvarianten zur Sicherung hoher Genauigkeit in verkürzten Prozessen. In: Umformtechnik an der Schwelle zum nächsten Jahrtausend. Hrsg.: Doege, E. Tagungsband zum 16. Umformtechnischen Kolloquium Hannover vom 25.–26.02.1999, Hannoversches Forschungsinstitut für Fertigungsfragen e.V. (HFF), HFF Bericht Nr. 14, Hannover 1999, S. 61/97.
- [25] Gutmann, P.: Precision Formed Powertrain Components. In: Proceedings of the 4th International Precision Forging Conference, 12.–14.10.1998 in Columbus, Ohio.
- [26] Fritch, R.: Forging Produces Net Shape Gears. Power Transmission Design, 3 (1990), S. 15/16.
- [27] 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 in Columbus, Ohio.
- [28] Wittig, A.: Neue mechanische Spindelpresse von Müller Weingarten. Schmiede-Journal, März (2000), S. 19.
- [29] Elsinghorst, D.: Neues Maschinenkonzept. Präzisions-Schmiedehammer. In: Neuere Entwicklungen in der Massivumformung. Hrsg.: Siegert, K. Tagungsband zum Symposium vom 03.–04.06.1997 in Stuttgart, DGM-Informationsgesellschaft mbH-Verlag, Frankfurt 1997, S. 341/349.
- [30] Bohnsack, R.; Broß, G.: Vollautomatische Schmiedeanlage zur Verfahrenserprobung. Schmiede-Journal, September (1998), S. 30/31.
- [31] N.N.: Der Schlussstein in der Schmiedelinie. Lösungen–Made in Italy. Euroblech Sonderheft, Oktober (1998), S. 76/78.
- [32] Adams, B.: Verfahren und Fertigungssystem zum Präzisionsschmieden von Zylinderrädern. Dissertation, Universität Hannover, o.V., Hannover 1990.
- [33] Doege, E.; Thalemann, J.; Westerkamp, Ch.: Präzisionsschmieden von Zahnrädern. Wt-Produktion und Management, 85 (1995), S. 85/89.
- [34] Tönshoff, H. K.; Wobker, H.-G.; Brandt, D.: Hartfeinbearbeitung aus Sicht der Forschung. In: Neuentwicklungen in der Zerspantechnik. Hrsg.: VDI Verlag, Düsseldorf, Tagungsband zum CIRP-VDI-Seminar vom 22.–24.09.1993 in Düsseldorf, VDI Berichte 988, S. 189/210.

- [35] Wobker, H.-G.; Brunner, G.: Umformende Fertigungsverfahren für Zahnräder. Technica, 20/95, S. 17/23.
- [36] Wiesner, J.: Werkzeugsystem zum Präzisionsschmieden hinterschnittener Gleichlaufgelenke. Dissertation, Universität Hannover, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 2, Nr. 397, VDI Verlag, Düsseldorf 1996.
- [37] Broß, G.: Entwicklung eines Verfahrens zum Präzisionsschmieden von Pkw-Pleueln. Dissertation, Universität Hannover, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 2, Nr. 508, VDI Verlag, Düsseldorf 1998.
- [38] Gallade, U.; Fleischer, H.: Verfahrenstechnische und wirtschaftliche Aspekte beim Gratlos- und Präzisionsschmieden. In: Neuere Forschungsergebnisse auf der Schwelle zur industriellen Nutzung. Hrsg.: Doege, E. Tagungsband zum 14. Umformtechnischen Kolloquium Hannover vom 17.–18.03.1993, Hannoversches Forschungsinstitut für Fertigungsfragen e.V. (HFF), HFF Bericht Nr. 12, Hannover 1993, S. 8/1–8/21.
- [39] Broß, G.; Heidemann, Th.: Anwendungsbeispiel für qualitätssichernde Maßnahmen an einem Präzisionsschmiedeprozess. Neue und verbesserte Verfahren des Warmumformens. Forschungsgemeinschaft Qualitätssicherung e.V. (FQS), FQS-DGQ Band 96-05, S. 274/299.
- [40] Douglas, J.R.; Kuhlmann, D.: Guidelines for Precision Hot Forging with Applications. Proceedings of the 4th International Precision Forging Conference, 12.–14.10.1998 in Columbus, Ohio.
- [41] Karpuschewski, B.; Falkenberg, Y.: Verkürzung technologischer Prozessketten. Technica, 13/14/96, S. 27/33.
- [42] Thalemann, J.: Ohne Span. Mit dem Präzisionsschmieden lassen sich endkonturnahe Bauteile herstellen. Maschinenmarkt, 100 (1994), S. 20/22.
- [43] König, W.; Lennartz, J.: Fertigungsfolge Fließpressen-Zerspanen. VDI-Z, 135 (1993) 3, S. 73/78.
- [44] Schmidek, B.: Abgraten von Schmiedestücken aus Stahl und Eigenschaften der Gratnaht. Dissertation, Universität Hannover, o.V., Hannover 1981.
- [45] Lobanov, V.K.; Nakutnyj, I.E.: Achsensymmetrisches Aufweiten ringförmiger Schmiedestücke mit einem konischen Werkzeug. Übersetzung aus: Kuz.-stamp. proizvod. 12 (1975), S. 15/30.

