

Ansätze zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung bei Kaltmassivumformprozessen

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

Dipl.-Ing. Jens Baumgarten
geboren am 23. Mai 1973
in Hildesheim

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

Korreferent: Prof. Dr.-Ing. habil. B. Heimann

Tag der Promotion: 08. August 2003

Inhaltsverzeichnis

Symbolverzeichnis	IV
Kurzfassung	IX
Abstract	X
1 Einleitung und Zielsetzung	1
2 Stand der Forschung	5
2.1 Massivumformverfahren der Zahnradherstellung	5
2.1.1 Kalt- und Halbwarmfließpressen.....	5
2.1.2 Präzisionsschmieden.....	6
2.1.3 Pulverschmieden	7
2.1.4 Inkrementelle Verfahren	7
2.1.5 Verfahrensfolgen und Verfahrenskombinationen.....	8
2.2 Einflüsse auf die Maßhaltigkeit massivumgeformter Bauteile	9
2.2.1 Formfüllungsverhalten	9
2.2.2 Sekundäres Fließen des Werkstückwerkstoffes	10
2.2.3 Werkstückrückfederung	10
2.2.4 Werkstückschrumpfung	11
2.2.5 Werkzeugverschleiß und plastische Werkzeugdeformation	11
2.2.6 Elastische Werkzeugdeformation	12
2.2.7 Thermische Werkzeugdehnung	12
2.2.8 Umformmaschine	13
2.3 Existierende Ansätze zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung.....	13
2.3.1 Passive Ansätze	14
2.3.2 Aktive Ansätze.....	19
3 Theoretische Untersuchungen zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung	22
3.1 Optimierung des Ansatzes der Werkzeugkorrektur	22
3.1.1 Funktionsweise des optimierten Verfahrens.....	22
3.1.2 Modellierung des Beispielprozesses	24
3.1.3 Entwicklung eines teilautomatisierten Verfahrens zur Abweichungsermittlung und Werkzeugkorrektur auf Basis von Simulationsergebnissen	25
3.1.4 Deformationsverhalten des Werkstücks und der korrigierten konventionellen Matrize im Beispielprozess	31

3.1.5	Im Beispielprozess theoretisch erreichbare Verzahnungsgenauigkeiten	34
3.1.6	Prozessgrößen im Beispielprozess	35
3.1.7	Auslegung der formgebenden Werkzeugteile für den Beispielprozess.....	36
3.2	Umsetzung des Ansatzes des aktiven Dehnungsausgleichs	36
3.2.1	Vorgehensweise bei der Umsetzung	36
3.2.2	Auswahl eines geeigneten Elastomerwerkstoffs.....	39
3.2.3	Modellierung des Beispielprozesses	42
3.2.4	Auslegung der Elastomerkammergeometrie.....	43
3.2.5	Ermittlung der optimalen Verfahrenswege der Werkzeugaktivelemente und der optimalen Werkzeugkorrektur	45
3.2.6	Deformationsverhalten des Werkstücks und der Matrize mit aktivem Dehnungsausgleich im Beispielprozess	49
3.2.7	Im Beispielprozess theoretisch erreichbare Verzahnungsgenauigkeiten	50
3.2.8	Prozessgrößen im Beispielprozess	51
3.2.9	Auslegung der formgebenden Werkzeugteile für den Beispielprozess.....	52
4	Aufbau der Versuchseinrichtungen für die experimentellen Untersuchungen zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung.....	53
4.1	Auslegung des Präzisionsschmiedeprozesses zur Herstellung des zu kaltkalibrierenden Planetenrads	53
4.1.1	Verwendete Werkzeugtechnologie.....	53
4.1.2	Simulationsgestützte Prozessauslegung.....	54
4.1.3	Prozessgrößen	55
4.1.4	Auslegung der formgebenden Werkzeugteile.....	56
4.2	Konstruktion des Werkzeugsystems zum Kaltkalibrieren von Zahnrädern.....	56
4.2.1	Anforderungen an das Werkzeugsystem	56
4.2.2	Funktionsweise des Gesamtwerkzeugsystems.....	58
4.2.3	Anordnung und Funktionsweise der formgebenden Werkzeugteile.....	59
4.2.4	Mechanismus zur Erzeugung des Gegendrucks zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung	60
4.2.5	Ausstoßmechanismus.....	61
4.2.6	Abstreifmechanismus	61
5	Experimentelle Untersuchungen zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung.....	63
5.1	Präzisionsschmieden der zu kaltkalibrierenden Planetenräder	63
5.1.1	Verwendete Umformmaschine.....	63
5.1.2	Versuchswerkstoff.....	63
5.1.3	Werkzeugfertigung.....	64

5.1.4 Versuchsdurchführung.....	64
5.1.5 Gemessene Prozessgrößen	64
5.1.6 Erreichte Bauteilqualität.....	65
5.2 Kaltkalibrierversuche.....	66
5.2.1 Verwendete Umformmaschine	66
5.2.2 Werkzeugfertigung.....	66
5.2.3 Versuchsdurchführung.....	67
5.2.4 Gemessene Prozessgrößen	68
5.2.5 Erreichte Bauteilqualität.....	69
6 Zusammenfassung und Ausblick.....	72
Tabellen.....	75
Abbildungen	81
Literatur.....	129

Symbolverzeichnis

Lateinische Buchstaben

Symbol	Einheit	Bedeutung
a	mm	Abstand
b	kg s ^{-5/2} /K	Wärmeeindringkoeffizient
c_p	Mm ² s ² /K	spezifische Wärmekapazität des Werkstückwerkstoffs
$d(P_{k,l}, S_{i,j})$	mm	Abstand der Knoten $S_{i,j}$ und $P_{k,l}$
$d(S_{i,j}, S'_{i,j})$	mm	Abstand des Sollknotens $S_{i,j}$ von seiner Projektion $S'_{i,j}$
$d(S_{i_k,j}, S'_{i_k,j})$	mm	Abstand des Sollknotens $S_{i_k,j}$ von seiner Projektion $S'_{i_k,j}$
$d(S_{i_m,j}, S'_{i_m,j})$	mm	Abstand des Sollknotens $S_{i_m,j}$ von seiner Projektion $S'_{i_m,j}$
$d(S_{i_f,j}, S'_{i_f,j})$	mm	Abstand des Sollknotens $S_{i_f,j}$ von seiner Projektion $S'_{i_f,j}$
$d_z(S_{i,j}, S'_{i,j})$	mm	Profilabweichungen in z-Richtung
$d_{z,mittel}(i)$	mm	über die Verzahnungsbreite gemittelte Profilabweichung des Fertigteils in z-Richtung
$d_{z,Korrektur}(i)$	mm	Verschiebungsfeld zur Korrektur der formgebenden Oberflächen der Matrize
$f_{f\alpha}$	μm	Profil-Formabweichung
$f_{f\beta}$	μm	Flankenlinien-Formabweichung
$f_{H\alpha}$	μm	Profil-Winkelabweichung
$f_{H\beta}$	μm	Flankenlinien-Winkelabweichung
f_p	μm	Teilungs-Einzelabweichung
f_{pe}	μm	Eingriffsteilungs-Abweichung
f_u	μm	Teilungssprung

$F_{f\alpha}$	μm	Profil-Gesamtabweichung
$F_{f\beta}$	μm	Flankenlinien-Gesamtabweichung
F_p	μm	Teilungs-Gesamtabweichung
F_{pk}	μm	Teilungs-Spannenabweichung
$F_{pz} / 8$	μm	Teilungs-Spannenabweichung über 1/8 Umfang
F_r	μm	Rundlaufabweichung
F_{Gest}	kN	Gestellkraft
F_{Kompr}	kN	Kompressionskraft
F_N	kN	Nennkraft
F_{Schl}	kN	Schließkraft
F_{St}	N	Stößelkraft
F_{Umf}	kN	Umformkraft
$F_{Umf, gemessen}$	kN	gemessene Umformkraft
$F_{Umf, simuliert}$	kN	simulationsgestützt ermittelte Umformkraft
$F_{Umf, max}$	kN	maximale Umformkraft
F_{Unt}	kN	Unterstempelkraft
$F_{y, max}$	kN	maximale Kraft in y-Richtung
\vec{h}	mm	Ortsvektor des Hilfspunktes H
h_{Kompr}	mm	Kompressionsweg
$h_{Komp, korr}$	mm	korrigierter Kompressionsweg
h_{KS}	mm	Verfahrweg des Kompressionsstempels
h_{OS}	mm	Verfahrweg des Oberstempels
h_{Umf}	mm	Umformweg
$h_{Umf, korr}$	mm	korrigierter Umformweg
H	-	Hilfspunkt
i	-	Zählvariable
i_k	-	Gemeinsame Knotennummer der Sollknoten auf der Flankenlinie K

i_m	-	Gemeinsame Knotennummer der Sollknoten auf der Flankenlinie M
i_f	-	Gemeinsame Knotennummer der Sollknoten auf der Flankenlinie F
j	-	Zählvariable
k	-	Zählvariable
K	N/mm ²	Kompressionsmodul
l	-	Zählvariable
m	-	Anzahl der auszuwertenden Stirnschnitte
n	-	Anzahl der Sollknoten in einem Stirnschnitt
$n_{Adapter}$	-	Anzahl der Adapterringe
o	-	Gerade
p	-	Gerade
$p_{elastomer}$	N/mm ²	Druck im Elastomer
p_{hydr}	N/mm ²	hydrostatischer Druck
$\vec{p}_{k,l}$	mm	Ortsvektor des Knotens $P_{k,l}$
$\vec{p}_{k-1,l}$	mm	Ortsvektor des Knotens $P_{k-1,l}$
$\vec{p}_{k+1,l}$	mm	Ortsvektor des Knotens $P_{k+1,l}$
$P_{k,l}$	-	Istknoten
$P_{k-1,l}$	-	Knoten
$P_{k+1,l}$	-	Knoten
q	-	Anzahl der Elementknoten in z-Richtung auf der Zahnflanke des Simulationsmodells
R_a	µm	arithmetischer Mittenrauwert
R_p	µm	Teilungsschwankung
R_s	µm	Zahndickenschwankung
s	-	Gerade
$s_{Adapter}$	mm	Dicke eines Adapterrings
$s_{Adapter,korr}$	mm	korrigierte Dicke eines Adapterrings
$\vec{s}_{i,j}$	mm	Ortsvektor des Knotens $S_{i,j}$
$\vec{s}'_{i,j}$	mm	Ortsvektor des Knotens $S'_{i,j}$

$\vec{s}_{k-1,l}$	mm	Ortsvektor des Knotens $S_{k-1,l}$
$\vec{s}_{k+1,l}$	mm	Ortsvektor des Knotens $S_{k+1,l}$
$S_{i,j}$	-	Sollknoten
$S'_{i,j}$	-	Projektion des Sollknotens $S_{i,j}$
$S_{i_k,j}$	-	Sollknoten
$S'_{i_k,j}$	-	Projektion des Sollknotens $S_{i_k,j}$
$S_{i_m,j}$	-	Sollknoten
$S'_{i_m,j}$	-	Projektion des Sollknotens $S_{i_m,j}$
$S_{i_f,j}$	-	Sollknoten
$S'_{i_f,j}$	-	Projektion des Sollknotens $S_{i_f,j}$
$S_{k-1,l}$	-	Knoten
$S_{k+1,l}$	-	Knoten
t_h	-	Richtungsvariable des Hilfspunkts H
u	-	Richtungsvariable
$u_{y,max,KS}$	mm	Auffederung des Kompressionsstempels
$u_{y,max,OS}$	mm	Auffederung des Oberstempels
$u_{\vec{x},Verzerrung}(i)$	mm	Verschiebungsfeld
v	-	Richtungsvariable
v_{St}	mm/s	Stößelgeschwindigkeit
$\frac{\Delta V}{V}$	1	auf das Ausgangsvolumen bezogene Volumenänderung
w	-	Richtungsvariable
\vec{x}	mm	Vektor

Griechische Buchstaben

Symbol	Einheit	Bedeutung
α	kg s ³ /K	Wärmeübergangswert
ε	-	Emissionsgrad der Werkstückoberfläche
λ	kg mm s ³ /K	Wärmeleitfähigkeit des Werkstückwerkstoffes
ρ	kg/mm ³	Dichte des Werkstückwerkstoffes

Abkürzungen

Abkürzung	Bedeutung
BEM	Boundary-Element-Methode
FEM	Finite-Element-Methode
IFUM	Institut für Umformtechnik und Umformmaschinen der Universität Hannover
OT	oberer Totpunkt
UT	unterer Totpunkt

Kurzzusammenfassung

Zur Überwindung der bis heute z. T. ungelösten Probleme der elastischen Matrizenaufweitung und ihrer negativen Effekte bei Kaltmassivumformprozessen wurde im Rahmen dieser Arbeit durch die Optimierung eines existierenden sowie die Formulierung und die Umsetzung eines neuen Ansatzes zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung beigetragen. Die dazu notwendigen theoretischen und experimentellen Untersuchungen erfolgten am Beispiel der Kaltkalibrierstufe einer zweistufigen Verfahrensfolge zur umformenden Herstellung eines Planetenrads.

Die im Rahmen des ersten Schwerpunkts dieser Arbeit durchgeführte Optimierung des Ansatzes der Werkzeugkorrektur stellt eine Weiterentwicklung der existierenden Ansätze durch die zusätzliche Berücksichtigung bisher vernachlässigter Einflussfaktoren auf die Maßhaltigkeit massivumgeformter Bauteile im Falle dreidimensionaler Problemstellungen dar.

Den zweiten Schwerpunkt dieser Arbeit bildet die Formulierung und Umsetzung eines neuartigen werkzeugtechnischen Ansatzes zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung, des Ansatzes des aktiven Dehnungsausgleichs. Diesem Ansatz liegt die Idee zu Grunde, den während der Umformung in der Matrize entstehenden Innendruck durch einen in die Matrize eingebrachten Elastomerring, der einen Gegendruck erzeugt, zu kompensieren.

Zur Ergänzung und Verifikation der theoretischen Untersuchungen zu den beiden Ansätzen zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung wurden die Ansätze für den betrachteten Beispielprozess im Versuch erprobt. Dazu war zunächst der Aufbau der notwendigen Versuchseinrichtungen erforderlich. Es wurde ein vorhandenes Werkzeugsystem zum Präzisionsschmieden von Zahnrädern für die Herstellung der später zu kaltkalibrierenden Planetenräder modifiziert. Darüber hinaus wurde ein Werkzeugsystem zum Kaltkalibrieren von Zahnrädern konstruiert und aufgebaut. Der Aufbau des Werkzeugsystems ist modular, so dass es im Wechsel einen Satz Umformwerkzeuge mit korrigierter konventioneller Matrize und einen mit aktivem Dehnungsausgleich aufnehmen kann. Die Auslegung der formgebenden Werkzeugelemente erfolgte auf Basis der Ergebnisse der theoretischen Untersuchungen.

Die unter Umsetzung des Ansatzes des aktiven Dehnungsausgleichs experimentell hergestellten Zahnräder wiesen im Mittel um 40% niedrigere Profilabweichungen und um 30% niedrigere Flankenlinienabweichungen auf als die mit korrigierter konventioneller Matrize hergestellten Zahnräder, was auf eine erfolgreiche Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung zurückzuführen ist. Darüber hinaus wurde durch das Konzept des aktiven Dehnungsausgleichs eine im Vergleich zum Prozess mit korrigierter konventioneller Matrize drastische Verminderung der notwendigen Ausstoßkraft erzielt.

Schlagworte: Kaltkalibrierprozess, Planetenrad, elastische Matrizenaufweitung

Abstract

Today's markets require industrial forgers to manufacture complex near net shape or net shape parts at minimum unit costs. One way of meeting this challenge is to combine a cold or hot forming process with a subsequent cold sizing process in order to achieve the desired tolerances. In this context, a closed-die cold sizing process of a straight-toothed planetary gear has been investigated in terms of the occurring elastic die deflection which is a threat to accuracy in this and any other cold forming process. Two strategies have been employed to minimize the elastic die deflection. The first strategy consists in a correction of the die cavity's tooth profile based on the finished part's deviation from its theoretical shape determined through Finite-Element-Analysis (FEA). The key idea underlying the second strategy is an innovative tooling concept which compensates the elastic die deflection by means of a counter pressure generated by an elastomer ring embedded in the lower die.

In the course of this study, two cold sizing processes are designed and investigated by means of FEA: one involving a conventional die with tooth profile correction and one incorporating the concept of active deflection compensation.

To facilitate an experimental comparison of the two strategies to compensate elastic die deflection examined numerically, a tooling system for the cold sizing of straight-toothed gears has been designed and built up. The tooling system permits the cold sizing of gears employing both strategies. The interchangeable form-giving tool elements, e. g. the necessary dies, are designed and built in accordance with the results of the numerical investigations.

Sizing the experimentally manufactured planetary gear with a conventional die requires a total pressing force of 1800 kN. This force is composed of the forming force and the force necessary to keep the die closed during sizing. The total pressing force in the case of the sizing process featuring active deflection compensation rises up to 5300 kN for it also contains the force necessary to compress the elastomer ring to compensate the elastic die deflection.

The investigations subject to this thesis have proved the tooling concept of active deflection compensation to be a practical strategy to compensate elastic die deflection and its negative effects in cold sizing operations. The average profile deviations of experimentally manufactured gears could be reduced by 40% whereas the average helix deviations could be reduced by 30% employing the concept of active deflection compensation. Furthermore, the necessary ejector force could be lowered substantially.

Keywords: cold sizing process, planetary gear, elastic die deflection

1 Einleitung und Zielsetzung

Zahnräder zählen zu den wichtigsten Konstruktionselementen im Maschinen- und Fahrzeugbau [78]. Bedingt durch die fortschreitende Globalisierung sieht sich die überwiegende Anzahl der westeuropäischen Hersteller dieses Konstruktionselements einer wachsenden Konkurrenz aus den Niedriglohnländern Osteuropas und des Fernen Ostens gegenüber. Um in dieser Wettbewerbssituation zu bestehen, sind sie zu einer permanenten Suche nach Wegen gezwungen, die Herstellungskosten ihrer Produkte bei gleichzeitig gesteigerter Produktqualität zu senken. Ein derzeit untersuchter Lösungsansatz ist die teilweise Substitution der spanenden Verfahren der Zahnradherstellung durch wirtschaftlichere Massivumformverfahren zur Herstellung von Zahnrädern mit endkonturnahen oder bereits einbaufertigen Laufverzahnungen. Massivumformverfahren bieten sich vor allem aufgrund ihrer hohen Produktivität, ihrer Prozesssicherheit, der guten Materialausnutzung und der günstigen Automatisierbarkeit für die industrielle Massenfertigung von Zahnrädern an [6]. Darüber hinaus weisen massivumgeformte Zahnräder technologische Vorteile wie einen beanspruchungsgerechten Faserverlauf und eine dadurch erhöhte dynamische Belastbarkeit gegenüber ihren gespanntem Gegenstücken auf [25, 27].

Bedingt durch die häufig anspruchsvollen Anwendungen, beispielsweise in Automobilgetrieben, müssen Zahnräder besonders strengen Anforderungen hinsichtlich ihrer Maßhaltigkeit genügen. Einen bedeutenden Einflussfaktor auf die Maßhaltigkeit umformend hergestellter Zahnräder stellen insbesondere bei der Kaltmassivumformung prozessbedingte elastische Werkzeugdeformationen dar. Die elastische Aufweitung einer konventionellen Matrize, d. h. einer Matrize ohne Vorkehrungen zum Ausgleich prozessbedingter elastischer Deformationen (Abbildung 1a), verursacht eine Transformation der Geometrie ihrer formgebenden Werkzeugoberflächen. Die ursprüngliche Sollgeometrie der formgebenden Werkzeugoberflächen wird in eine von der Kontaktdruckverteilung auf der Gravuroberfläche abhängige Geometrie transformiert. Aus diesem Grund sind massivumgeformte Bauteile nicht Abbildungen der Sollgeometrie der formgebenden Werkzeugoberflächen, sondern von prozessbedingt verzerrten formgebenden Werkzeugoberflächen (Abbildung 1b) [58, 60, 61]. Die daraus resultierenden Maßabweichungen werden vorrangig bei Verfahren der Kaltmassivumformung zum Problem, da die dort auftretenden Pressdrücke und damit die Kontaktdrücke auf die formgebenden Werkzeugoberflächen höher als bei der Halbwarm- und Warmumformung sind [53]. Im Falle der Herstellung gerad- und schrägverzahnter Stirnräder durch Kaltfließpressen begrenzt die elastische Matrizenaufweitung die erreichbaren Verzahnungsgenauigkeiten bislang so nachhaltig, dass die industrielle Durchsetzung dieses Verfahrens behindert wird [73].

Ein weiterer Nachteil konventioneller Matrizen liegt darin, dass das Bauteil beim Öffnen der Werkzeuge, bedingt durch die rückfedernde elastische Matrizenaufweitung, in der Matrize verspannt wird (Abbildung 1c). Die Rückfederung der Matrize hat hohe Kontaktdrücke und damit starke Reibkräfte zwischen Matrize und Werkstück zur Folge, die während des Ausstoßprozesses

überwunden werden müssen. Dies macht hohe Ausstoßkräfte erforderlich, die bei verzahnten Bauteilen bis zu 25% des Betrags der zuvor aufgewendeten Umformkraft erreichen können [22, 48, 49]. Verbunden mit den hohen Reibkräften können die beim Ausstoßen auftretenden hohen Relativverschiebungen zu einer Oberflächenschädigung der Werkstücke und Werkzeuge führen.

Bis heute stellen damit die elastische Matrizenaufweitung und ihre negativen Effekte z. T. ungelöste Probleme bei Kaltmassivumformprozessen dar. Das Ziel der vorliegenden Arbeit besteht darin, zur Überwindung dieser Probleme beizutragen. Dazu soll im ersten Schwerpunkt dieser Arbeit ein bereits existierender Ansatz zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung, der Ansatz der Werkzeugkorrektur, optimiert werden. Den zweiten Schwerpunkt dieser Arbeit bilden die Formulierung und die Umsetzung des neuartigen Ansatzes des aktiven Dehnungsausgleichs (Abbildung 2). Darüber hinaus sollen die Ergebnisse der im Rahmen dieser Arbeit durchzuführenden Untersuchungen zu einem vertieften Verständnis der Entstehung von Maßabweichungen in Kaltmassivumformprozessen beitragen.

Die theoretischen und experimentellen Untersuchungen im Kontext der Optimierung bzw. Umsetzung der beiden Ansätze erfolgen am Beispiel der Kaltkalibrierstufe einer zweistufigen Verfahrensfolge zur umformenden Herstellung eines Planetenrads (Abbildung 3). In der ersten Stufe der betrachteten Verfahrensfolge wird ausgehend von einem spanend hergestellten Rohteil (Abbildung 4a) das Planetenrad nach dem Verfahrensprinzip des Querfließpressens präzisionsgeschmiedet (Abbildung 4b). In der darauffolgenden Kaltkalibrierstufe wird es durch ein Nachpressen in kaltem Zustand ebenfalls nach dem Verfahrensprinzip des Querfließpressens auf Endmaß gebracht (Abbildung 4c).

Der zu optimierende Ansatz der Werkzeugkorrektur basiert auf einer simulationsgestützten Quantifizierung der durch die elastische Matrizenaufweitung verursachten Maß- und Formabweichungen des Fertigteils. Diese Abweichungen werden dazu verwendet, eine neue, korrigierte Geometrie der formgebenden Werkzeugoberflächen zu generieren. Dabei erfolgt die Korrektur in der Form, dass sich die neuen formgebenden Oberflächen unter Last elastisch so verformen, dass die während der Umformung entstehenden Maß- und Formabweichungen des Fertigteils minimiert werden. Die Mehrzahl der existierenden Ansätze zur Werkzeugkorrektur betrachtet lediglich die unmittelbare Umformphase des gesamten Prozesses und setzt die maximalen Abweichungen der elastisch aufgeweiteten Matrize von ihrer Sollgeometrie mit den zu erwartenden Maß- und Formabweichungen des zu fertigenden Werkstücks gleich. Dabei werden die Einflüsse der Prozessphasen des Öffnens der Werkzeuge und des Ausstoßens des Werkstücks sowie die Effekte des sekundären Fließens des Werkstückwerkstoffes, d. h. des Phänomens der unbeabsichtigten sekundären plastischen Deformation des Werkstücks während des Öffnens der Gesenke bzw. Umformwerkzeuge bei einem Massivumformprozess im geschlossenen Gesenk (siehe Kapitel 2.2.2), und der Werkstückrückfederung auf die Bauteilmaßhaltigkeit vernachlässigt. Die im Rahmen dieser Arbeit zu erarbeitende optimierte Form dieses Ansatzes soll neben den drei Prozessphasen Umformung, Öffnen der Werkzeuge bzw. Zurückfahren des Oberstempels und Ausstoßen des Werkstücks, ebenfalls die weiteren Einflüsse auf die Maßhaltigkeit

massivumgeformter Bauteile durch sekundäres Fließen und Werkstückrückfederung berücksichtigen. Das dafür zu entwickelnde, auf der Simulationstechnologie der Finite-Element-Methode (FEM) basierende Verfahren soll es ermöglichen, dreidimensionale, zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung korrigierte Werkzeugoberflächen unter Berücksichtigung der genannten Prozessphasen und weiteren Einflussfaktoren zu generieren. Das Verfahren ist soweit wie möglich zu automatisieren, um den zur Werkzeugkorrektur notwendigen Arbeits- und Rechenaufwand zu minimieren. Um später die Wirksamkeit dieses Ansatzes mit der des Ansatzes des aktiven Dehnungsausgleichs zu vergleichen, ist eine Variante des Beispielprozesses mit simulationsgestützt korrigierter konventioneller Matrize auszulegen. Anhand dieser Variante sind das sich unter Verwendung des Ansatzes der Werkzeugkorrektur einstellende Verformungsverhalten von Werkstück und Matrize simulationsgestützt zu charakterisieren und die theoretisch erreichbaren Verzahnungsgenauigkeiten zu quantifizieren.

Dem im Rahmen dieser Arbeit umzusetzenden Ansatz des aktiven Dehnungsausgleichs liegt die Idee zu Grunde, den während der Umformung in der Matrize entstehenden Innendruck durch einen Elastomerring, der einen Gegendruck erzeugt, zu kompensieren (Abbildung 2a). Dazu wird in die Matrize eine Ringnut eingebracht, die einen Ring aus einem annähernd inkompressiblen Elastomerwerkstoff aufnimmt. Während der Umformung wird parallel zum Druckspannungszustand im Werkstück durch das Zusammenpressen dieses Elastomerrings ein Gegendruck aufgebaut. An der Matrizeninnenwand ist der Druck im Elastomer dem im Werkstück entgegengesetzt gerichtet. Bei optimaler Auslegung des Werkzeugsystems sind die beiden Drücke gleich groß und kompensieren sich vollständig, wodurch die elastische Matrizenaufweitung verhindert wird, und die Matrize auch während der Umformung ihre Sollgeometrie beibehält (Abbildung 2b). Beim Zurückfahren des Stempels werden die im Elastomer bzw. im Werkstück wirkenden Drücke abgebaut und die Matrize so beidseitig entlastet (Abbildung 2c). Auf diese Weise werden die bestehenden Kontaktdrücke und die resultierenden Reibkräfte zwischen Bauteil und Matrize drastisch herabgesetzt, was die Ausstoßkraft vermindern, die Oberflächenqualität der Fertigteile steigern und den Werkzeugverschleiß reduzieren hilft. Im Rahmen der Umsetzung des Ansatzes des aktiven Dehnungsausgleichs sollen in dieser Arbeit erste technologische Grundlagen für die Auslegung von Umformprozessen, bzw. -werkzeugen mit aktivem Dehnungsausgleich erarbeitet werden. Dazu ist eine Variante des Beispielprozesses mit aktivem Dehnungsausgleich simulationsgestützt auszulegen, um das sich im Beispielprozess einstellende Verformungsverhalten von Werkstück und Matrize zu charakterisieren. Ebenfalls simulationsgestützt sind die theoretisch erreichbaren Verzahnungsgenauigkeiten zu quantifizieren und anschließend denen mit Hilfe des Ansatzes der Werkzeugkorrektur erreichbaren gegenüberzustellen.

Zur Verifikation der theoretischen Untersuchungen und zum Nachweis der technischen Machbarkeit der beiden untersuchten Ansätze zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung sind die Ansätze ebenfalls im Versuch zu erproben und die praktisch erreichbaren Bauteilgenauigkeiten gegenüberzustellen. Für die Versuchsdurchführung sind zwei verschiedene Werkzeugsysteme aufzubauen. Für die Herstellung der später zu kaltkalibrierenden Planetenräder kommt

ein Präzisionsschmiedewerkzeugsystem zum Einsatz, das durch die Modifikation eines vorhandenen Werkzeugsystems realisiert wird. Für die Kaltkalibrierstufe der untersuchten Verfahrensfolge ist ein Werkzeugsystem zum Kaltkalibrieren von Zahnrädern zu konstruieren und aufzubauen, das die Durchführung von Kaltkalibrierversuchen unter Anwendung beider betrachteter Ansätze zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung ermöglicht. Die benötigten formgebenden Werkzeugelemente sind gemäß den Ergebnissen der theoretischen Untersuchungen auszulegen und zu bauen. Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen ist jeweils eine Serie Planetenräder mit Hilfe eines der beiden Ansätze herzustellen und anschließend zu vermessen. Die erzielten Bauteilabweichungen sind gegenüberzustellen.

2 Stand der Forschung

2.1 Massivumformverfahren der Zahnradherstellung

Im Rahmen der Entwicklung umformtechnischer Fertigungskonzepte zur Zahnradherstellung werden derzeit unterschiedliche Massivumformverfahren betrachtet. Diese sind das Kalt- und Halbwarmfließpressen, das Präzisionsschmieden, das Pulverschmieden, das Taumelpressen sowie verschiedene Walzverfahren. Im Folgenden werden die einzelnen Verfahren kurz beschrieben.

2.1.1 Kalt- und Halbwarmfließpressen

Für die Fertigung von Zahnrädern durch Fließpressen kommen die Verfahren Vorwärts- und Querfließpressen in Frage ([Abbildung 5](#)) [43]. Das Charakteristische dieser Verfahren ist, dass das Werkstück mit Hilfe eines Stempels durch eine Matrize gedrückt wird und in dieser eine plastische Formänderung erfährt. Dabei ist die Geometrie des zu fertigenden Zahnrads als Negativform in den Elementen des betrachteten Umformwerkzeugs, wie z. B. Stempel und Matrize, gespeichert. Aus diesem Grund wird die erreichbare Bauteilgenauigkeit wesentlich von der Maß- und Formgenauigkeit der Werkzeuge sowie der Steifigkeit der Werkzeuge und der verwendeten Umformmaschine bestimmt [68].

Derzeit werden sowohl Laufverzahnungen von Differenzialkegelrädern, geradverzahnten Ritzeln für Nutzfahrzeuggetriebe und Anlasser, als auch Mitnahmeverzahnungen von Nabenhülsen oder Antriebswellen in großen Stückzahlen einbaufertig oder endkonturnah durch Kaltfließpressen hergestellt [43]. Bei der Herstellung von gerad- und vor allem schrägverzahnten Stirnrädern konnte sich das Kaltfließpressen bisher noch nicht durchsetzen. Eine Ausnahme stellt das Fließpressen von Zahnrädern für den Rückwärtsgang von Personenkraftwagen durch den Automobilhersteller RENAULT dar [49, 72]. Der Grund für die mangelnde Durchsetzung des Fließpressens bei der Zahnradfertigung liegt in den unter industriellen Bedingungen erreichbaren Verzahnungsgenauigkeiten der erzeugten Zahnräder. Diese sind zum Teil nicht ausreichend, um eine wirtschaftliche Fertigung zu gewährleisten [43]. Ein ungelöstes Problem hinsichtlich der Bauteilqualität stellt dabei die während des Pressvorgangs auftretende, durch die hohen Prozesskräfte bedingte, elastische Werkzeugverformung dar, wie aus zurückliegenden Arbeiten zum Fließpressen von Zahnrädern oder verzahnten Bauteilen hervorgeht [41, 42, 44, 48, 49, 67, 73, 74]. Aus diesem Grund beschäftigen sich die aktuellen Arbeiten zum Fließpressen von Zahnrädern vorrangig mit der Entwicklung von Verfahren zur Korrektur der formgebenden Werkzeugoberflächen mit dem Ziel der Kompensation der elastischen Werkzeugdeformation [42, 73].

Um Werkzeugbelastung, Kraft- und Arbeitsbedarf zu reduzieren und die Ausfüllung der Gravur zu verbessern, wird das Fließpressen zunehmend auch im halbwarmen Zustand durchgeführt. Während beim Kaltfließpressen das Rohteil im nicht angewärmten Zustand dem Prozess zugeführt wird, erfolgt beim Halbwarmfließpressen die Umformung in einem erhöhten Rohteiltemperaturbereich unterhalb der Rekristallisationstemperatur des verwendeten Werkstoffs [32]. Gegenwärtig werden endkonturnahe Differenzialkegelräder in industriellem Maßstab auch halbwarmfließgepresst [32].

2.1.2 Präzisionsschmieden

Das Präzisionsschmieden ist ein Sonderverfahren des Gesenkschmiedens zur Herstellung von endkonturnahen oder bereits einbaufertigen Werkstücken mit einer Genauigkeit im Bereich der ISO-Qualitäten IT9 bis IT7. Die Steigerung der Maß- und Formgenauigkeit sowie der Oberflächengüte der erzeugten Bauteile gegenüber dem konventionellen Gesenkschmieden wird durch folgende Maßnahmen erreicht [47]:

- genauere Werkzeugfertigung,
- Herabsetzung des Werkzeugverschleißes durch die Wahl geeigneter Gesenkwerkstoffe, die Vermeidung von Zunderbildung sowie eine gute Abstimmung von Zwischen- und Endform,
- genaue Temperaturführung,
- Verwendung volumengenaue Rohteile mit sauberer, fehlerfreier Oberfläche und
- hohe Werkzeug- und Maschinensteifigkeit.

Die Umformung findet im Falle des Präzisionsschmiedens von Zahnrädern im geschlossenen Gesenk statt [14]. Wie beim Fließpressen ist die Geometrie eines präzisionsgeschmiedeten Bauteils als Negativform in den Elementen des verwendeten Umformwerkzeugs, d. h. den Gesenken gespeichert. Aus diesem Grund wird beim Präzisionsschmieden die erreichbare Genauigkeit der erzeugten Bauteile ebenfalls wesentlich von der Maß- und Formgenauigkeit der Werkzeuge sowie der Steifigkeit der Werkzeuge und der verwendeten Umformmaschine bestimmt [14].

In industriellem Maßstab werden gegenwärtig vor allem Differenzialkegelräder für Personenwagen und Nutzfahrzeuge einbaufertig oder mit geringem Bearbeitungsaufmaß präzisionsgeschmiedet. So haben präzisionsumgeformte, geradverzahnte Differenzialkegelradsätze in den Achsen von Schwer-Nutzfahrzeugen in Europa eine vollständige Marktdurchdringung erreicht [28]. Die Technologie des Präzisionsschmiedens von Differenzialkegelrädern gilt als ausgereift und auf dem Höhepunkt ihrer kommerziellen Entwicklung [13]. Bei der Herstellung von Stirnrädern hat sich das Präzisionsschmieden jedoch noch nicht durchgesetzt [13]. Eine Ausnahme bildet die

Herstellung von endkonturnahen geradverzahnten Stirnrädern für weniger anspruchsvolle Anwendungen in Schwernutzfahrzeugen, Land- und Baumaschinen [15, 23].

Aktuelle Arbeiten des Instituts für Umformtechnik und Umformmaschinen der Universität Hannover haben die Entwicklung einer wirtschaftlichen Prozesskette für das Präzisionsschmieden endkonturnaher schrägverzahnter Stirnräder (Abbildung 6) zum Ziel, die durch reproduzierbare minimale Aufmaße zur Fertigstellung nur noch einer Hartfeinbearbeitung bedürfen [6, 20, 25]. Andere Untersuchungen widmen sich der Optimierung der Prozesskette zum Präzisionsschmieden geradverzahnter Stirnräder [13, 31].

2.1.3 Pulverschmieden

Das Pulverschmieden schließt die Lücke zwischen herkömmlichem Sintern und der Warmumformung schmelzmetallurgischer Werkstoffe. Der Unterschied zum Schmieden besteht darin, dass beim Pulverschmieden anstelle herkömmlicher Rohteile pulvergepresste und anschließend gesinterte Vorformen verwendet werden. Bauteile wie Pleuel oder Synchronisationsringe werden derzeit industriell durch dieses Verfahren gefertigt [79]. Das Pulverschmieden von Zahnrädern hat sich trotz intensiver Forschungstätigkeiten in der industriellen Produktion dagegen nicht durchgesetzt [74, 79].

2.1.4 Inkrementelle Verfahren

Inkrementelle Umformverfahren zeichnen sich gegenüber konventionellen abbildenden Verfahren wie Fließpressen oder Präzisionsschmieden dadurch aus, dass die Umformung durch eine Folge von diskreten Schlägen, wie z. B. bei hämmernden Verfahren (Rundkneten) oder durch kontinuierlichen Kontakt, wie z. B. bei einer rollenden Bewegung (Drück-, Längs-, Querwalzen, Taumelpressen), erfolgt [71]. Inkrementelle Umformverfahren der Zahnradherstellung sind das Taumelpressen, kalt oder halbwarm durchgeführt, das Längs- und Querwalzen.

Das Taumelpressen zeichnet sich gegenüber dem Fließpressen oder dem Präzisionsschmieden durch eine lokal begrenzte Umformung aus, die durch die Taumelbewegung des Oberstempels hervorgerufen wird (Abbildung 7). Da aufgrund dieses Verfahrensprinzips immer nur Teilflächen des umzuformenden Werkstücks mit dem Werkzeug in Kontakt stehen, ist die Kontaktfläche zwischen Werkzeug und Werkstück kleiner als beim konventionellen Fließpressen oder Präzisionsschmieden. Hierin liegt die Ursache für den wesentlichen Vorteil dieses Verfahrens, dem verringerten Kraftbedarf [34]. Trotz dieses Vorteils hat sich das Taumelpressen vor allem wegen seiner relativ hohen Taktzeiten und der damit unbefriedigenden Ausbringung, der unvermeidlichen Gratbildung am Werkstück sowie der derzeit noch unzureichenden erreichbaren Bauteilgenauigkeiten in der industriellen Praxis nicht durchgesetzt [68]. Derzeit werden in begrenztem Umfang einbaufertige Differenzialkegelräder industriell kalt taumelgepresst [34]. Im

akademischen Bereich wurde auch das Taumelpressen geradverzahnter Zylinderräder (Abbildung 7) untersucht [29].

Die Walzverfahren der umformenden Zahnradherstellung (Abbildung 8), Längs- und Querwalzen, bieten den Vorteil verhältnismäßig niedriger Umformkräfte, da ähnlich dem Taumelpressen die Umformung über eine kleine, fortschreitende Kontaktfläche erfolgt. Beim Längswalzen (Abbildung 8) mit gegenläufig rotierenden Rollköpfen können sowohl Geradverzahnungen als auch Schrägverzahnungen gewalzt werden. Die Herstellung von Stirnrädern durch das Längswalzen von langen Stangen erfordert jedoch anschließende Trenn- und Bohroperationen zur Fertigstellung der einzelnen Zahnräder, die die Wirtschaftlichkeit des Verfahrens beeinträchtigen [45, 78]. Unter den drei Querwalzverfahren Flachbackenwalzen, Außenrundwalzen und dem WPM-Verfahren (Querwalzen mit innenverzahnten Segmentwerkzeugen, siehe Abbildung 8) ist für die Zahnradherstellung lediglich das Flachbackenwalzen von Bedeutung. Es lassen sich damit schrägverzahnte Zylinderräder als Mitnahme- oder Laufverzahnungen herstellen [68]. Aktuelle Untersuchungen zum Außenrundwalzen (Abbildung 8) von Zahnrädern zielen auf eine Verbesserung der erreichbaren Verzahnungsqualität und eine Erhöhung der Prozesssicherheit ab [30].