- [46] Lobanov, V.K.: Gesenkschmieden mit nachfolgendem Verengen von Hohlkörpern mit veränderlicher Wanddicke. Übersetzung aus: Kuz.-stamp. proizvod. 20 (1978) 4, S. 12/14.
- [47] Dobrynin, V.E.: Herstellen von genauen Schmiedestücken durch Gesenkschmieden mit nachfolgendem Einziehen. Übersetzung aus: Kuz.-stamp. proizvod. 10 (1972), S. 5/15.
- [48] Lange, K.: Gesenkschmieden von Stahl. Springer Verlag, Berlin u.a. 1958.
- [49] Broder, G.: Umformen von nichtrostenden Stählen zu Instrumenten, Bestecken und Werkzeugen. Stahl und Eisen, 97 (1977) 11, S. 544/550.
- [50] Hartke B.; Adams, B.: Warmlochen von Gesenkschmiedestücken. Industrie-Anzeiger, 9 (1987), S. 23/29, 20 (1987), S. 31/37, 38 (1987), S. 26/31.
- [51] Dean, T.A.: Concepts & Practice in Precision Forging. Proceedings of the International Cold Forging Conference, 1985 in Birmingham, UK, S. 15/23.
- [52] Tuncer, C.; Dean, T.A.: Precision Forging Hollow Parts in Novel Dies. Journal of Mechanical Working Technology, 16 (1988), S. 39/50.
- [53] Dean, T.A.: Precision Forging Practice. Sheet Metal Industries, April (1988), S. 182/184.
- [54] Eyercioglu, Ö.; Dean, T.A.: Design and Manufacture of Precision Gear Forging Dies. Proceedings of the International Conference and Exhibition on Design and Production of Dies and Molds, 1997 in Istanbul, Türkei, S. 311/316.
- [55] Doege, E.; Adams, B.: Verfahren und Vorrichtung zum Schmieden von Zahnrädern. Patentschrift DE 3743231, 19.12.1987.
- [56] Doege, E.; Adams, B.: Verfahren und Vorrichtung zum Schmieden von schrägverzahnten Zahnrädern. Patentschrift DE 3915969 C2, 09.07.1992.
- [57] Polley, W.; Knoch, U.: Endkonturnahe Herstellung von Ventiltellerfedern durch Präzisionsschmieden. Umformtechnik, 3/1995, S. 178/183.
- [58] Murakawa, M.: Burr-Free Shearing. Advanced Technology of Plasticity, 2 (1984), S. 805/814.
- [59] Koga, N.; Murakawa, M.: Applications of Viscoplasticity to Experimental Analysis of Shearing Phenomena. Advanced Technology of Plasticity (1996), S. 571/574.
- [60] Popat, P.B.: Finite Element Analysis of Blanking Process. Journal of Mechanical Working Technology, 18 (1989), S. 269/282.