2.1.5 Verfahrensfolgen und Verfahrenskombinationen

Die beschriebenen Verfahren der umformenden Zahnradherstellung kommen auch im Rahmen von Verfahrensfolgen und Verfahrenskombinationen zum Einsatz. Dabei sind unter Verfahrensfolgen mehrstufige Umformoperationen als zeitliche Aufeinanderfolge mehrerer Grundverfahren in verschiedenen Werkzeugen und unter Verfahrenskombinationen die Realisierung mehrerer Grundverfahren in einer Stufe in einem Werkzeug zu verstehen [68].

Von industrieller Relevanz hinsichtlich der Zahnradherstellung ist derzeit die Verfahrensfolge Präzisionsschmieden/Kaltkalibrieren zur Herstellung von Differenzialkegelrädern mit einbaufertiger Verzahnung [28]. Bei dieser Technologie werden die wirtschaftlichen Vorteile des Präzisionsschmiedens zur Erzeugung von komplexen endkonturnahen Bauteilen und die technischen Vorteile des Kaltkalibrierens bzw. Prägens, insbesondere die erreichbare hohe Maßgenauigkeit und Oberflächengüte, innerhalb einer Prozesskette genutzt. Derzeit wird daran gearbeitet, diese vorteilhafte Verfahrensfolge auch für die Herstellung von endkonturnahen geradverzahnten Stirnrädern nutzbar zu machen. So arbeitet die Universität von Birmingham zur Zeit an der Realisierung eines dreistufigen Präzisionsschmiedeprozesses mit nachgeschaltetem Kaltkalibrierprozess nach dem Prinzip des Hohlvorwärtsfließpressens [7, 12, 13]. Ebenfalls nach dem Prinzip des Hohlvorwärtsfließpressens erfolgt der Kaltkalibrierprozess in der von HERLAN [31] beschriebenen prototypisch realisierten Verfahrensfolge. Eine weitere Verfahrensfolge wurde von JÜTTE entwickelt, der einen Kaltfließpressprozess mit einem Kaltkalibrierprozess nach dem Prinzip des Hohlvorwärtsfließpressens kombiniert [41].

Verfahrenskombinationen bieten die Möglichkeit, Mehrfachverzahnungen in einem Arbeitsgang zu realisieren. Durch eine geeignete Kombination aus Vollvorwärtsfließpressen und Napfvorwärtsfließpressen ist es zum Beispiel möglich, an einem Bauteil Außen- und Innenverzahnungen in einem Hub gleichzeitig auszuformen (Abbildung 9) [38, 39].

2.2 Einflüsse auf die Maßhaltigkeit massivumgeformter Bauteile

Der industrielle Einsatz von Präzisionsumformtechnologien wie z. B. dem Kaltfließpressen oder dem Präzisionsschmieden von Bauteilen mit endkonturnahen oder einbaufertigen Funktionsflächen setzt ein umfassendes Verständnis der zahlreichen Einflussfaktoren auf die Maßhaltigkeit massivumgeformter Bauteile voraus. Besondere Bedeutung kommt der Beherrschung dieser Einflussfaktoren bei der umformenden Herstellung verzahnter Bauteile zu, vor allem solcher mit Laufverzahnungen, da diese besonders strengen Anforderungen hinsichtlich ihrer Maßhaltigkeit genügen müssen. Abbildung 10 fasst die Einflussfaktoren auf die Maßhaltigkeit massivumgeformter Bauteile zusammen.

Unter diesen Einflussfaktoren gibt es werkstückseitige wie das Formfüllungsverhalten, das sekundäre Fließen des Werkstückwerkstoffes, die Werkstückrückfederung und die Werkstückschrumpfung, die in erster Linie durch eine unerwünschte direkte plastische oder elastische Formänderung des Werkstücks dessen Maßhaltigkeit beeinflussen. Darüber hinaus gibt es werkzeugseitige Einflussfaktoren wie den Werkzeugverschleiß und die plastische Werkzeugdeformation, die elastische Werkzeugdeformation und die thermische Werkzeugdehnung, die über eine irreversible oder reversible Deformation der formgebenden Werkzeugoberflächen indirekt eine Abweichung der Bauteilgeometrie von der Sollgeometrie herbeiführen [61]. Neben diesen während der Umformung auftretenden Effekten beeinflussen ebenfalls die Werkzeugherstellgenauigkeit und die verwendete Umformmaschine, insbesondere im Zusammenwirken mit der Steifigkeit der Werkzeuge, die Maßhaltigkeit massivumgeformter Bauteile.

Das Umformwerkzeug als Speicher der Bauteilmaße nimmt eine Schlüsselrolle bei der Erzielung einer hohen Bauteilmaßhaltigkeit ein [41]. Dies illustriert unmittelbar den direkten Zusammenhang zwischen der Werkzeugherstellgenauigkeit und der Maßhaltigkeit massivumgeformter Bauteile, weshalb der Einflussfaktor Werkzeugherstellgenauigkeit in der folgenden Erörterung der einzelnen Einflussfaktoren auf die Maßhaltigkeit massivumgeformter Bauteile nicht weiter vertieft wird.

2.2.1 Formfüllungsverhalten

Durch das prozessspezifische Formfüllungs- und Fließverhalten werden sowohl die Belastung von Umformwerkzeugen im Hinblick auf ihre thermische und mechanische Beanspruchung als

auch die Maßhaltigkeit der erzeugten Bauteile bestimmt [25, 61]. Das Formfüllungsverhalten ist unter anderem von den plastischen Werkstoffeigenschaften und der Geometrie des herzustellenden Bauteils abhängig. So konnte DREYER in seinen Untersuchungen zum Formfüllungsverhalten beim Präzisionsschmieden von komplexen verzahnten Geometrien eine Abhängigkeit des Formfüllungsverhaltens und der Bauteilmaßhaltigkeit von der Wahl des Eingriffswinkels und des Moduls der von ihm geschmiedeten Verzahnungen feststellen [24, 25].

2.2.2 Sekundäres Fließen des Werkstückwerkstoffes

Der Begriff des sekundären Fließens des Werkstückwerkstoffes bezeichnet das Phänomen der unbeabsichtigten sekundären plastischen Deformation des Werkstücks während der Entlastungsphase, d. h. während der Phase des Öffnens der Gesenke bzw. Umformwerkzeuge bei einem Massivumformprozess im geschlossenen Gesenk [62, 63].

Der Auslöser des sekundären Fließens des Werkstückwerkstoffes ist die Entlastung von Werkstück und Werkzeugen durch das Zurückfahren des Stempels oder, allgemeiner formuliert, durch das Öffnen der Umformwerkzeuge nach der eigentlichen Umformung. Parallel zu dieser Entlastung tritt eine Rückfederung des Werkstücks (siehe Kapitel 2.2.3) und der Werkzeuge auf. Die Entlastung erfolgt mitunter prozessbedingt nur partiell, was zu einem Verspannen des Werkstücks in der Matrize führt. Erst ein anschließendes Ausstoßen führt zur vollständigen Entlastung von Werkstück und Werkzeugen. Unter der Voraussetzung, dass die Matrize während der vorangegangenen Umformung hinreichend stark elastisch aufgeweitet wird (siehe Kapitel 2.2.6) und der Werkstückwerkstoff eine niedrige Fließspannung besitzt, reicht die im Rahmen der ersten partiellen Entlastung durch die Rückfederung der Matrize freiwerdende elastische Energie aus, um das Werkstück ein zweites Mal plastisch zu verformen. Das auf diese Weise ausgelöste sekundäre Fließen des Werkstückwerkstoffes resultiert definitionsgemäß in einer bleibenden Änderung der Werkstückform und –abmessungen. Diese auf das sekundäre Fließen zurückzuführenden Form- und Maßänderungen der Bauteilgeometrie wirken den aus der elastischen Werkzeugaufweitung resultierenden Geometrieabweichungen entgegen [62].

2.2.3 Werkstückrückfederung

Ähnlich der Rückfederung tiefgezogener Blechteile erfahren kaltmassivumgeformte Bauteile bei dem Entformen aus den Umformwerkzeugen rückfederungsbedingte Maß- und Formänderungen. Die Ursache der Rückfederung liegt in der dabei stattfindenden Reversion des elastischen Anteils der Gesamtumformung, die das Bauteil im Prozess erfährt [52, 53]. Die Beiträge der rückfederungsbedingten Maß- und Formänderungen sind sehr klein gegenüber der im Umformprozess zu realisierenden plastischen Formänderung. Vor dem Hintergrund der bei der Herstellung von endkonturnahen oder einbaufertigen Bauteilen einzuhaltenden engen geometrischen Toleranzen sind sie jedoch nicht mehr zu vernachlässigen [1, 61].

Mit steigender Umformtemperatur verlieren rückfederungsbedingte Maß- und Formabweichungen an Bedeutung, da sie von den größeren schrumpfungsbefindenden Maß- und Formänderungen (siehe Kapitel 2.2.4) überlagert werden [53].

2.2.4 Werkstückschrumpfung

Verfahren der Warm- und Halbwarmmassivumformung sind durch eine deutliche Schrumpfung des Werkstückvolumens während der auf die Umformung folgenden Abkühlung des Werkstücks gekennzeichnet. Diese Volumenkontraktion ist auf die geringere Dichte der verwendeten metallischen Werkstoffe im auf Umformtemperatur erwärmten Zustand im Vergleich zum kalten Zustand zurückzuführen. Bleibt sie bei der Prozessauslegung unberücksichtigt, führt sie zu einer erheblichen Beeinträchtigung der Bauteilmaßhaltigkeit [53]. Der Betrag der Schrumpfung ist in erster Linie abhängig von der bei der Abkühlung zu überwindenden Temperaturdifferenz sowie vom Wärmeausdehnungskoeffizienten des Werkstückwerkstoffes. Mit steigender Temperaturdifferenz überdeckt der Einfluss der Werkstückschrumpfung alle weiteren Einflussfaktoren auf die Maßhaltigkeit massivumgeformter Bauteile. So ist bei Warmmassivumformvorgängen die Schrumpfung für etwa 90% des Betrages der auftretenden Maßabweichungen verantwortlich [65].

Auch bei Kaltmassivumformprozessen kann die Fertigungsgenauigkeit aufgrund von Werkstückschrumpfungen am Prozessende beeinträchtigt werden, da sowohl die Dissipation der Umformenergie im Werkstück als auch die Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück eine signifikante Temperaturerhöhung hervorruft [50, 51].

2.2.5 Werkzeugverschleiß und plastische Werkzeugdeformation

Die bei der Herstellung von Umformwerkzeugen erzielten Geometrien der formgebenden Oberflächen verändern sich im Fertigungsbetrieb durch Verschleiß und plastische Deformation. Diese betriebsbedingten Maßänderungen betreffen alle Massivumformverfahren und lassen sich durch die Wahl geeigneter Werkzeugwerkstoffe und –beschichtungen, eine sorgfältige Prozess- und Werkzeugauslegung sowie eine angepasste Schmierung vermeiden oder zumindest reduzieren. Um die Einhaltung geforderter Toleranzen hinsichtlich der Bauteilgenauigkeit zu gewährleisten, können bestimmte Stückzahlen umgeformter Werkstücke abgeschätzt werden, nach deren Fertigung die Werkzeuge ersetzt werden müssen, um eine ausreichend genaue Geometrie der formgebenden Werkzeuge zu gewährleisten [47].

2.2.6 Elastische Werkzeugdeformation

Die während eines Massivumformprozesses auf die formgebenden Oberflächen der Umformwerkzeuge wirkenden Kontaktdrücke haben elastische Deformationen der Werkzeuge zur Folge, die sowohl von der Höhe und der Verteilung der Kontaktdrücke als auch von der Steifigkeit der Werkzeuge abhängig sind. Diese elastischen Deformationen verursachen eine Transformation der Geometrie der formgebenden Werkzeugoberflächen von ihrer Sollgeometrie in eine überwiegend von der Kontaktdruckverteilung auf der Gravuroberfläche abhängige Geometrie. Aus diesem Grund sind massivumgeformte Bauteile nicht Abbildungen der Sollgeometrie der formgebenden Werkzeugoberflächen, sondern von prozessbedingt verzerrten formgebenden Werkzeugoberflächen [58, 60, 61]. Die daraus resultierenden Maßabweichungen werden vorrangig bei Verfahren der Kaltmassivumformung zum Problem, da die dort verwendeten Pressdrücke und damit die Kontaktdrücke auf die formgebenden Werkzeugoberflächen höher als bei der Halbwarm- und Warmumformung sind [53].

Insbesondere bei der Herstellung gerad- und schrägverzahnter Stirnräder durch Kaltfließpressen stellen elastische Werkzeugdeformationen ein noch ungelöstes Problem dar, das die erreichbaren Verzahnungsgenauigkeiten begrenzt und die industrielle Durchsetzung dieses Verfahrens bislang behindert. In zahlreichen Arbeiten zum Fließpressen verzahnter Bauteile werden die auftretenden Verzahnungsfehler auf die zur Ausformung der Verzahnung notwendigen hohen Pressdrücke und die daraus resultierende elastische Matrizenaufweitung zurückgeführt. In [44, 49] wird die elastische Matrizenaufweitung im Prozess messtechnisch erfasst und so experimentell nachgewiesen. In [41, 42, 48, 67, 73, 74] wird das Aufweitungsverhalten von Fließpressmatrizen mit Hilfe der numerischen Simulation charakterisiert. Zum Teil wird aus der Gestalt der aufgeweiteten Matrize auf die zu erwartenden Verzahnungsfehler geschlossen [48, 67]. Übereinstimmend kommen die zitierten Arbeiten zum Fließpressen verzahnter Bauteile zu dem Schluss, dass eine Verbesserung der erreichbaren Verzahnungsgenauigkeit nur durch eine Minimierung der elastischen Matrizenaufweitung erzielt werden kann, wozu einige passive Ansätze zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung vorgeschlagen werden (siehe Kapitel 2.3.1).

2.2.7 Thermische Werkzeugdehnung

Sind bei Warm- und Halbwarmmassivumformvorgängen die Einhaltung von konstanten Prozessbedingungen und der Einsatz geeigneter Werkzeugkühl- und wärmeinrichtungen nicht gegeben, kann es zu Schwankungen der Werkzeugtemperatur kommen. Diese verursachen wärmebedingte Maß- und Formänderungen der formgebenden Werkzeugoberflächen und können so die Maß- und Formgenauigkeit der Werkstücke beeinträchtigen [47].

Auch Maß- und Formfehler kaltmassivumgeformter Bauteile lassen sich anteilig auf thermische Einflüsse zurückführen [48]. Die Relevanz thermisch bedingter Fehler im Falle von Kaltmassivumformprozessen wird durch die Tatsache unterstrichen, dass bei der Kaltmassivumformung

metallischer Werkstoffe die Umformarbeit zu ca. 80 bis 90% in Wärme umgesetzt wird [70, 46]. Ein Teil dieser Wärmemenge wird während der Umformung und des Ausstoßens des Werkstücks auf die Umformwerkzeuge übertragen. Wird diese in die Werkzeuge abfließende Wärmemenge bei der Prozess- und Werkzeugauslegung nicht berücksichtigt, führt sie zu einer elastischen Maß- und Formänderung der formgebenden Werkzeugoberflächen und damit zu einer Beeinträchtigung der Maßhaltigkeit der zu fertigenden Bauteile [48].

Die nicht in die Werkzeuge übertragene Restwärmemenge verbleibt im Werkstück und wird mit dessen Ausbringung aus den Werkzeugen abgeführt. Sie bestimmt die Werkstücktemperatur und damit die nach der Ausbringung erfolgende abkühlungsbedingte Werkstückschrumpfung (siehe Kapitel 2.2.4).

2.2.8 Umformmaschine

Einen weiteren Einflussfaktor auf die Maßhaltigkeit massivumgeformter Bauteile stellt die verwendete Umformmaschine dar. Die Druckberührzeit einer Umformmaschine bei der Warmumformung beeinflusst zum Beispiel die sich im Werkstück und den Werkzeugen einstellenden Temperaturfelder und die Fließspannung des Werkstücks. Auswirkungen auf die Umformkraft sowie das Formfüllungsverhalten und die Werkstückschrumpfung nach der Umformung sind die Folge [64]. Weiterhin kommt es bei einer unzureichenden Maschinengenauigkeit durch Auffederungen, Stößelkipfung und –versatz zu einer Beeinträchtigung der Maßhaltigkeit der hergestellten Bauteile [4, 64]. Dies kann insbesondere beim Einfahrvorgang von Kaltmassivumformprozessen infolge der hohen Vergütungsfestigkeit der Werkzeuge und der extrem großen Belastungen auch zum Werkzeugbruch führen. Eine unzureichende Reproduzierbarkeit des Maschinenverhaltens hat zudem Streuungen der Fertigungsqualität zur Folge [64].

2.3 Existierende Ansätze zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung

Die folgende Darstellung existierender Ansätze zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung und ihrer negativen Effekte unterscheidet zwischen passiven und aktiven Ansätzen. Passive Ansätze zielen darauf ab, die elastische Matrizenaufweitung durch eine gezielte Korrektur der Geometrie der formgebenden Werkzeugoberflächen zu kompensieren, während aktive Ansätze dieses durch konstruktive Maßnahmen, d. h. durch die Verwendung zusätzlicher Werkzeugaktivelemente zu erreichen suchen.

2.3.1 Passive Ansätze

In der Literatur sind zahlreiche passive Ansätze zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung bei Kaltmassivumformprozessen dokumentiert. Die Mehrzahl dieser Ansätze wurde für den Anwendungsfall der umformenden Herstellung von verzahnten Bauteilen entwickelt. Grundgedanke der passiven Ansätze ist es, anhand der berechneten oder gemessenen Abweichungen der Geometrie des Fertigteils oder der Matrize unter Last von der jeweiligen Sollgeometrie eine neue, geeignet korrigierte Geometrie der formgebenden Werkzeugoberflächen zu ermitteln. Diese korrigierten Werkzeugoberflächen sollen sich während des Umformvorgangs elastisch so verformen, dass beim fertig umgeformten Bauteil die gewünschte Sollgeometrie erreicht wird.

JÜTTE erarbeitet drei Vorschläge zur Kompensation der elastischen Matrizendehnungen beim Kaltkalibrieren von geradzahnten Stirnrädern durch Hohlvorwärtsfließpressen [41]. Ausgehend von einem angenommenen Belastungsverlauf auf der Matrizenberandung, den er auf Basis von Stoffflussuntersuchungen und elementaren Ansätzen abschätzt, berechnet er mit Hilfe der FEM die maximalen elastischen Verformungen der Matrize während des Kaltkalibriervorgangs. Die Ergebnisse seiner Berechnungen zeigen, dass unter Belastung eine radiale Auffederung des Matrizengrundkörpers stattfindet. Hierbei liegt eine radiale Verschiebung der gesamten Zahnkontur vor, wobei sich die Evolventenform nur geringfügig ändert. JÜTTE stellt fest, dass die Durchmesseränderung des Matrizengrundkörpers aufgrund des Innendrucks einen bedeutenden Einfluss auf die erreichbare Verzahnungsgenauigkeit ausübt.