- [61] Choy, C.M.; Balendra, R.: Simulation of the Effect of Tool Geometry Changes on Blanking Operations. In: Proceedings of the 9th International Conference for Computer Aided (ICFC), Solihul, UK (1995), S. 217/222.
- [62] Jeong, S.H.; Kang, J.J., Oh, S.I.: A Study on Shearing Mechanism by FEM. In: Proceedings of the 5th International Conference on Technology of Plasticity (ICTP), Vol. 2 (1996), S. 631/634.
- [63] Brokken, D.; Brekelsmann, W.A.M.; Baaijens, F.P.T.: Numerical Analysis of the Metal Blanking Process. Advanced Technology of Plasticity (1996), S. 665/668.
- [64] Ceretti, E.; Taupin, E.; Altan, T.: Simulation of Metal Flow and Fracture Applications in Orthogonal Cutting Blanking and Cold Extrusion. Ann. CIRP, 46 (1997), S. 187/190.
- [65] Clift, S.E. et.al.: Fracture Prediction in Plastic Deformation Process. International Journal of Mechanical Sciences, 32 (1990), S. 1/17.
- [66] Kim, H.; Yamanaka, M.; Altan, T.: Prediction and Elimination of Ductile Fracture in Cold Forgings Using FEM Simulations. Trans. NAMRI/SME, 23 (1995), S. 63/69.
- [67] Wifi, A.S.; El-Abbasi, N.; Abdel-Hamid, A.: A Study of Workability Criteria in Bulk Forming Processes. Hrsg.: Gosh, S.K., Predeleanu, M., Mat. Proc. Defects (1995), S. 333/357.
- [68] Joun, M.S.; Moon, H.K.; Shivpuri, R.: Automatic Simulation of a Sequence of Hot-Former Forging Processes by a Rigid-Thermoviscoplastic Finite Element Method. ASME Trans. Journal of Engineering Materials and Technology, 120 (1998), S. 291/296.
- [69] Lee, S.W.; Joun, M.S.: Rigid-Viscoplastic Finite Element Analysis of the Piercing Process in the Automatic Simulation of Multi-Stage Forging Processes. Journal of Materials Processing Technology, 104 (2000), S. 207/214.
- [70] Kopp, R.; Wiegels, H.: Einführung in die Umformtechnik. Verlag der Augustinus Buchhandlung, Aachen 1998.
- [71] Tschätsch, H.: Praxiswissen Umformtechnik. Arbeitsverfahren, Maschinen, Werkzeuge. 5. Auflage, Friedr. Vieweg & Sohn Verlagsgesellschaft mbH, Braunschweig 1997

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name André Fluß
Geburtsdatum und -ort 01.03.1969 in Oelde

Schulbildung

1975 – 1979 von Ketteler-Grundschule, Oelde
1979 – 1988 Thomas-Morus-Gymnasium, Oelde
06/1988 Abitur

Wehrdienst

07/1988 – 09/1989 Grundwehrdienst
Instandsetzungsausbildungskompanie Lüneburg und Münster

Studium

10/1990 – 05/1996 Studium des Maschinenbaus an der Universität Hannover,
Vertiefungsrichtung Produktionstechnik
05/1996 Diplom

Berufstätigkeit

11/1989 – 07/1990 Praktika in verschiedenen Industrieunternehmen
02/1994 – 03/1994
07/1996 – 06/1997 Wissenschaftlicher Mitarbeiter in der Abteilung Schmieden am
Institut für Umformtechnik und Umformmaschinen der Universität
Hannover
06/1997 – 12/2001 Wissenschaftlicher Mitarbeiter in der Abteilung Prozesstechnik
am *IPH* - Institut für Integrierte Produktion Hannover gGmbH
Seit 03/2002 Beschäftigt bei der Galladé Umformtechnik GmbH & Co. KG,
Witten