Sein erster Vorschlag zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung ist das Fügen der Armierung mit einer bereits vorverzahnten Matrize. Dadurch soll eine in ihrer Charakteristik der elastischen Matrizenverzerrung ähnliche Profilabweichung (Abbildung 11) der Matrize, nur mit umgekehrten Vorzeichen, erzeugt werden. Auf diese Weise sollen die während der Umformung auftretenden Verzerrungen kompensiert werden und die daraus resultierende Profilabweichung zu einer Verbesserung der Verzahnungsqualität führen. JÜTTES zweiter Vorschlag ist die Herstellung eines Zahnrads mit korrigierten Verzahnungsdaten des Werkzeugs, die den elastischen Verzerrungen der Matrize unter Last entsprechen. Nachteilig ist seiner Meinung nach bei dieser Vorgehensweise, dass die Korrektur nur mit größerem Aufwand durchzuführen ist, weshalb er auf eine weitergehende Untersuchung dieses Ansatzes verzichtet. Der dritte erarbeitete Vorschlag ist die Verwendung von Hartmetall als Matrizenwerkstoff, was die elastischen Verzerrungen des Werkzeugzahnes aufgrund des höheren Elastizitätsmoduls von Hartmetall verringern soll. JÜTTE erprobt zwei seiner Vorschläge, das Fügen der Armierung mit einer vorverzahnten Matrize und die Verwendung von Hartmetall, im Rahmen von zweidimensionalen FEM-Simulationen und erzielt Verringerungen der elastischen Matrizenaufweitung. Die Auswirkungen seiner Vorschläge auf die Verzahnungsqualität von Fertigteilen untersucht er nicht.

Gegenstand der experimentellen Untersuchungen von KOLL ist die Herstellung von schrägverzahnten Stirnrädern durch Hohlvorwärtsfließpressen und die Herstellung von Getriebewellen mit integrierter gerader Laufverzahnung durch Vollvorwärtsfließpressen [44]. KOLL führt die systematischen Verzahnungsfehler der im Rahmen seiner Untersuchungen hergestellten Bauteile auf eine elastische Matrizenaufweitung während der Umformung zurück und schlägt als Abhilfemaßnahme eine geeignete Korrektur der formgebenden Oberflächen der verwendeten Matrizen vor. Er macht keine Angaben bezüglich der notwendigen Vorgehensweise bei der Korrektur und wendet diese Maßnahme im Rahmen seiner Untersuchungen nicht an.

LAUFER berechnet im Rahmen seiner Untersuchungen zum Kaltfließpressen schrägverzahnter Stirnräder elastisch bedingte Verzerrungen der Matrizenkontur während des Napfformstauchens [48]. Dazu beaufschlagt er ein zweidimensionales FEM-Modell eines Matrizensegmentes mit einer Kontaktspannungsverteilung, die er zuvor auf Basis elementarer Ansätze ermittelt hat und die der maximalen Belastung der Matrize während der Umformung entsprechen soll. Er überlagert die auf diese Weise ermittelten elastischen Verzerrungen mit den von ihm ebenfalls berechneten elastischen Verzerrungen als Folge der thermischen Ausdehnung der Matrize. LAUFER stellt fest, dass es für die Begrenzung der Verzahnungsabweichungen entscheidend ist, die elastisch und thermisch bedingten Formänderungen der Matrize weitgehend durch eine geometrische Werkzeugkorrektur auszugleichen. Analog zu einem von JÜTTE [41] erarbeiteten Vorschlag beabsichtigt er, die von ihm zuvor simulationsgestützt ermittelten elastischen Matrizendehnungen durch das gezielte Vorspannen bzw. Armieren einer vorverzahnten Matrize zu erreichen. Die radiale Auffederung des Matrizengrundkörpers und die Stauchung der Matrizenzähne unter Last sollen dabei durch eine während des Armierungsvorgangs gezielt aufgebrachte Verschiebung in Richtung der Mittelachse der Matrize ausgeglichen werden. Mit Hilfe einer auf diese Weise gezielt vorgespannten Matrize gefertigte Zahnräder zeigen geringere Profil-Winkelabweichungen (Abbildung 11).

Als Teil seiner Untersuchungen zum Querfließpressen von schrägverzahnten Stirnrädern untersucht SCHMIEDER die elastische Werkzeugdeformation während der Umformung mit Hilfe der Boundary-Element-Methode (BEM) [67]. Dazu erstellt er dreidimensionale BEM-Modelle von Matrizensegmenten und beaufschlagt diese mit unterschiedlichen angenommenen Innendruckverteilungen, welche die maximale Matrizenbelastung darstellen sollen. Auf Basis der Ergebnisse seiner experimentellen und theoretischen Untersuchungen formuliert SCHMIEDER Empfehlungen zur Verbesserung der Verzahnungsqualität querfließgepresster Teile. Er stellt fest, dass zur Verbesserung der Werkstückgenauigkeit maßliche Veränderungen an der Matrizengeometrie durchgeführt werden müssen, um verfahrensbedingte Qualitätsverluste auszugleichen. Er führt aus, dass Rundlauf- und Teilungsabweichungen direkt von der Herstellgenauigkeit der verwendeten Matrize abhängen und sich nur durch verbesserte Fertigungsverfahren vermindern lassen. Dagegen entstehen Profil- und Flankenfehler (Abbildung 11) durch die elastische Matrizenverformung und lassen sich bei entsprechender Kenntnis der zu erwartenden Maßabweichungen durch Veränderung der Matrizengeometrie ausgleichen. Im Gegensatz zu Flankenlinienabweichungen (Abbildung 11), so SCHMIEDER, deren Betrag und Richtung in erster Linie von Höhe und

Verteilung der Matrizenbelastung abhängen, wirkt sich die radiale Aufweitung direkt auf die Profilabweichungen (Abbildung 11) aus. Die um die radiale Aufweitung reduzierten Profil- und Winkelfehler (Abbildung 11) lassen sich aus den Ergebnissen der Prozesssimulation einfach ermitteln, indem die Koordinatenwerte der verschobenen Profilpunkte um die mittlere radiale Verschiebungskomponente korrigiert werden, stellt SCHMIEDER fest. Er führt weiter aus, dass eine Matrizenkontur mit einer der erwarteten radialen Aufweitung entgegengesetzt gerichteten Korrektur der Verzahnungsgeometrie die Qualität der Pressteile im Stirnschnitt erhöhen würde. Zur Realisierung einer auf diese Weise korrigierten Matrizengeometrie schlägt SCHMIEDER ebenso wie JÜTTE [41] und LAUFER [48] das gezielte Vorspannen einer vorverzahnten Matrize vor. Eine experimentelle Verifikation dieser Betrachtungen wird nicht durchgeführt.

Vor dem Hintergrund von Profil-Winkelfehlern (Abbildung 11) der von ihm kaltfließgepressten gerad- und schrägverzahnten Getriebewellen kommt LENNARTZ zu dem Schluss, dass dieser bei hohen Pressdrücken auftretende Fehler durch eine elastische Matrizenaufweitung verursacht wird und durch eine gezielte Profilkorrektur der Matrize ausgeglichen werden kann [49].

Im Gegensatz zu SCHMIEDER verwendet SZENTMIHÁLYI [74] zur Berechnung der elastischen Matrizen deformation anhand eines BEM-Modells keine angenommene konstante Innendruckverteilung, sondern ermittelt diese im Zuge einer dreidimensionalen FEM-Simulation des von ihm betrachteten Querfließprozesses zur Herstellung schrägverzahnter Zahnräder. Dazu simuliert er den Umformprozess unmittelbar bis zum Ende der Umformung und überträgt die auf das starre Matrizenmodell wirkenden Kontaktdrücke auf das BEM-Modell. Auf diese Weise bildet er den Zustand maximaler Belastung und maximaler Aufweitung der Matrize in seiner BEM-Simulation ab. Zur Kompensation der sich unter Last einstellenden Abweichungen der Matrize von der Sollgeometrie sieht SZENTMIHÁLYI vor, anhand berechneter und in Ausnahmefällen gemessener Werte eine neue korrigierte Verzahnungsgeometrie zu finden, die sich während des Pressvorgangs so verformt, dass zu diesem Zeitpunkt die gewünschte Verzahnungsgeometrie annähernd dargestellt wird. Die korrigierte Verzahnung soll dabei ebenfalls den geometrischen Zusammenhängen einer Evolventenverzahnung entsprechen und nicht als Folge von Koordinaten angegeben sein. Dies ermöglicht eine kostengünstige Fertigung der vorkorrigierten Matrize ohne die Verwendung von sonderprofilierten Schleifscheiben zur Fertigung der zur Herstellung der Matrizen notwendigen Senkelektroden. Mit der auf Basis der Ergebnisse der BEM-Simulation korrigierten, den geometrischen Zusammenhängen der Evolventenverzahnung genügenden Verzahnungsgeometrie kann SZENTMIHÁLYI jedoch keine substantielle Verbesserung der Verzahnungsqualität der hergestellten Zahnräder erreichen. Dazu ist seiner Meinung nach eine wesentlich aufwendigere punktweise Korrektur der Geometrie notwendig, die sich dann nicht mehr durch Senkerodieren darstellen lässt.

SWEENEY [73] erarbeitet eine Lösungsstrategie zur Werkzeugkorrektur bei der Fertigung von schrägverzahnten Halbwellen durch Kaltfließpressen. Sein Ansatz basiert auf einer dreidimensionalen gekoppelten FEM-Simulation des untersuchten Kaltfließpressvorgangs (Abbildung 12). Bei dieser Simulation werden die elastischen Verzerrungen des deformierbaren Matrizenmodells am

Ende des Umformvorganges, d. h. zum Zeitpunkt der maximalen Belastung und Verzerrung der Matrize, ermittelt. Auf Basis der auf diese Weise ermittelten elastischen Verzerrungen wird die Kontur der formgebenden Oberflächen des Matrizenmodells knotenweise korrigiert, indem die Verzerrungsbeträge derart auf die Koordinaten der Knoten der Werkzeugkontur addiert werden, dass die Korrektur der elastischen Matrizenaufweitung entgegengesetzt gerichtet ist. Anschließend wird mit dem korrigierten Matrizenmodell eine Folgesimulation durchgeführt, an deren Ende die elastischen Verzerrungen der Matrizenkontur nochmals ermittelt werden. Sind die Abweichungen der elastisch aufgeweiteten Matrize von ihrer Sollkontur in dieser Folgesimulation hinreichend klein, ist die optimal korrigierte Matrizengeometrie gefunden. Andernfalls wird die beschriebene Vorgehensweise so lange iteriert, bis die Abweichungen einen gewünschten minimalen Wert erreichen. In der Simulation erreicht SWEENEY durch die Anwendung seiner Vorgehensweise bereits nach einer Matrizenkorrektur eine Reduzierung der Abweichungen der Matrize von ihrer Sollgeometrie unter Last um den Faktor 10. Die auf diese Weise optimierte Matrizengeometrie benutzt er jedoch nicht für die Durchführung seiner experimentellen Untersuchungen. Die Realisierung einer derartigen Korrektur ist bedingt durch die Herstellung der verwendeten schrägverzahnten Matrize durch Erodieren und den damit verbundenen verfahrensspezifischen Einschränkungen nicht möglich. So ist es zum Beispiel nicht realisierbar, Matrizen herzustellen, die in Richtung der Flankenlinie ballig ausgeführt sind. Beim Drahterodieren ist zudem ein gerader Schnitt vorgegeben und beim Senkerodieren eine bestimmte Kontur, die beim Einsenken gedreht, aber nicht verändert werden kann. Aus diesen Gründen greift SWEENEY auf eine vereinfachte Form der Korrektur zurück, die mit Hilfe des vorgegebenen Fertigungsverfahrens Drahterodieren durchführbar ist. Basierend auf einer Betrachtung der elastischen Verformung der Matrize korrigiert er so lediglich den Schrägungswinkel (Abbildung 11) der formgebenden Matrizenkontur, um in den experimentellen Untersuchungen aufgetretene Flankenlinienfehler (Abbildung 11) zu kompensieren. Die von ihm durchgeführte Korrektur ist jedoch nicht zielführend, da durch sie keine nennenswerte Verbesserung der Verzahnungsgenauigkeit der Fertigteile erzielt werden konnte. SWEENEY vermutet die Ursache hierfür in dem hohen Ausfüllungsgrad des Presslings und den daraus resultierenden hohen Restspannungen zwischen Werkstück und Matrize nach dem Öffnen der Werkzeuge. Dies bewirkt eine hohe notwendige Ausstoßkraft und eine sekundäre plastische Verformung des Werkstücks während des Ausstoßprozesses, was die Verzahnungsqualität des Fertigteils mindert.

Das Ziel der Arbeiten von KEPLER-OTT [42] ist die Entwicklung eines Systems zur simulationsgestützten Ermittlung der optimalen Korrektur der formgebenden Oberflächen beim Querfließpressen von schrägverzahnten Zahnrädern (Abbildung 13). Dieser Ansatz basiert ähnlich dem in [74] auf einer dreidimensionalen FEM-Simulation des untersuchten Kaltfließpressvorgangs unter Verwendung von starren Werkzeugmodellen. Dazu wird der Umformprozess unmittelbar bis zum Ende der Umformung simuliert und die auf das starre Matrizenmodell wirkenden Kontakt-drücke auf ein zweites deformierbares FEM-Modell der Matrize übertragen. Das entwickelte Optimierungsmodul bestimmt nun auf Basis einer linear-elastischen Belastungsanalyse die elastischen Verzerrungen der Matrize und kompensiert diese, indem die Verzerrungsbeträge in Ver-

zahnungsfehler gemäß [17] umgerechnet werden und die Verzahnung der Matrize entsprechend korrigiert wird. Belastungsanalyse und Matrizenkorrektur werden so lange wiederholt, bis die Abweichungen der Matrizenkontur von der Sollgeometrie unter Last minimal werden. Durch die Anwendung seines Optimierungsmoduls erreicht KEPPLER-OTT eine Verbesserung der Verzahnungsqualität der von ihm experimentell hergestellten Zahnräder. Im Einzelnen können die Profilabweichungen (Abbildung 11) um 40 bis 60 %, die Flankenlinienabweichungen (Abbildung 11) jedoch nur um 15 bis 20 % reduziert werden.

Ein von BALENDRA vorgeschlagener Ansatz basiert auf der Ermittlung der Kontaktdruckverteilung auf den formgebenden Werkzeugoberflächen während der Umformung im Rahmen von Umformversuchen mit Modellwerkstoffen [1, 2, 3]. Die mit Hilfe von Drucksensoren gemessenen Verteilungen werden auf die FEM-Modelle der Werkzeuge und des Werkstücks übertragen. In den folgenden FEM-Analysen werden sowohl das Aufweitungsverhalten der Werkzeuge als auch die Werkstückrückfederung charakterisiert. Auf Basis der Simulationsergebnisse erfolgt die Korrektur der formgebenden Werkzeugoberflächen.

Der von NEUMAIER entwickelte Algorithmus zur automatischen Werkzeugkorrektur (Abbildung 14) erlaubt die Kompensation der Einflüsse von elastischer Matrizenaufweitung, Werkstück schrumpfung und Werkstückrückfederung auf die Bauteilmaßhaltigkeit durch eine automatische Generierung von geeignet korrigierten formgebenden Werkzeugoberflächen [56]. Er berücksichtigt damit mehr Einflussfaktoren auf die Bauteilmaßhaltigkeit als die übrigen existierenden Ansätze, ist aber nur auf zweidimensionale Problemstellungen anwendbar. NEUMAIERS Ansatz basiert auf einer voll gekoppelten Simulation des betrachteten Umformprozesses, die unter Verwendung von als deformierbar definierten Werkzeugmodellen alle relevanten Phasen des betrachteten Prozesses berücksichtigt. Anhand der in dieser Simulation ermittelten Geometrie des umgeformten Fertigteils werden dessen zu erwartende Maßabweichungen quantifiziert. Diese bilden die Grundlage für die anschließende Werkzeugkorrektur.

Die in diesem Kapitel diskutierten passiven Ansätze zur Kompensation der elastischen Matrizen aufweitung betrachten entweder den Umformprozess isoliert und dadurch vereinfachend, oder sie sind wie der Ansatz von NEUMAIER nur auf zweidimensionale Problemstellungen anwendbar. Die diskutierten Ansätze, NEUMAIERS Verfahren ausgenommen, verwenden die zuvor experimentell oder simulationsgestützt ermittelten maximalen elastischen Verzerrungen der formgebenden Werkzeugoberflächen am Ende des Umformprozesses, d. h. beim Erreichen des unteren Totpunkts durch den Stempel, als Basis für eine Korrektur der formgebenden Oberflächen. Damit wird im Erfolgsfall die elastische Matrizen aufweitung als isoliertes Phänomen vollständig kompensiert, die Maßabweichungen des umgeformten Bauteils jedoch nur unvollkommen. Es wird vernachlässigt, dass die elastische Matrizen aufweitung nicht die alleinige Ursache für Maßabweichungen von kaltmassivumgeformten Bauteilen darstellt. Eine unter Umständen beim Ausstoßen auftretende sekundäre Plastifizierung [62, 63] und die Werkstückrückfederung nach dem Ausstoßen [1, 61] bleiben unberücksichtigt. Darüber hinaus zeigen experimentelle Untersuchungen, dass der Ausstoßprozess einen deutlichen Einfluss auf die Maßabweichungen des Fertigteils

hat [42, 49, 67, 74]. Die im Rahmen dieser Arbeit optimierte Form des Ansatzes der Werkzeugvorverzerrung für dreidimensionale Anwendungen berücksichtigt aus diesen Gründen neben der Prozessphase der Umformung auch die des Öffnens der Werkzeuge bzw. des Zurückfahrens des Oberstempels und die des Ausstoßens des Werkstücks. Auf diese Weise werden auch die Einflüsse des Ausstoßvorgangs, der Werkstückrückfederung und die einer eventuellen sekundären Plastifizierung auf die Bauteilmaßhaltigkeit bei einer Werkzeugkorrektur kompensiert.

2.3.2 Aktive Ansätze

Neben passiven sind ebenfalls einige aktive Konzepte zur Kompensierung der elastischen Matrizenaufweitung und ihrer negativen Effekte bei der Kaltmassivumformung in der Literatur dokumentiert. Aktive Konzepte zielen darauf ab, durch zusätzliche spezifische Aktivelemente im Umformwerkzeug die elastische Matrizenaufweitung oder deren negative Effekte wie z. B. erhöhte Ausstoßkräfte zu kompensieren. Im Folgenden werden auch aktive Konzepte zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung, die ursprünglich für andere Umformverfahren wie das Pulverpressen oder das Strangpressen entwickelt wurden, diskutiert.

JÜTTE [31, 39, 40] entwickelte eine sogenannte aktive Matrize zur Prozessregelung in der Umformtechnik, mit der es unter anderem möglich sein soll, die beim Kaltkalibrieren von verzahnten Bauteilen durch Vorwärtsfließpressen entstehenden elastischen Verformungen der Matrize gezielt auszugleichen (Abbildung 15). So können mit Hilfe der aktiven Matrize die Profil-Winkelabweichungen eines kaltkalibrierten Zahnrads um 20 µm verändert werden. Die aktive Matrize ist in der Lage, ihren Innendurchmesser in einem kleinen Bereich stufenlos zu verändern. Dadurch besteht die Möglichkeit, die Maße am umgeformten Bauteil gezielt von außen zu verändern. Dazu wird die Matrize über einen Konus mit einem Außendruck beaufschlagt, so dass sie sich elastisch verformt. Die elastische Verformung führt zu einer Maßänderung am Innendurchmesser. Der Außendruck wird mit einem Stauchring aufgebracht, der in axialer Richtung mit Hilfe eines Hydraulikdruckes bewegt wird (Abbildung 15). Weitere Anwendungen für die aktive Matrize sieht JÜTTE im Verjüngen, Abstreckgleitziehen und Ziehen.

Ein von SHIRAISHI [57, 69] entwickeltes Werkzeugsystem ermöglicht den Ausgleich der elastischen Aufweitung von Strangpress- und Ziehmatrizen (Abbildung 16). Das Werkzeugsystem ist zweiteilig ausgeführt. Ein innerer konischer Matrizenring, in dem die eigentliche Umformung stattfindet, wird von einem äußeren Matrizenring mit einer passenden konischen Bohrung aufgenommen. Der innere Matrizenring ist axial verschiebbar gegenüber dem äußeren Ring ausgeführt. Während der Umformung wird der äußere Matrizenring elastisch aufgeweitet, wodurch der innere Ring in Umformrichtung weiter in die konische Bohrung des äußereren Ringes hineingeschoben werden kann. Dabei wird der innere Ring radial zusammengedrückt und so dessen elastische Aufweitung ausgeglichen. Ist die Konizität der Bohrungen der beiden Matrizen genau auf die zu erwartenden Prozesskräfte und elastischen Matrizenaufweitungen abgestimmt, kann die elastische Matrizenaufweitung reduziert werden.

Ein weiteres Verfahren wurde von HOLOWINA [33] vorgestellt (Abbildung 17). Das von ihm entwickelte Werkzeug dient zum Pressen zylinderförmiger Grünlinge aus Stahlpulver. Es besteht aus einer dünnwandigen Matrize, die sich in einem steiferen dickwandigen sogenannten Matrizen-träger befindet. Zwischen Matrize und Matrizen-träger befindet sich ein Elastomerring, der während des Pulverpressvorgangs ebenfalls komprimiert wird und die Außenwand der Matrize mit einem Druck beaufschlagt, der die elastische Matrizenaufweitung kompensieren soll. Beim Öffnen der Werkzeuge werden sowohl der Pressling als auch der Elastomerring entlastet, wodurch die Ausstoßkraft und der Verschleiß vermindert, sowie die Oberflächenqualität verbessert werden sollen. HOLOWINA konnte bei experimentellen Untersuchungen mit seinem Werkzeugsystem eine Reduzierung der Ausstoßkräfte feststellen. Ferner konnten mit seinem Werkzeug größere Dichten der Presslinge bei geringeren Kompaktierungskräften erzielt werden.

Um Problemen bei der Verdichtung pulvermetallurgischer Werkstoffe zu begegnen, entwarf CANTA [10] ein Werkzeugkonzept, das auf einer elastischen Matrize aufbaut (Abbildung 18). Die äußere Form der elastischen Matrize ist konisch ausgeführt, während die Matrize in einer entsprechenden konischen Bohrung der Armierung axial beweglich angeordnet ist. Im Verlaufe des Pulververdichtungsprozesses wird die Matrize um eine einzustellende Distanz in die konische Bohrung hineingedrückt, wobei sie durch die geometrisch bedingte Keilwirkung radial gestaucht bzw. vorgespannt wird. Dadurch erhält der Pressling einen Außendurchmesser, der unter dem Innendurchmesser der Matrize im unbelasteten Zustand liegt. Beim Zurückfahren des Stempels nach dem Verdichtungsprozess wird der Werkzeugaufbau entlastet. Dadurch nimmt die elastische Matrize ihre ursprüngliche Geometrie und Position wieder ein, und der Pressling, der nun relativ zum Matrizeninnendurchmesser Untermaß hat, liegt kräftefrei, d. h., nicht in der Matrize verspannt, auf dem Unterstempel. Auf diese Weise ist es CANTA möglich, unbeschädigte Pulverpresslinge ohne messbare Ausstoßkraft zu entformen und den Matrizenverschleiß zu minimieren. Eine ähnliche Reduktion von Ausstoßkraft und Werkzeugverschleiß kann CANTA bei der Anwendung seines Werkzeugprinzips bei einem Napfrückwärtsfließpress- und einem Stauchprozess feststellen [8, 11].

Zwei weitere Werkzeugkonzepte zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung und ihrer negativen Effekte wurden von der THYSENKRUPP AG zum Patent angemeldet [37, 36]. In einem von JUSTUS et al. entwickelten Konzept [37] wird durch Niederpressen eines konischen Stauchrings, der am Innendurchmesser einen Innenkonus entsprechend der konischen Außenmantelfläche der verzahnten Matrize aufweist, die Matrize allseitig über den Durchmesser gestaucht (Abbildung 19). Diese Stauchbewegung überträgt sich auf das Bauteil, das dadurch eine hochgenaue Außenkaltkalibrierung erhalten soll. Nach dem Ende des Umformprozesses nimmt der gesamte Aufbau wieder seine Ausgangsgeometrien ein, wodurch das Werkstück mit minimalen Kräften ausgestoßen werden kann. Das zweite von JUSTUS et al. entwickelte Verfahren [36] verwendet eine elastische Matrize, um die Druckberührzeit und die erforderlichen Ausstoßkräfte bei der Warm- oder Halbwarmumformung von Werkstücken mit einer profilierten Außenkontur, vorzugsweise außenverzahnten Zahnrädern, zu reduzieren. Bei einer derartigen Matrize sollen durch mechanische, hydraulische oder elektrische Maßnahmen die während des

eigentlichen Umformvorgangs auftretenden elastischen Matrizenaufweitungen fixiert werden, so dass in jedem Fall die Matrize nach dem Umformen während des Ausstoßens einen größeren Durchmesser hat als vor dem Umformvorgang. Das mögliche Funktionsprinzip der elastischen Matrize ist in der Offenlegungsschrift des Patents jedoch nicht erläutert.

Die hier diskutierten aktiven Ansätze zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung lassen sich in zwei Gruppen aufteilen. Die erste Gruppe, die die Ansätze von JÜTTE und SHIRAIISHI umfasst, zielt darauf ab, die elastische Matrizenaufweitung beim Vorwärtsfließpressen oder Durchziehen zur Steigerung der Maßhaltigkeit der umgeformten Bauteile zu kompensieren. Die zweite, die Ansätze von HOLOWINA, CANTA und JUSTUS umfassende Gruppe kompensiert die elastische Matrizenaufweitung, um eine Reduzierung der notwendigen Ausstoßkräfte zu erzielen. Der im Rahmen dieser Arbeit entwickelte, auf einer der Idee von HOLOWINA ähnlichen, gesprächsweise angeregten, Überlegung DR. C. BEDERNAS, Hannover, basierende Ansatz des aktiven Dehnungsausgleichs zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung bei Kaltmassivumformprozessen ermöglicht eine Steigerung der erreichbaren Bauteilmaßhaltigkeit bei gleichzeitiger Senkung der notwendigen Ausstoßkräfte.

3 Theoretische Untersuchungen zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung

3.1 Optimierung des Ansatzes der Werkzeugkorrektur

3.1.1 Funktionsweise des optimierten Verfahrens

Im Stand der Forschung dieser Arbeit werden unterschiedliche Möglichkeiten aufgezeigt, die elastische Matrizenaufweitung bei der umformenden Herstellung von verzahnten Bauteilen durch eine Korrektur der formgebenden Werkzeugoberflächen zu kompensieren (siehe Kapitel 2.3.2). Nahezu alle vorgestellten Verfahren basieren auf einer simulationsgestützten Quantifizierung der elastischen Matrizenaufweitung unmittelbar am Ende des Umformvorgangs. Zu diesem Zeitpunkt erreicht der Oberstempel den unteren Totpunkt, wodurch die Kontaktdrücke auf die formgebenden Werkzeugoberflächen und damit die elastische Matrizenaufweitung maximal werden. Die auf diese Weise ermittelten maximalen Abweichungen der elastisch aufgeweiteten Matrize von ihrer Sollgeometrie werden mit den zu erwartenden Maß- und Formabweichungen des Werkstücks gleichgesetzt und dienen als Grundlage für die Festlegung der Korrektur der formgebenden Werkzeugoberflächen. Dabei werden die Einflüsse der Prozessphasen des Öffnens der Werkzeuge bzw. Zurückfahren des Oberstempels und des Ausstoßens des Werkstücks sowie die Effekte des sekundären Fließens des Werkstückwerkstoffes und der Werkstückrückfederung auf die Bauteilmaßhaltigkeit vernachlässigt. Der einzige derzeit existierende, diese Prozessphasen und Einflussfaktoren berücksichtigende Ansatz ist lediglich auf zweidimensionale Problemstellungen anwendbar [56].

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführte Optimierung des Ansatzes der Werkzeugkorrektur stellt eine Weiterentwicklung der existierenden Ansätze durch die zusätzliche Berücksichtigung weiterer wichtiger Einflussfaktoren auf die Maßhaltigkeit massivumgeformter Bauteile bei dreidimensionalen Problemstellungen dar. So berücksichtigt die optimierte Vorgehensweise im Gegensatz zu den existierenden dreidimensionalen Ansätzen neben der unmittelbaren Umformung auch die ebenfalls für die Maßhaltigkeit des umgeformten Bauteils relevanten Prozessphasen des Öffnens der Werkzeuge und des Ausstoßens des Werkstücks. Dadurch finden die Effekte des sekundären Fließens und der Werkstückrückfederung auf die Maßhaltigkeit des Bauteils ebenfalls Berücksichtigung.

Die Berücksichtigung der genannten zusätzlichen Einflussfaktoren stellt bereits im ersten Schritt des optimierten Verfahrens, der simulationsgestützten Ermittlung der durch die elastische Matrizenaufweitung beeinflussten Geometrie des Fertigteils (Abbildung 20a), hohe Anforderungen an

die verwendeten Simulationstechniken. So erfordert sie die Abbildung des gesamten Umformprozess bestehend aus den Prozessphasen Umformung, Zurückfahren des Oberstempels und Ausstoßen des Werkstücks in einem umfassenden Simulationsmodell. Parallel dazu erfordert sie bei der Modellierung eine andere Vorgehensweise als bei den existierenden dreidimensionalen Ansätzen. Diese verzichten entweder ganz auf die Abbildung der Umformung in der Simulation und ermitteln die maximale elastische Aufweitung der Matrize als Reaktion auf angenommene oder experimentell ermittelte Flächenlasten in einer linear-elastischen Belastungssimulation [1, 48, 41, 67], oder sie berechnen diese im Rahmen von sogenannten entkoppelten Simulationen [42, 74]. Dabei erfolgt zunächst die Simulation des Umformvorgangs, wobei am Simulationsende die maximale Kontaktdruckverteilung auf die als starre Flächen modellierten formgebenden Werkzeugoberflächen ermittelt wird. Diese Verteilung wird anschließend im Rahmen einer linear-elastischen Belastungssimulation zur Ermittlung der Matrizenaufweitung auf ein elastisches Matrizenmodell übertragen. Um jedoch die komplexen Wechselwirkungen zwischen der elastischen Matrize und dem sich sowohl elastisch als auch plastisch verformenden Werkstück realitätsnah abzubilden, muss eine Simulation aller relevanten Stufen des Umformprozesses, gekoppelt mit der elastischen Deformation der Werkzeuge, durchgeführt werden. Dazu ist trotz des erhöhten numerischen Aufwands die Modellierung der Werkzeuge als elastisch deformierbare Kontinua ähnlich wie in [73] unerlässlich, wo allerdings nur die unmittelbare Umformphase berücksichtigt wird. Die diesen Anforderungen genügende Modellierung des Beispielprozesses Kaltkalibrieren ist in Kapitel 3.1.2 dargestellt. Nach Abschluss der Simulation des Umformprozesses liegt die zu erwartende Geometrie des umgeformten Fertigteils neben umfangreichen anderen Berechnungsergebnissen in Form einer Ergebnisdatei im Format des verwendeten Simulationsprogramms ABAQUS/EXPLICIT Version 6.2 vor. Aus dieser Datei sind die Informationen hinsichtlich der zu erwartenden Bauteilabweichungen im nächsten Arbeitsschritt zu extrahieren.

Dieser nächste Schritt des optimierten Verfahrens, die genaue Quantifizierung der zu erwartenden Bauteilabweichungen auf Basis der Ergebnisdaten der Umformsimulation (Abbildung 20b), ist aufgrund der auszuwertenden Datenmengen und der durchzuführenden komplexen Berechnungen nur automatisiert möglich. Da auf kein existierendes dreidimensionales Verfahren zu diesem Zweck zurückgegriffen werden kann, wird im Rahmen der Optimierung des Ansatzes der Werkzeugkorrektur ein entsprechendes teilautomatisiertes Verfahren entwickelt. Dieses erlaubt dem Nutzer, sich die Bauteilabweichungen mit geringem manuellen Aufwand zugänglich zu machen und diese zu visualisieren. Das in Kapitel 3.1.3 beschriebene Verfahren basiert auf einem Soll/Ist-Vergleich der Geometrie des Werkstücks. Es ist derzeit, bedingt durch die Anwendung im Kontext der umformenden Herstellung verzahnter Bauteile, auf die Ermittlung und Kompensation von Verzahnungsabweichungen ausgerichtet und optimiert. Der dem Verfahren zugrundeliegende, in einer VISUAL BASIC Routine umgesetzte Algorithmus zur Ermittlung von Bauteilabweichungen auf Basis von Simulationsergebnissen kann jedoch als Basis für die zukünftige Entwicklung ähnlicher Verfahren für andere Aufgabenstellungen bzw. Bauteilgeometrien verwendet werden.

Liegen die Bauteilabweichungen nicht innerhalb der vom Nutzer vorgegebenen Toleranzen, kommt die zweite Funktionalität der bereits erwähnten VISUAL BASIC Routine, die Ermittlung der zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung korrigierten Geometrie der formgebenden Werkzeugoberflächen, zum Einsatz (Abbildung 20c). Die Funktionsweise des dazu notwendigen Algorithmus ist ebenfalls in Kapitel 3.1.3 dargelegt.

Im letzten Schritt eines Durchlaufs des optimierten Verfahrens zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung durch Werkzeugkorrektur werden die von der VISUAL BASIC Routine bereitgestellten Informationen hinsichtlich der notwendigen Korrektur der formgebenden Werkzeugoberflächen bei der Erstellung eines neuen Simulationsmodells des betrachteten Umformvorgangs umgesetzt (Abbildung 20d). Dieses neue, mit Hilfe des graphischen Preprozessors MSC.PATRAN erstellte, Simulationsmodell erlaubt bei einem erneuten Durchlauf des Verfahrens die Ermittlung der im Falle der Verwendung der korrigierten formgebenden Oberflächen zu erwartenden Bauteilabweichungen.

Den Startpunkt bei der Ermittlung einer zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung optimal korrigierten Werkzeuggeometrie unter Verwendung des im Rahmen dieser Arbeit optimierten Verfahrens bildet grundsätzlich eine Simulation des Umformprozesses, in der die Geometrie der Matrizengravur der Sollgeometrie des Fertigteils entspricht. Das Verfahren wird anschließend so lange wiederholt, bis die Bauteilabweichungen innerhalb der geforderten Toleranzen liegen.

3.1.2 Modellierung des Beispielprozesses

Das Simulationsmodell des Beispielprozesses wird gemäß der in Kapitel 3.1.1 formulierten Anforderungen basierend auf dem Sollprofil des herzustellenden Planetenrads aufgebaut (Abbildung 21). Aufgrund der zyklischen Symmetrie des Planetenrads braucht, die Verwendung geeigneter Symmetrierandbedingungen vorausgesetzt, in den Simulationen nur ein 20°-Segment des Zahnrads, bzw. nur ein Zahn betrachtet zu werden. Die voll gekoppelten Finite-Element-Simulationen werden unter Verwendung des FEM-Programmsystems ABAQUS/Explicit Version 6.2 durchgeführt.

Sowohl das Werkstück als auch die formgebenden Werkzeugteile werden mit dreidimensionalen bilinearen Kontinuumselementen mit reduzierter Integration vernetzt. Die mittlere Elementkantenlänge im Bereich der Verzahnung von Matrize und Werkstück beträgt 0,26 mm. Das Materialverhalten des Werkstücks beschreibt ein elastisch-plastisches Materialgesetz, während die Werkzeugteile als elastisch mit einem Elastizitätsmodul von 210 GPa angenommen werden.

Das zu kaltkalibrierende Werkstück ist ein präzisionsgeschmiedetes Planetenrad. Die Umformgeschichte des Planetenrads wird aus Gründen der Rechenzeiterparnis bei der Modellierung vernachlässigt, da ihre Berücksichtigung eine der Simulation der Kaltkalibrieroperation vorgeschaltete aufwendige Simulation des Präzisionsschmiedeprozesses zur Herstellung des

später zu kaltkalibrierenden Planetenrads erfordert hätte. Deshalb wird angenommen, dass es sich bei dem Werkstoff des zu kaltkalibrierenden Planetenrads um einen Stahl 16MnCr5 handelt, dessen mechanische Eigenschaften noch nicht durch eine Umformoperation verändert wurden. Die verwendete Fließkurve wird [21] entnommen. Diese Vereinfachung ist zulässig, da vorgesehen ist, die präzisionsgeschmiedeten Planetenräder im Experiment langsam im Sandbett abzukühlen. Auf diese Weise wird eine Martensitbildung vermieden, wodurch es mit guter Annäherung zu keiner Veränderung der plastischen Eigenschaften des Werkstoffs im Vergleich zum Zustand vor dem Präzisionsschmieden kommt.

Die Kaltkalibrieroperationen erfolgen sowohl im Experiment als auch in der Simulation bei Raumtemperatur. Ferner können aufgrund der im betrachteten Kaltkalibrierprozess auftretenden geringen Formänderungen die durch innere und äußere Reibung entstehende Wärme und ein eventueller Wärmeübergang zwischen den Modellteilen in der Simulation vernachlässigt werden. Die Stößel- bzw. Umformgeschwindigkeit beträgt in Experiment und Simulation 20 mm/s. Die auftretende Reibung wird in der Simulation mit Hilfe des COULOMBSCHEN Reibgesetzes unter Verwendung eines Reibkoeffizienten von 0,2 modelliert.

3.1.3 Entwicklung eines teilautomatisierten Verfahrens zur Abweichungsermittlung und Werkzeugkorrektur auf Basis von Simulationsergebnissen

Eine praxisnahe Erprobung der beiden untersuchten Ansätze zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung am Beispielprozess Kaltkalibrieren eines Zahnrad erfordert die Ermittlung der Abweichungen des Beispielbauteils Planetenrad von seiner Sollgeometrie nach industriell üblichen Kriterien. Die Verzahnungsabweichungen bzw. Verzahnungsqualitäten von Zahnradern werden üblicherweise gemäß [76] Blatt 1 und 2 geprüft und nach [18] Teil 1 bis 3 beurteilt, wobei die Festlegung der Qualität anhand von 14 Kriterien erfolgt, die Tabelle 1 wiedergibt. Aus den Ergebnisdaten einer Simulation des Beispielprozesses lassen sich bedingt durch die Art der Modellierung die Werte für die in Tabelle 1 grau unterlegten Profil- und Flankenlinienabweichungen ableiten. Diese Abweichungsmaße werden für jeden zu prüfenden Zahn eines Zahnrad individuell ermittelt. Alle anderen Abweichungsmaße werden aus den Einzelwerten mehrerer Zähne gebildet, was jedoch auf Basis der Ergebnisse der Simulationen des Beispielprozesses nicht möglich ist, da diese aus Gründen der Rechenzeiterparnis nur einen einzelnen Zahn betrachten.

Für die Erfassung der Profilabweichungen gemäß [76] wird das Profil eines zu prüfenden Zahnrad in einem Stirnschnitt vermessen, wobei die Schnittebene im Normalfall in der Mitte der Verzahnungsbreite liegt. Bei hohen Anforderungen an die Bauteilgenauigkeit können zusätzliche Stirnschnitte ober- und unterhalb der mittleren Schnittebene vermessen werden. Der Profilprüfbereich ergibt sich nach [16] aus dem maximal nutzbaren Bereich des Zahnprofils, den Abbildung 22a zeigt. Dieser entspricht demjenigen Bereich der Profillinie, der durch die Evolvente beschrieben wird. Am Zahnfuß und -kopf wird dieser Bereich durch die Kopf- und Fußkreisrundung begrenzt. Die Aufnahme der Flankenlinien zur Ermittlung der Flankenlinien-

abweichungen gemäß [76] erfolgt analog zu der Ermittlung der Profilabweichungen üblicherweise auf halber Zahnhöhe. Für erhöhte Genauigkeitsanforderungen können zusätzlich noch weitere Flankenlinien im Fuß- und Kopfbereich des Zahnes aufgenommen werden.

Die Auswertung der Ergebnisdaten der durchzuführenden Kaltkalibriersimulationen orientiert sich an diesen Richtlinien zur Beurteilung der Verzahnungsqualität von Zahnrädern. Im Falle der Profilabweichungen werden die Abweichungen des Verzahnungsprofils vom Sollprofil in fünf Stirnschnitten A bis E aus den Ergebnisdaten abgeleitet (Abbildung 22b). Die Bestimmung der Flankenlinienabweichungen aus den Simulationsergebnissen erfolgt anhand von drei Flankenlinien: Eine auf halber Zahnhöhe und jeweils eine am zahnkopf-, bzw. zahnfußseitigem Ende des Profilprüfbereichs (Abbildung 22c). Die Profil- und Flankenlinienabweichungen werden nach [75] ermittelt, indem für jeden der fünf Stirnschnitte und jede der drei Flankenlinien die Form-, Winkel- und Gesamtabweichungen der berechneten Istprofile bzw. Istflankenlinien bestimmt werden (Abbildung 23).

Aufbereitung der für die Quantifizierung der Bauteilabweichungen notwendigen Daten

Die Quantifizierung von Bauteilabweichungen auf Basis einer zur Ermittlung der Geometrie des Fertigteils durchgeführten Simulation des betrachteten Umformprozesses erfordert zunächst die Extrahierung der für die Quantifizierung notwendigen Daten aus den Ergebnisdaten der Simulation. Die Extrahierung erfolgt unter Verwendung des Postprozessors ABAQUS/CAE. Mit Hilfe dieses Postprozessors aus der Programmfamilie ABAQUS lassen sich alle Zustandsgrößen im Werkstück und in den Werkzeugen für die verschiedenen Prozessphasen visualisieren. Insbesondere besteht die Möglichkeit, dem Benutzer die Spannungs- und Druckverteilungen, sowie Dehnungen, Verschiebungen etc. im Werkstück und in den Werkzeugen durch Konturplots der jeweiligen Größen zugänglich zu machen. Es besteht ebenfalls die Möglichkeit, Ergebnisdaten, wie z. B. Prozesskräfte oder Knotenkoordinaten in Form von Textdateien auszugeben und auf diese Weise einer Weiterverarbeitung mit anderen Datenauswertungs- oder Tabellenkalkulationsprogrammen zugänglich zu machen. Die einzelnen Auswertungsfunktionalitäten von ABAQUS/CAE können dabei interaktiv vom Benutzer bedient oder mit Hilfe von Scripten in der Programmiersprache PYTHON gesteuert und automatisiert werden.

Von der Möglichkeit der Automatisierung von Auswertungsfunktionalitäten mit Hilfe von PYTHON Scripten wird im Rahmen der Extrahierung der für die Quantifizierung der Bauteilabweichungen notwendigen Daten Gebrauch gemacht. Das dazu entwickelte Script steuert die automatische Speicherung der Istkoordinaten der Elementknoten des Werkstückmodells auf den fünf zuvor festgelegten Stirnschnitten A bis E (Abbildung 22b) und in der Umgebung der drei zu prüfenden Flankenlinien K, M und F (Abbildung 22c) bei Simulationsende in einer Textdatei.

Die Sollkoordinaten der auf den fünf Stirnschnitten A bis E und auf den drei Flankenlinien K, M und F liegenden Werkstückknoten sind vom Benutzer in einer zweiten Textdatei gleichen For-

mats zu speichern. Die zu speichernden Sollkoordinaten gehen aus den Verzahnungsdaten des zu untersuchenden Zahnrads hervor und können mit Hilfe eines Texteditors in die benötigte Textdatei umgesetzt werden. Die Soll- und Istkoordinaten der Werkstückknoten können nun mit Hilfe der im Rahmen dieser Arbeit entwickelten VISUAL-BASIC-Routine zur Ermittlung von Bauteilabweichungen auf Basis von Simulationsergebnissen verglichen und deren Abweichungen quantifiziert werden.

Algorithmus zur Ermittlung von Bauteilabweichungen auf Basis von Simulationsergebnissen

Beim Starten der VISUAL-BASIC-Routine zur Ermittlung von Bauteilabweichungen auf Basis von Simulationsergebnissen werden nach Eingabe der erforderlichen Dateikennungen die beiden Textdateien mit den Soll- und Istkoordinaten der Werkstückknoten eingelesen. Die Soll- und Istkoordinaten werden zunächst in zwei getrennten Datenfeldern für einen späteren Zugriff gespeichert. Danach erfolgt die Ermittlung der Profilabweichungen. Die Bestimmung der Abweichungen von Soll- und Istprofilen erfolgt dabei nach dem Prinzip der senkrechten Projektion der Sollknoten $S_{i,j}$ eines Stirnschnittes auf ein von den Istknoten $P_{k,l}$ aufgespanntes Istprofil im betrachteten Stirnschnitt. Der Abstand $d(S_{i,j}, S'_{i,j})$ eines Sollknotens $S_{i,j}$ von seiner Projektion $S'_{i,j}$ auf ein Istprofil in einem Stirnschnitt entspricht näherungsweise der lokalen senkrechten Abweichung des Istprofils des untersuchten Zahnrads vom Sollprofil im betrachteten Stirnschnitt (Abbildung 24). Bei der Ermittlung der gesuchten Abstände $d(S_{i,j}, S'_{i,j})$ werden die fünf Stirnschnitte A bis E nacheinander abgearbeitet, wobei die Ermittlung der Abweichungen im jeweiligen Stirnschnitt als ein zweidimensionales Problem in der Ebene des Stirnschnitts betrachtet wird. Diese Zurückführung des dreidimensionalen Problems der Bestimmung der Bauteilabweichungen auf bereichsweise zweidimensionale ist zulässig, da im Falle des betrachteten Kaltkalibrierprozesses der Werkstofffluss im Verzahnungsbereich nahezu ausschließlich in radialer Richtung verläuft. Aus diesem Grund erfolgt während der Umformung bzw. der Umformsimulation näherungsweise keine Bewegung der Istknoten $P_{k,l}$ in y-Richtung.

Für jeden Sollknoten $S_{i,j}$ wird der Abstand $d(S_{i,j}, S'_{i,j})$ ermittelt. Die Koordinaten der Sollknoten $S_{i,j}$ werden dazu in zwei verschachtelten Zählschleifen abgearbeitet. Die Zählvariablen i und j laufen von

$$\begin{aligned} i &= 1 \dots n \\ j &= 1 \dots m \end{aligned} \tag{1}$$

mit n : Anzahl der Sollknoten in einem Stirnschnitt
 m : Anzahl der auszuwertenden Stirnschnitte

Die Zählvariable i wird im Folgenden auch als die Knotennummer eines Sollknotens bezeichnet. Die Sollknoten eines Stirnschnittes werden fortlaufend durchnummeriert (Abbildung 24). Sollknoten unterschiedlicher Stirnschnitte mit gleicher x- und z-Koordinate besitzen die gleiche Knotennummer. Die Nummerierung der Istknoten $P_{k,l}$ erfolgt in analoger Form.

Um die grobe Lage der Projektion $S'_{i,j}$ eines Sollknotens $S_{i,j}$ auf dem Istprofil zu ermitteln, sind zunächst für den Sollknoten $S_{i,j}$ die beiden Knoten des Istprofils mit den geringsten Abständen zu $S_{i,j}$ zu finden. Dazu wird zunächst der Knoten $P_{k,l}$ des Istprofils mit dem geringsten Abstand zu $S_{i,j}$ identifiziert. Für $P_{k,l}$ gilt:

$$d(P_{k,l}, S_{i,j}) = |\vec{s}_{i,j} - \vec{p}_{k,l}| = \min \quad (2)$$

mit $d(P_{k,l}, S_{i,j})$: Abstand der Knoten $S_{i,j}$ und $P_{k,l}$

$\vec{s}_{i,j}$: Ortsvektor des Knotens $S_{i,j}$

$\vec{p}_{k,l}$: Ortsvektor des Knotens $P_{k,l}$

Danach ist derjenige Knoten $P_{k-1,l}$ oder $P_{k+1,l}$ zu identifizieren, der den zweitgeringsten Abstand zu $S_{i,j}$ besitzt. Dazu wird folgende Ungleichung ausgewertet:

$$|\vec{s}_{i,j} - \vec{p}_{k-1,l}| < |\vec{s}_{i,j} - \vec{p}_{k+1,l}| \quad (3)$$

mit $\vec{p}_{k-1,l}$: Ortsvektor des Knotens $P_{k-1,l}$

$\vec{p}_{k+1,l}$: Ortsvektor des Knotens $P_{k+1,l}$

Ist die Ungleichung erfüllt, ist $P_{k-1,l}$ der gesuchte Knoten. Ist sie nicht erfüllt, ist $P_{k+1,l}$ der Knoten mit dem zweitgeringsten Abstand zu $S_{i,j}$. Um eine Projektion von $S_{i,j}$ auf das Istprofil zu ermöglichen, wird eine Gerade p durch die beiden soeben identifizierten Knoten des Istprofils mit den geringsten Abständen zu $S_{i,j}$ konstruiert. Sind dies die beiden Punkte $P_{k,l}$ und $P_{k+1,l}$, gilt für diese Gerade:

$$p: \vec{x} = \vec{p}_{k,l} + u \cdot (\vec{p}_{k+1,l} - \vec{p}_{k,l}) \quad u \in \mathbb{R} \quad (4)$$

Danach wird durch die beiden Nachbarknoten $S_{i-1,j}$ und $S_{i+1,j}$ von $S_{i,j}$ ebenfalls eine Gerade s konstruiert:

$$s: \vec{x} = \vec{s}_{i-1,j} + v \cdot (\vec{s}_{i+1,j} - \vec{s}_{i-1,j}) \quad v \in \mathbb{R} \quad (5)$$

mit $\vec{s}_{k-1,l} :$ Ortsvektor des Knotens $S_{k-1,l}$
 $\vec{s}_{k+1,l} :$ Ortsvektor des Knotens $S_{k+1,l}$

Im nächsten Schritt ist der Ortsvektor \vec{b} des Hilfspunktes H zu bestimmen. H ist der Lotfußpunkt des Knotens $S_{i,j}$ auf der Geraden s . Für \vec{b} gilt:

$$\vec{b} = \vec{s}_{i-1,j} + t_b \cdot (\vec{s}_{i+1,j} - \vec{s}_{i-1,j}) \quad t_b \in \mathbb{R} \quad (6)$$

$$\text{mit } t_b = \frac{(\vec{s}_{i,j} - \vec{s}_{i-1,j})(\vec{s}_{i+1,j} - \vec{s}_{i-1,j})}{|\vec{s}_{i+1,j} - \vec{s}_{i-1,j}|^2} \quad (7)$$

Nun erfolgt die Konstruktion der Geraden o durch $S_{i,j}$ und H :

$$o : \vec{x} = \vec{s}_{i,j} + w \cdot (\vec{b} - \vec{s}_{i,j}) \quad w \in \mathbb{R} \quad (8)$$

Der Richtungsvektor der Geraden o stellt näherungsweise die Normalenrichtung des Sollprofils im Knoten $S_{i,j}$ dar. Die gesuchte Projektion $S'_{i,j}$ des Knotens $S_{i,j}$, der Schnittpunkt der Geraden o und p , ergibt sich durch Gleichsetzen der Gleichungen (4) und (8). Durch Auflösen des entstehenden linearen Gleichungssystems nach den Parametern u und w erhält man den Ortsvektor $\vec{s}'_{i,j}$ des gesuchten Punktes $S'_{i,j}$. Der Abstand $d(S_{i,j}, S'_{i,j})$ von $S_{i,j}$ und $S'_{i,j}$ entspricht der gesuchten senkrechten Profilabweichung im Knoten $S_{i,j}$:

$$d(S_{i,j}, S'_{i,j}) = |\vec{s}_{i,j} - \vec{s}'_{i,j}| \quad (9)$$

Liegt das Istprofil innerhalb des Sollprofils, erhält die Abweichung ein negatives Vorzeichen. Liegt es außerhalb, wird die Abweichung positiv. Im in Abbildung 24 dargestellten Fall ergäbe sich damit eine negative Profilabweichung.

Bei der Ermittlung der Flankenlinienabweichungen wird ebenfalls von dem Prinzip der senkrechten Projektion der Sollknoten eines Stirnschnittes auf das von den Istknoten aufgespannte Istprofil im betrachteten Stirnschnitt Gebrauch gemacht (Abbildung 25). Die Sollknoten der drei zu prüfenden Flankenlinien K, M und F (Abbildung 22c) zeichnen sich dadurch aus, dass sie jeweils die gleiche Knotennummer besitzen. Die Knoten

$$S_{i_k,j}, S_{i_m,j}, S_{i_f,j} \quad j = 1 \dots q \quad (10)$$

mit $i_k :$ Gemeinsame Knotennummer der Sollknoten auf der Flankenlinie K
 $i_m :$ Gemeinsame Knotennummer der Sollknoten auf der Flankenlinie M
 $i_f :$ Gemeinsame Knotennummer der Sollknoten auf der Flankenlinie F

q : Anzahl der Elementknoten in z-Richtung auf der Zahnflanke des Simulationsmodells

stellen damit die zur Ermittlung der Flankenlinienabweichungen abzuarbeitenden Sollknoten dar. Für die drei Flankenlinien werden jeweils die Abstände $d(S_{i_k,j}, S'_{i_k,j})$, $d(S_{i_m,j}, S'_{i_m,j})$ und $d(S_{i_f,j}, S'_{i_f,j})$ der Sollknoten $S_{i_k,j}$, $S_{i_m,j}$ und $S_{i_f,j}$ von ihren Projektionen $S'_{i_k,j}$, $S'_{i_m,j}$ und $S'_{i_f,j}$ analog der für die Bestimmung der Profilabweichungen verwendeten Vorgehensweise ermittelt. Abbildung 25 zeigt das Prinzip der Ermittlung der Flankenlinienabweichungen für das Beispiel der Flankenlinie K. Die Abstände entsprechen näherungsweise den jeweiligen lokalen senkrechten Flankenlinienabweichungen des untersuchten Zahnrads. Analog zur Ermittlung der Profilabweichungen erhält die Abweichung ein negatives Vorzeichen, wenn der jeweilige Istknoten innerhalb des Sollprofils liegt. Liegt er außerhalb, wird die Abweichung positiv. Im in Abbildung 25 dargestellten Fall ergäbe sich damit eine negative Flankenlinienabweichung.

Die ermittelten Profil- und Flankenlinienabweichungen werden für den jeweiligen Sollknoten zusätzlich in ihre x- und z-Komponenten zerlegt und in Form einer Textdatei ausgegeben, die zur graphischen Auswertung z. B. in MICROSOFT EXCEL eingelesen werden kann.

Algorithmus zur Generierung korrigierter formgebender Oberflächen

Analog zur Ermittlung der senkrechten Profilabweichungen $d(S_{i,j}, S'_{i,j})$ erfolgt die Ermittlung der Profilabweichungen in z-Richtung $d_z(S_{i,j}, S'_{i,j})$ in den fünf Stirnschnitten A bis E (Abbildung 26). Diese bilden die Grundlage für die Generierung der zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung korrigierten formgebenden Oberflächen. Bei der Ermittlung der Profilabweichungen in z-Richtung $d_z(S_{i,j}, S'_{i,j})$ werden die Sollknoten $S_{i,j}$ nicht in Richtung der lokalen Normalenrichtung des Sollprofils auf die Istprofile projiziert, sondern in z-Richtung. Die grobe Lage der Projektion $S'_{i,j}$ eines Sollknotens $S_{i,j}$ wird ermittelt, indem die beiden Istknoten eines Istprofils ermittelt werden, die den geringsten Abstand in x-Richtung zum Sollknoten $S_{i,j}$ haben. Die weitere Vorgehensweise bei der Ermittlung der Profilabweichungen in z-Richtung ist bis auf die Richtung der Projektion und der Ermittlung der groben Lage der Projektion $S'_{i,j}$ eines Sollknotens $S_{i,j}$ mit dem im vorigen Abschnitt beschriebenen Verfahren zur Ermittlung der lokalen senkrechten Profilabweichungen identisch, weshalb sie hier nicht im Detail erläutert wird.

Aus den wie beschrieben ermittelten Profilabweichungen in z-Richtung $d_z(S_{i,j}, S'_{i,j})$ wird gemäß Abbildung 26 die über die Verzahnungsbreite gemittelte Profilabweichung $d_{z,mittel}(i)$ in

z-Richtung des Fertigteils bestimmt. $d_{z,mittel}(i)$ entspricht dem arithmetischen Mittel der Profilabweichungen des Werkstücks in z-Richtung an den fünf unmittelbar übereinanderliegenden Sollknoten mit der Knotennummer i :

$$d_{z,mittel}(i) = \frac{\sum_{j=1}^m d_z(S_{i,j}, S'_{i,j})}{m} \quad (11)$$

Aus $d_{z,mittel}(i)$ wird ein Verschiebungsfeld $u_{z,Korrektur}(i)$ ermittelt:

$$u_{z,Korrektur}(i) = -d_{z,mittel}(i) \quad (12)$$

Das ebenfalls in einer Textdatei abgelegte Verschiebungsfeld $u_{z,Korrektur}(i)$ dient zur Konstruktion des neuen korrigierten Verzahnungsprofils der Matrize. Die Neukonstruktion erfolgt unter Verwendung des Preprozessors MSC.PATRAN, mit dessen Hilfe im Rahmen dieser Arbeit alle notwendigen Simulationsmodelle erstellt werden. Das Verzahnungsprofil des Matrizenmodells ist ebenso wie die Sollkontur des Werkstücks mit n Knoten diskretisiert, die analog zur Sollkontur nummeriert sind. Zur Korrektur des Verzahnungsprofils der Matrize wird das Verschiebungsfeld $u_{z,Korrektur}(i)$ auf die Knoten des Verzahnungsprofils angewendet, indem jede Verschiebung $u_{z,Korrektur}(i)$ zur z-Koordinate des entsprechenden Knotens i des Verzahnungsprofils addiert wird (Abbildung 26). Anschließend wird auf Basis des korrigierten Verzahnungsprofils der Matrize ein neues Simulationsmodell des Beispielprozesses aufgebaut, das zur Quantifizierung des Effekts der Korrektur der formgebenden Werkzeugoberflächen dient.

3.1.4 Deformationsverhalten des Werkstücks und der korrigierten konventionellen Matrize im Beispielprozess

Effekt der Werkzeugkorrektur auf die Werkstückabweichungen bei Prozessende

Wie in Kapitel 3.1.1 dargelegt, bildet eine Simulation des betrachteten Umformprozesses unter Verwendung unkorrigierter Werkzeuggeometrien den Startpunkt der Ermittlung der optimalen Werkzeugkorrektur nach dem im Rahmen dieser Arbeit optimierten Verfahren. Die Simulation umfasst die Prozessphasen des Kaltkalibriervorgangs, des Öffnens der Werkzeuge sowie des Ausstoßens des Werkstücks (Abbildung 20a). Die unkorrigierte Geometrie der formgebenden Werkzeugoberflächen entspricht üblicherweise der Sollgeometrie des herzustellenden Bauteils. Abbildung 27 zeigt als Ergebnis einer solchen Simulation des Beispielprozesses die mit Hilfe des in Kapitel 3.1.3 beschriebenen Verfahrens bestimmten mittleren Profilabweichungen der berechneten Zahnradgeometrie bei Prozessende, d. h. nach dem Ausstoßen. Die über der Ver-

verzahnungsbreite gemittelten Beträge der Profilabweichungen an den Knoten des Sollprofils sind in der genannten Abbildung über den Knotennummern der Sollknoten aufgetragen. Die Richtung der Abweichung im jeweiligen Knoten entspricht der lokalen Normalenrichtung des Sollprofils an der Position des Knotens. Aus Abbildung 27 wird deutlich, dass das Fertigteil, bedingt durch die elastische Aufweitung der Matrize und der weiteren Einflüsse auf die Maßhaltigkeit massiv-umgeformter Bauteile (siehe Kapitel 2.2), über den gesamten Verlauf des Zahnprofils teilweise erheblich vom Sollprofil abweicht. Es ergeben sich mittlere Abweichungen des Fertigteils vom Sollprofil von bis zu 0,083 mm.

Basierend auf den in Abbildung 27 dargestellten mittleren Profilabweichungen wird die Geometrie der formgebenden Oberflächen der Kaltkalibriermatrize nach dem in Kapitel 3.1.3 beschriebenen Verfahren korrigiert. Zur Quantifizierung des Effekts der Korrektur wird eine Simulation des Beispielprozesses unter Verwendung der korrigierten Werkzeuggeometrie durchgeführt. Dies führt zu den in Abbildung 28 dargestellten mittleren Profilabweichungen des kaltkalibrierten Zahnrads, die sich im Bereich von $-0,008$ mm bis $+0,005$ mm bewegen. Der Vergleich mit der im Beispielprozess mit nicht korrigierter Matrize auftretenden maximalen mittleren Profilabweichung von 0,083 mm zeigt, dass bereits mit einer einmaligen Werkzeugkorrektur eine Reduktion der mittleren Profilabweichungen des Fertigteils um bis zu 90% erzielt werden kann.

Bei den in Abbildung 28 dargestellten Profilabweichungen handelt es sich jedoch um Mittelwerte, die aus den absoluten Abweichungen in den fünf Stirnschnitten A bis E (Abbildung 22b) gebildet werden. Werden die absoluten Abweichungen in den jeweiligen Stirnschnitten betrachtet, ergibt sich ein differenzierteres Bild (Abbildung 29). Im oberen Stirnschnitt A wird das Sollprofil beispielsweise um bis zu 0,06 mm überschritten, während es im unteren Stirnschnitt E dagegen um bis zu 0,05 mm unterschritten wird. Dies bedeutet, dass in bestimmten Stirnschnitten trotz der durchgeführten Werkzeugkorrektur und der erzielten Reduktion der mittleren Profilabweichungen immer noch signifikante absolute Profilabweichungen auftreten. Diese sind so verteilt, dass es zur Ausbildung eines Gradienten der Profilabweichungen ausgehend von den relativ großen positiven Abweichungen in Stirnschnitt A, über die minimalen Abweichungen in Stirnschnitt C, hin zu den ebenfalls relativ großen negativen Abweichungen in Stirnschnitt E kommt. Der Gradient der Profilabweichungen bedingt eine gewisse Konizität des umgeformten Zahnrads (Abbildung 30a) und ist so die Ursache für die in Kapitel 3.1.5 quantifizierten Flankenlinienabweichungen des Zahnrads.

Die noch nicht kompensierten, über die Verzahnungsbreite variierenden Profilabweichungen könnten in der Simulation im Rahmen einer weiteren Iteration des Verfahrens zur Werkzeugkorrektur kompensiert werden. Dazu müsste die Korrektur der Matrize jedoch den Gradienten der Profilabweichungen über der Verzahnungsbreite berücksichtigen, d. h. ebenfalls über der Verzahnungsbreite variieren (Abbildung 30b). Dadurch würde eine derart korrigierte Matrize an ihrer Oberseite einen kleineren Durchmesser als an ihrer Unterseite aufweisen. Die Abbildung dieser Art der Korrektur in der Simulation ist prinzipiell möglich, kann aber aufgrund des entstehenden Hinterschnittes nicht in die Realität umgesetzt werden.

Die dargestellten Simulationsergebnisse zeigen für den Fall des Beispielprozesses die Grenzen des Verfahrens der Werkzeugkorrektur auf. So erfordert eine Reduzierung der absoluten Profilabweichungen über der gesamten Verzahnungsbreite des betrachteten Zahnrads eine aus fertigungstechnischen und technologischen Gründen impraktikable, da über der Verzahnungsbreite variierende, Werkzeugkorrektur. Da dieses Problem nicht mit einer weiteren, über der Verzahnungsbreite konstanten Korrektur gelöst werden kann, sind die nach der ersten Korrektur erreichten Bauteilabweichungen nicht weiter zu reduzieren. Aus diesem Grund wird die vorliegende, einmalig korrigierte Geometrie der konventionellen Matrize der experimentellen Umsetzung und dem Vergleich mit dem Ansatz des aktiven Dehnungsausgleichs zugrundegelegt.

Entwicklung der Werkstückabweichungen im Prozessverlauf

Im vorigen Abschnitt wird die Geometrie des Fertigteils nach dem Ausstoßen ausgewertet und für die Werkzeugkorrektur verwendet. Die durchgeführten Simulationen liefern jedoch auch die Werkstückgeometrien unmittelbar nach den einzelnen Prozessphasen. Den in [Abbildung 31](#) dargestellten mittleren Profilabweichungen des Werkstücks nach den verschiedenen Prozessphasen ist zu entnehmen, dass unmittelbar nach dem eigentlichen Umformvorgang, im unteren Totpunkt des Oberstempels, die Werkstückkontur aufgrund der elastischen Aufweitung der Matrize um bis zu 0,10 mm nach außen verschoben ist. Das Zurückfahren des Oberstempels ist mit einer partiellen Entlastung von Werkstück und Matrize verbunden. Die Matrize federt dadurch in Richtung ihrer Ausgangslage zurück, wodurch das Werkstück in der Matrize verspannt und die Werkstückkontur um bis zu 0,13 mm nach innen verschoben wird. Für die Werkstückkontur ergeben sich in dieser Phase des Prozesses negative Abweichungen vom Sollprofil von bis zu -0,03 mm. Beim Ausstoßen wird das Werkstück vollständig entlastet, so dass die Werkstückkontur um bis zu 0,03 mm nach außen federt. Dadurch wird das Sollprofil nahezu erreicht, es ergeben sich lediglich Abweichungen von maximal 0,005 mm. Die Entwicklung der Werkstückabweichungen im Verlauf des Beispielprozesses macht deutlich, dass im Falle dieses Prozesses das Zurückfahren des Oberstempels und das Ausstoßen des Werkstücks signifikante Auswirkungen auf die Abweichungen der Verzahnung des Werkstücks haben. Teilweise ergeben sich innerhalb dieser Prozessphasen Verschiebungen der Werkstückkontur um bis zu 0,10 mm. Dies verdeutlicht die Notwendigkeit, diese Prozessphasen bei der Werkzeugkorrektur bei Kaltmassivumformprozessen zu berücksichtigen. Aus diesem Grund kann die Durchführung der Korrektur der Matrize allein auf Grundlage der maximalen Innendruckverteilung am Ende der Umformung, wie in [41, 42, 44, 48, 49, 67, 73, 74] vorgeschlagen, nicht ausreichend genau sein, um höchste Verzahnungsqualitäten zu erreichen.

[Abbildung 32](#) zeigt abschließend die absoluten Profilabweichungen des mit korrigierter konventioneller Matrize hergestellten Zahnrads in den Stirnschnitten A bis E in den verschiedenen Prozessphasen. Nach der Umformung, am unteren Totpunkt des Stempels, ist die Werkstückkontur aufgrund der elastischen Aufweitung der Matrize um bis zu 0,10 mm nach außen

verschoben. Zu diesem Zeitpunkt liegen die Istprofile für alle fünf Stirnschnitte A bis E nahezu übereinander, was darauf hindeutet, dass sich die Matrize während des Umformvorgangs über der gesamten Höhe der Gravur konstant aufweitet. Mit dem Zurückfahren des Oberstempels werden Werkstück und Matrize partiell entlastet, so dass die Matrize mitsamt des Werkstücks um bis zu 0,15 mm zurückfedert. Dabei wird das Werkstück in der Matrize verspannt, so dass es in den Stirnschnitten A bis E Untermaß aufweist. Nach dem Ausstoßen federt das Werkstück zurück, so dass sich die Beträge der Profilabweichungen erhöhen. Dabei federt der obere Querschnitt in einigen Bereichen um bis zu 0,08 mm nach außen, wohingegen sich der untere Querschnitt nicht radial nach außen bewegt. Die oben erwähnten, über der Verzahnungsbreite variierenden Profilabweichungen der einzelnen Stirnschnitte A bis E ergeben sich also erst während der Prozessphasen Zurückfahren des Oberstempels und Ausstoßen des Werkstücks. Die elastische Matrizenaufweitung, die zudem über die Höhe des Bauteils nahezu konstant ist, kann daher nicht die Ursache des großen Unterschiedes der Profilabweichungen des Werkstücks im oberen und unteren Bereich der Verzahnung und den daraus resultierenden Flankenlinienabweichungen sein. Vielmehr kommt es während des Öffnens der Werkzeuge und des Ausstoßvorgangs zu der beschriebenen ungleichförmigen Rückfederung des Werkstücks in den fünf Stirnschnitten B bis E, die auf das einfachwirkende Prinzip des verwendeten Kaltkalibrierwerkzeugs zurückzuführen sein kann. Dies unterstreicht nochmals die Notwendigkeit der Berücksichtigung der Prozessphasen des Zurückfahrens des Oberstempels und des Ausstoßens des Werkstücks bei der Werkzeugkorrektur bei Kaltmassivumformprozessen. Bleiben diese Prozessphasen unberücksichtigt, werden die hier beschriebenen signifikanten rückfederungsbedingten Geometrieänderungen des Werkstücks bei der Durchführung einer Werkzeugkorrektur vernachlässigt.

3.1.5 Im Beispielprozess theoretisch erreichbare Verzahnungsgenauigkeiten

Die für den Beispielprozess mit unkorrigierter und korrigierter konventioneller Matrize ermittelten theoretisch auftretenden Profilabweichungen sind in [Abbildung 33](#) gegenübergestellt, die theoretisch auftretenden Flankenlinienabweichungen in [Abbildung 34](#). Die dort für die Matrize mit Korrektur aufgetragenen Profil- und Flankenlinienabweichungen ergeben sich aus den in [Abbildung 35](#) und [Abbildung 36](#) dargestellten simulationsgestützt ermittelten Istprofilen und Istflankenlinien des Fertigteils. [Abbildung 35](#) illustriert darüber hinaus die Ermittlung der theoretisch auftretenden Profilabweichungen nach [18] für das Beispiel des Stirnschnitts A aus dem entsprechenden Istprofil des Fertigteils (vgl. [Abbildung 23](#)). In [Abbildung 36](#) ist analog die Ermittlung der theoretisch auftretenden Flankenlinienabweichungen nach [18] für die Fuß-Flankenlinie aus der entsprechenden Istflankenlinie des Fertigteils (vgl. [Abbildung 23](#)) dargestellt.

Aus [Abbildung 33](#) geht hervor, dass sich durch eine Korrektur der formgebenden Werkzeugoberflächen die Profil-Formabweichungen in bestimmten Stirnschnitten um den Faktor 4 reduzieren lassen. Ähnliches gilt für die Profil-Winkelabweichungen und Profil-Gesamtabweichungen, die sich durch eine Korrektur in bestimmten Stirnschnitten halbieren lassen.

Demgegenüber können die Flankenlinienabweichungen durch die Korrektur der Matrize nicht kompensiert werden. Hier ergibt sich keine Verbesserung der Verzahnungsabweichungen, im Falle der Flankenlinien-Formabweichung sogar eine Verschlechterung, wie [Abbildung 34](#) zeigt. Dies ist auf den schon in [Kapitel 3.1.4](#) beschriebenen Gradienten der Profilabweichungen des Zahnrads zurückzuführen. Die resultierende Konizität des Zahnrads und die dadurch bedingten Flankenlinienabweichungen sind im Falle des Beispielprozesses aus fertigungstechnischen und technologischen Gründen durch eine Werkzeugkorrektur nicht zu kompensieren (siehe [Kapitel 3.1.4](#)).

3.1.6 Prozessgrößen im Beispielprozess

[Abbildung 37](#) stellt die simulationsgestützt ermittelten Umformkraftverläufe für den Kaltkalibrierprozess mit unkorrigierter und korrigierter konventioneller Matrize gegenüber. Die Kraftverläufe haben grundsätzlich einen ähnlichen Verlauf. Im Prozess mit Korrektur wird jedoch schon bei einem Stempelweg von 2,3 mm die vollständige Formfüllung erreicht, so dass lediglich eine maximale Umformkraft von 1656 kN erforderlich ist. Im Prozess ohne Korrektur ist dagegen ein Stempelweg von 3,0 mm zur Erreichung einer vollständigen Formfüllung notwendig, was mit einer maximalen Umformkraft von 2086 kN einhergeht. Die für die korrigierte Matrize ermittelten geringeren Werte für Umformweg und Umformkraft sind auf das im Vergleich zur unkorrigierten Matrize geringere Volumen der korrigierten Matrizenkavität zurückzuführen. Bei gleichem Werkstückvolumen ist deshalb im Falle der korrigierten Matrize die Formfüllung früher und damit bei geringeren Werten des Umformwegs und der Umformkraft erreicht als bei der unkorrigierten Matrizengeometrie.

Die Unterstempelkraft in den verschiedenen Prozessphasen ist für die Matrizen mit und ohne Korrektur in [Abbildung 38](#) dargestellt. Zur Begrenzung der Rechenzeit auf ein akzeptables Maß werden die Prozessphasen des Zurückfahrens des Oberstempels und des Ausstoßens des Werkstücks aufgrund der in diesen Prozessphasen im Vergleich zum Umformweg relativ langen zurückzulegenden Verfahrswege der Werkzeuge mit einer erhöhten Werkzeuggeschwindigkeit simuliert. Die Zeitachse im Diagramm ist daher in den verschiedenen Phasen der Simulation verzerrt, der grundsätzliche Kurvenverlauf und die Beträge der Kraft aber korrekt wiedergegeben. Den Verlauf der Schließkraft über den gesamten Kaltkalibrierprozess zeigt [Abbildung 39](#). Dieser ist für die Prozesse mit und ohne Korrektur der Matrize nahezu identisch.

Die wichtigsten Prozessgrößen für den Prozess mit korrigierter Matrize sind abschließend in [Tabelle 2](#) zusammengefasst.

3.1.7 Auslegung der formgebenden Werkzeugteile für den Beispielprozess

Die experimentelle Erprobung der im Rahmen dieser Arbeit optimierten Form des Ansatzes der Werkzeugkorrektur am Beispielprozess Kaltkalibrieren erfordert die Konstruktion und den Bau eines entsprechenden Satzes Umformwerkzeuge. Die Geometrien der formgebenden Werkzeugteile für den Kaltkalibrierprozess mit korrigierter konventioneller Matrize werden aus den für die durchgeführten Simulationen entwickelten Modellen (Abbildung 21) abgeleitet. Das korrigierte Verzahnungsprofil der Matrize (siehe Kapitel 3.1.4) wird in das zur Konstruktion der Werkzeuge verwendete CAD-System importiert und die Kaltkalibriermatrize basierend auf diesem Profil konstruiert.

Die Auswahl der zu verwendenden Werkzeugwerkstoffe bei der Auslegung der formgebenden Werkzeugteile erfolgt auf Basis der simulationsgestützt ermittelten Belastungen in Gestalt der maximalen Vergleichsspannung nach VON MISES in den jeweiligen Werkzeugteilen. Die Werkzeugwerkstoffauswahl ist in [Tabelle 3](#) zusammengefasst.

Bei der Auslegung des Armierungsverbandes wird auf eine einfache Ausführung mit einem Armierungsring zurückgegriffen. Die Auslegung des Armierungsverbandes erfolgt auf Basis der Simulationsergebnisse nach der Richtlinie [77], deren Gegenstand die Auslegung vorgespannter Werkzeuge für die Kaltmassivumformung ist. Die Bohrung der Armierung und die Außenwand der Matrize werden zylindrisch ausgeführt und der Armierungsverband durch Aufschrupfen der Armierung auf die Matrize gefügt.

3.2 Umsetzung des Ansatzes des aktiven Dehnungsausgleichs

3.2.1 Vorgehensweise bei der Umsetzung

Die Entwicklung eines Umformwerkzeugs mit aktivem Dehnungsausgleich erfordert die systematische Erarbeitung der für die Nutzung dieses neuartigen Ansatzes notwendigen technologischen Grundlagen. Diese bilden die Identifikation eines geeigneten Elastomerwerkstoffs, die Erstellung eines geeigneten FEM-Modells des zu realisierenden Umformprozesses als Werkzeug zur Prozessauslegung sowie die Ermittlung der optimalen Elastomerkammergeometrie, der optimal aufeinander abgestimmten Verfahrenswege der Werkzeugaktivelemente und der optimalen Werkzeugkorrektur. Dabei wird im Rahmen dieser Arbeit nach der in [Abbildung 40](#) zusammengefassten Vorgehensweise verfahren. Die Vorgehensweise kann als Anhalt bei der Auslegung von zukünftigen Umformwerkzeugen mit aktivem Dehnungsausgleich verwendet werden.

Wesentliche Bedeutung besitzt die Identifikation eines geeigneten Elastomers, da sich aus dem Einsatz in einem Umformwerkzeug mit aktivem Dehnungsausgleich spezifische Anforderungen

an das Elastomer ergeben (siehe Kapitel 3.2.2). Das einzusetzende Elastomer muss es ermöglichen, unter den im jeweiligen Umformprozess herrschenden Bedingungen einen zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung ausreichenden hydrostatischen Druck aufzubauen. Aus diesem Grund muss es höchsten Drücken in der Größenordnung des Matrizeninnendrucks während der Umformung widerstehen und auch unter den widrigen Umgebungsbedingungen eines Umformprozesses dauerhaft funktionsfähig bleiben. Derzeit ist kein Einsatzfall von Elastomeren unter ähnlich hohen hydrostatischen Drücken bekannt, weshalb der Literatur keine relevanten Informationen hinsichtlich geeigneter Elastomere und ihrer mechanischen Eigenschaften entnommen werden können. Um hier Abhilfe zu schaffen, wird im Rahmen dieser Arbeit eine Anzahl unterschiedlicher Elastomere der Gruppe der Polyurethane auf ihre Eignung für den Einsatz in einem Umformwerkzeug mit aktivem Dehnungsausgleich untersucht. Die zu untersuchenden Polyurethane gehören zu den derzeit leistungsfähigsten verfügbaren Elastomerwerkstoffen [5]. Um die Eignung dieser Elastomere zu prüfen, ist ihr mechanisches Verhalten unter den zu erwartenden hydrostatischen Drücken experimentell zu charakterisieren. Da bislang geeignete Versuchseinrichtungen fehlen, wird im Rahmen dieser Arbeit ein Modellwerkzeug aufgebaut, das diese Charakterisierung erlaubt. Auf Basis der Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen und der weiteren in Kapitel 3.2.2 formulierten Anforderungen an das einzusetzende Elastomer wird schließlich ein für die Anwendung in einem Umformwerkzeug mit aktivem Dehnungsausgleich geeignetes Elastomer ausgewählt.

Die im Rahmen der Charakterisierung des mechanischen Verhaltens des ausgewählten Elastomers ermittelten Werkstoffkennwerte bilden die Grundlage für die Beschreibung seines mechanischen Verhaltens im nächsten Schritt der Werkzeugentwicklung. Dieser ist die Modellierung des zu realisierenden Umformprozesses in einem realitätsnahen FEM-Modell, das das wichtigste Werkzeug bei der Umsetzung des Ansatzes des aktiven Dehnungsausgleichs darstellt. Die Notwendigkeit der Simulationsunterstützung bei der Auslegung eines Umformwerkzeugs mit aktivem Dehnungsausgleich ist auf die komplexen Wechselwirkungen zwischen der elastischen Matrize, dem sich elastisch-plastisch verformenden Werkstück und dem die elastische Matrizenaufweitung kompensierenden Elastomerring zurückzuführen. Diese Wechselwirkungen sind nur mit Hilfe der numerischen Simulation rechnerisch zu erfassen. Ähnlich wie ein als Grundlage einer Werkzeugkorrektur verwendetes FEM-Modell sollte das zu erstellende Modell alle relevanten Prozessphasen des Umformprozesses umfassen, um deren Auswirkungen auf die Maßhaltigkeit des Fertigteils zu berücksichtigen. Darüber hinaus besteht ebenfalls die Notwendigkeit der Modellierung der wesentlichen Werkzeugteile als elastisch deformierbare Kontinua. Diese Notwendigkeit ist offensichtlich, da das Zusammenpressen des Elastomerrings auf die elastischen Verformungen der Matrize sowie der anderen Werkzeugteile und auf die elastisch-plastische Verformung des Werkstücks abgestimmt werden muss. Die den hier formulierten Anforderungen genügende Modellierung des Beispielprozesses ist in Kapitel 3.2.3 dargestellt.

Das FEM-Modell des betrachteten Umformprozesses mit aktivem Dehnungsausgleich dient im nächsten Entwicklungsschritt dazu, die optimale Geometrie der Elastomerkammer zu ermitteln (siehe Kapitel 3.2.4). Die Geometrie der Kammer bestimmt die geometrischen Verhältnisse im

Werkzeug und damit die Wechselwirkungen des Elastomerringes mit den übrigen Werkzeugelementen. Die wesentlichste unter diesen Wechselwirkungen ist der Kraftfluss vom Elastomerring zu den formgebenden Oberflächen der Matrize. Die Geometrie der Kammer ist dadurch für die Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung und der im Beispielprozess auftretenden Profil- und Flankenlinienabweichungen des umzuformenden Zahnrads von großer Bedeutung. Da bisher noch keinerlei Erfahrung mit der Auslegung von Umformwerkzeugen mit aktivem Dehnungsausgleich und der Gestaltung derartiger Elastomerkammern existiert, wird die optimale Elastomerkammergeometrie iterativ unter Verwendung von variierenden Simulationsmodellen ermittelt.

Der Auslegung der Elastomerkammer schließt sich als letzter Schritt der Vorgehensweise zur Entwicklung eines Umformwerkzeugs mit aktivem Dehnungsausgleich die ebenfalls simulationsgestützte Ermittlung der optimal aufeinander abgestimmten Verfahrenswege der Werkzeugaktivelemente und, falls erforderlich, der optimalen Werkzeugkorrektur an (siehe Kapitel 3.2.5). Optimal aufeinander abgestimmte Verfahrenswege der Werkzeugaktivelemente im Sinne des Ansatzes des aktiven Dehnungsausgleichs liegen vor, wenn der Umformprozess und die Erzeugung des Gegendrucks zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung derart aufeinander angepasst sind, dass die Geometrieabweichungen des umgeformten Fertigteils minimal werden. Dazu sind die Bewegungen des die Umformung vornehmenden Oberstempels und des den Elastomerring zusammenpressenden Kompressionsstempels simulationsgestützt aufeinander abzustimmen. Die Abstimmung muss gewährleisten, dass zu dem Zeitpunkt, in dem der Oberstempel seinen unteren Totpunkt erreicht und sowohl der Matrizeninnendruck als auch die elastische Matrizenaufweitung maximal werden, der Kompressionsstempel ebenfalls seinen unteren Totpunkt erreicht. Dadurch ist sichergestellt, dass der zu kompensierende, für die elastische Matrizenaufweitung verantwortliche Matrizeninnendruck und der Gegendruck im Elastomer zeitgleich maximal werden. Darüber hinaus muss der Elastomerring bis dahin so stark zusammengepresst sein, dass ein zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung und der auftretenden Bauteilabweichungen hinreichender Gegendruck gewährleistet ist. Sollten nach der optimalen Einstellung der Verfahrenswege der Werkzeugaktivelemente noch Restabweichungen des Fertigteils auftreten, sind diese auf die kombinierten Auswirkungen der elastischen Stauchung der Zähne der Matrizeninnenverzahnung, der Werkstückrückfederung und einer gegebenenfalls stattfindenden sekundären Plastifizierung des Werkstückwerkstoffes zurückzuführen. Diese Restabweichungen sind durch eine zusätzliche minimale Korrektur der formgebenden Werkzeugoberflächen nach dem im Rahmen dieser Arbeit optimierten Verfahren (siehe Kapitel 3.1.3) zu kompensieren.

3.2.2 Auswahl eines geeigneten Elastomerwerkstoffs

Anforderungen an den zu verwendenden Elastomerwerkstoff

Der Ansatz des aktiven Dehnungsausgleichs basiert auf dem Prinzip, die durch den Gesenkinnendruck bedingte Aufweitung der Matrize mit Hilfe eines Gegendrucks zu kompensieren, der durch das Zusammenpressen eines Elastomerringes erzeugt wird. Dieses Prinzip bildet die Grundlage für die Formulierung der wichtigsten Anforderung an das zu verwendende Elastomer. Die mechanischen Eigenschaften des Elastomers müssen es ermöglichen, hinreichend schnell, d. h. innerhalb eines Kompressionsweges h_{Kompr} in der Größenordnung des Umformweges h_{Umf} , einen zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung ausreichenden Druck im Elastomer aufzubauen. Der Kompressionsweg h_{Kompr} sollte zweckmäßigerweise dem Umformweg h_{Umf} annähernd gleich sein, um eine kinematisch starr gekoppelte Ausführung von Oberstempel und Kompressionsstempel zu erlauben. Eine starre kinematische Kopplung bedingt, dass sich beide Stempel mit der gleichen Verfahrgeschwindigkeit bewegen, und dass die von den beiden Stempeln zurückgelegten Wege, zum einen der vom Oberstempel zurückgelegte Weg h_{OS} und zum anderen der vom Kompressionsstempel zurückgelegte Weg h_{KS} , gleich sind. Dadurch ist gewährleistet, dass beide Stempel zeitgleich ihren unteren Totpunkt erreichen. Dies stellt sicher, dass, wie in Kapitel 3.2.1 für die optimale Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung gefordert, der die elastische Matrizenaufweitung verursachende Matrizeninnendruck und der sie kompensierende Gegendruck zeitgleich maximal werden. Liegen der zur Erzeugung des notwendigen hydrostatischen Drucks im Elastomer notwendige Kompressionsweg h_{Kompr} und der Umformweg h_{Umf} nicht in der gleichen Größenordnung, gestaltet sich die Einstellung des Kompressionsbeginns schwieriger. Sie erfordert in diesem Fall eine konstruktiv aufwendigere kinematisch entkoppelte Ausführung von Ober- und Kompressionsstempel, da aufgrund von konstruktiven Anforderungen gegebenenfalls auf die Nutzung der von der verwendeten Presse zur Verfügung gestellten Stoßkraft zur Kompression des Elastomers abgesehen werden muss (siehe Kapitel 4.2.4).

An dieser Stelle ist zu bemerken, dass der Kompressionsweg h_{Kompr} und der vom Kompressionsstempel zurückgelegte Weg h_{KS} bzw. der Umformweg h_{Umf} und der vom Oberstempel zurückgelegte Weg h_{OS} aufgrund der Auffederung von Kompressions- und Oberstempel unter Last nicht gleich sind. Der unter Last auffedernde, d. h. sich verkürzende Kompressionsstempel muss um einen Weg h_{KS} verfahren werden, der um den Betrag seiner Auffederung größer ist als der notwendige Kompressionsweg h_{Kompr} , um den Kompressionsweg h_{Kompr}

am Elastomerring zu realisieren. Der vom Umformstempel zurückzulegende Weg ergibt sich analog. Die Korrektur der Verfahrenswege der Werkzeugaktivelemente zur Berücksichtigung der Auffederung von Kompressions- und Oberstempel ist Gegenstand des letzten Abschnitts von Kapitel 3.2.5.

Die für einen hinreichend schnellen Druckaufbau im Elastomer entscheidende Stoffeigenschaft ist seine Kompressibilität. Eine niedrige Kompressibilität gewährleistet, dass die durch den Kompressionsstempel auf das Elastomer aufgebrachte Kraft überwiegend in den hydrostatischen Druck im Elastomerring und nicht in eine Volumenänderung des Rings umgesetzt wird. Der lineare Zusammenhang zwischen dem hydrostatischen Druck in einem Elastomer und seiner auf das Ausgangsvolumen bezogenen Volumenänderung gestaltet sich wie folgt [66]:

$$p_{hydr} = K \frac{\Delta V}{V} \quad (13)$$

mit p_{hydr} : hydrostatischer Druck
 $\frac{\Delta V}{V}$: auf das Ausgangsvolumen bezogene Volumenänderung
 K : Kompressionsmodul

Das Kompressionsmodul K ist gemäß der obigen Gleichung ein Maß für die Kompressibilität eines Werkstoffs.

Vorbereitende Simulationen des Beispielprozesses mit aktivem Dehnungsausgleich zeigen, dass im Elastomerring ein Druck von mindestens 650 N/mm^2 herrschen muss, um die elastische Matrizenaufweitung vollständig zu kompensieren (siehe Kapitel 3.2.4). Für eine Abschätzung des im Falle des Beispielprozesses notwendigen Kompressionsmoduls des einzusetzenden Elastomers werden die Höhe des Elastomerrings zu 21 mm und der Umform- bzw. Kompressionsweg zu $2,5 \text{ mm}$ angenommen. Bei der Stauchung des Elastomerrings um $2,5 \text{ mm}$, dies entspricht einer bezogenen Volumenänderung von $11,9\%$, ergibt sich gemäß Gleichung (13) ein zum Erreichen eines Drucks von 650 N/mm^2 notwendiges Kompressionsmodul von

$$K = \frac{p_{hydr}}{\frac{\Delta V}{V}} = \frac{650}{0,019} \text{ N/mm}^2 = 5462,18 \text{ N/mm}^2 \quad (14)$$

Aus dieser Abschätzung geht hervor, dass der im Falle des Beispielprozesses einzusetzende Elastomerwerkstoff ein Kompressionsmodul in der Größenordnung von 5500 N/mm^2 haben muss, um eine hinreichend niedrige Kompressibilität aufzuweisen. Bei diesem Kompressionsmodul ist bei annähernd gleichen Umform- und Kompressionswegen eine optimale Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung gewährleistet.

Auf Basis der durchgeführten Abschätzung und der im Beispielprozess Kaltkalibrieren zu erwartenden Betriebsbedingungen werden für das zu verwendende Elastomer folgende Anforderungen formuliert:

- Hohes Kompressionsmodul ($K \cong 5500 \text{ N/mm}^2$),
- mechanische/dynamische Belastbarkeit bis 650 N/mm^2 Druck,
- Einsetzbarkeit im Dauerbetrieb,
- niedriger Druckverformungsrest,
- gute Beständigkeit gegen mineralische Öle und Fette,
- hoher Verschleißwiderstand und
- hohe Temperaturbeständigkeit.

Diesem Anforderungsprofil entsprechen in hervorragender Weise sog. Polyurethan-Heißgießelastomer-Systeme. Polyurethane dieser Art gehören zu den leistungsfähigsten Polymerkonstruktionswerkstoffen und sind schon seit den 30iger Jahren in der industriellen Anwendung. Heute sind diese Werkstoffe beispielsweise unter den Handelsnamen VULKOLLAN und DIEPOTHAN erhältlich und werden vor allem in Kfz-Federelementen oder als Rollenbeläge für z. B. Gabelstaplerräder verbaut [59]. Im Rahmen dieser Arbeit wird der Einsatz der Polyurethane VULKOLLAN 60, VULKOLLAN 30, VULKOLLAN 15 und DIEPOTHAN G 74 90 00 untersucht, welche von der Firma P + S POLYURETHAN-ELASTOMERE GMBH & CO. KG, Diepholz, zur Verfügung gestellt werden.

Charakterisierung des mechanischen Verhaltens der zu untersuchenden Elastomere

Zur Charakterisierung des mechanischen Verhaltens der im Rahmen dieser Arbeit zu untersuchenden Elastomere reichen Druckversuche an zylindrischen Probekörpern zwischen zwei ebenen Stauchbahnen nicht aus. Zum einen reichen die in diesen Druckversuchen erreichbaren Drücke nicht an die in der Praxis im Elastomerring zu erwartenden Drücke heran. Zum anderen lassen Druckversuche dieser Art die experimentelle Bestimmung der Kompressionsmoduli der zu untersuchenden Elastomere nicht zu, da in der Probe nicht der dazu notwendige hydrostatische Druckspannungszustand herrscht. Die Kenntnis der Kompressionsmoduli der Elastomere ist jedoch für eine simulationsgestützte Auslegung des Prozesses mit aktivem Dehnungsausgleich unerlässlich. Aus Ermangelung geeigneter existierender Versuchseinrichtungen wird im Rahmen dieser Arbeit ein Modellwerkzeug zur eingehenden experimentellen Charakterisierung der zu verwendenden Elastomere entworfen und gebaut (Abbildung 41). Das Modellwerkzeug besteht hauptsächlich aus einem massiven Unterwerkzeug, das die zylindrische Elastomerprobe aufnimmt. Die Bohrung wird mit einem Dorn verschlossen, der über das Oberwerkzeug mittels eines hydraulischen Druckkissens mit einer Kompressionskraft beaufschlagt wird. Die Oberflä-

chen der die Elastomerprobe aufnehmenden Bohrung werden poliert, um mögliche Risskeime wie Drehriefen zu eliminieren. Die mit dem Modellwerkzeug erreichbaren Drücke im Elastomer reichen bis hinauf zu 750 N/mm^2 . Höhere Drücke würden die Festigkeit des für das Modellwerkzeug verwendeten Werkzeugstahls unter Umständen überschreiten. Während der Kompression des Elastomers wird die Kompressionskraft mit Hilfe eines Drucksensors am Druckkissen gemessen. Die Aufnahme des Kompressionswegs erfolgt mittels eines Laserentfernungsmessers.

Abbildung 42 zeigt die mit Hilfe des Modellwerkzeugs experimentell bestimmten Kompressionsmoduli der zu untersuchenden Elastomere in Abhängigkeit des Kompressionswegs bei einer maximalen Kompressionskraft von 150 kN , was einem maximalen Druck im Elastomer von 478 N/mm^2 entspricht. Aus Abbildung 42 geht hervor, dass VULKOLLAN 60 mit fast 5500 N/mm^2 das höchste Kompressionsmodul der untersuchten Elastomere besitzt, weshalb es zur Verwendung im Kaltkalibrierwerkzeug mit aktivem Dehnungsausgleich ausgewählt wird. Tabelle 4 fasst die weiteren mechanischen Eigenschaften von VULKOLLAN 60 zusammen.

Während der Versuche mit dem Modellwerkzeug werden drei Elastomerproben von jeder Elastomerqualität jeweils 10 mal mit Kompressionskräften von 100 , 150 und 235 kN beaufschlagt, was Drücken im Elastomer von 318 , 478 und 750 N/mm^2 entspricht (Abbildung 41). Nach der Durchführung der Kompressionsversuche weisen die Elastomerproben keine erkennbaren äußerlichen Schäden auf. Ihr mechanisches Verhalten, d. h. ihre Volumenänderung in Abhängigkeit von der Kompressionskraft zeigt keine Abhängigkeit von der Anzahl der erfolgten Belastungen.

3.2.3 Modellierung des Beispielprozesses

Die Modellierung des Beispielprozesses mit aktivem Dehnungsausgleich erfolgt analog zur Modellierung des Prozesses mit korrigierter konventioneller Matrize (siehe Kapitel 3.1.2). Sie basiert damit ebenfalls auf dem Sollprofil des im Rahmen dieser Arbeit betrachteten Planetenrads (Abbildung 43).

Beim Zusammenpressen des zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung dienenden Elastomerrings kommt es aufgrund der geringen Kompressionswege im Millimeterbereich (siehe Kapitel 3.2.2) nur zu geringfügigen Dehnungen des Elastomers. Aus diesem Grund kann das Elastomer als linear-elastisch modelliert werden. Es muss nicht auf hyperelastische Stoffgesetze zurückgegriffen werden, deren Anwendung bei großen Dehnungen angezeigt ist [54]. Die Bestimmung der für die durchzuführenden Simulationen notwendigen mechanischen Kennwerte des Elastomers sind Gegenstand des Kapitels 3.2.2.

Die Kaltkalibrieroperationen erfolgen sowohl im Experiment als auch in der Simulation bei Raumtemperatur. Ferner können in der Simulation aufgrund der im betrachteten Kaltkalibrierprozess auftretenden geringen Formänderungen die durch innere und äußere Reibung entstehende Wärme und ein eventueller Wärmeübergang zwischen den Modellteilen

vernachlässigt werden. Die Stößelgeschwindigkeit beträgt in Experiment und Simulation 20 mm/s. Aufgrund der starren kinematischen Kopplung von Ober- und Kompressionsstempel sind in der Simulation des Beispielprozesses mit aktivem Dehnungsausgleich die Verfahrensgeschwindigkeiten dieser beiden Werkzeugelemente gleich der Stößelgeschwindigkeit. Die auftretende Reibung wird in der Simulation mit Hilfe des COULOMBSCHEN Reibgesetzes unter Verwendung eines Reibkoeffizienten von 0,2 modelliert.

3.2.4 Auslegung der Elastomerkammergeometrie

Um eine vollständige Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung zu erzielen, muss der im Elastomerring erzeugte hydrostatische Druck in geeigneter Weise auf die Außenwand der Matrize und von dort durch den Matrizengrundkörper auf die formgebenden Oberflächen der Matrize übertragen werden. Die Übertragung muss so erfolgen, dass der Druck an den formgebenden Oberflächen der Matrize den vom Werkstück ausgehenden Kontaktdrücken in Betrag und Richtung entgegengesetzt gleich ist. Die Geometrie der Elastomerkammer bestimmt dabei in entscheidendem Maße, wie diese Übertragung stattfindet. Aus diesem Grund ist bei der Umsetzung des Ansatzes des aktiven Dehnungsausgleichs im Falle des Beispielprozesses die prozessspezifisch optimale Geometrie der Elastomerkammer zu ermitteln.

Die Ermittlung erfolgt anhand von Simulationen des Beispielprozesses unter Verwendung von Simulationsmodellen mit variierenden Ausführungen der Geometrie der Elastomerkammer. Die einzelnen Varianten der Elastomerkammergeometrie werden auf Basis der Simulationsergebnisse hinsichtlich ihrer Fähigkeit zur vollständigen Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung, des Kraftbedarfs und der auftretenden mechanischen Belastungen der Werkzeugeile beurteilt.

Für die Gestaltung der Elastomerkammer werden die folgenden konstruktiven Vorgaben formuliert, die beim Entwurf der verschiedenen zu überprüfenden Varianten einzuhalten sind:

- Die Kammer ist grundsätzlich leicht konisch zu gestalten, um bei einem Wechsel des Elastomerrings in der Realität ein leichtes Entformen zu gewährleisten. Der Schrägungswinkel wird auf $1,5^\circ$ festgesetzt. Hinterschneidungen sind im Hinblick auf das Entformen grundsätzlich zu vermeiden.
- Die Wände im oberen Bereich der Elastomerkammer sind dagegen vertikal auszuführen, um eine vollständige Abdichtung der Elastomerkammer durch den zylindrischen Kompressionsstempel zu gewährleisten.
- Alle Kanten im Bereich der Kammer sind zu verrunden, um Spannungsspitzen im Material zu vermeiden. Dort, wo das Einbringen eines Radius aus konstruktiven Gründen nicht möglich ist, ist das Werkzeug radial oder axial zu teilen.

- Der den Elastomerring stützende Zwischenring (Abbildung 43) ist zu armieren, da aufgrund des hohen Drucks, den der Elastomerring auf den Zwischenring und die Matrize ausübt, eine hohe Belastung des Zwischenrings zu erwarten ist.
- Die Breite der Elastomerkammer wird auf 15,0 mm festgelegt (Abbildung 44). Da in der Kammer ein quasi hydrostatischer Druck erzeugt wird, hat deren Breite keinen Einfluss auf die Druckverteilung an ihren Wänden. Die Breite der Kammer ist so klein wie möglich zu wählen, um durch eine minimale Druckfläche den Kraftbedarf zum Komprimieren des Elastomers zu minimieren. Falls aufgrund konstruktiver Anforderungen eine größere Breite notwendig sein sollte, kann dieses ohne eine Veränderung der Kaltkalibrierergebnisse, bis auf den entsprechend erhöhten Kraftbedarf, umgesetzt werden.

Für die Erstellung der Varianten der Elastomerkammer ergeben sich im wesentlichen zwei zu variierende Größen:

- Der radiale Abstand a der Elastomerkammer vom Verzahnungsbereich der Matrize bestimmt, wie gedämpft oder direkt der Druck im Elastomerkörper auf die Matrizengravur wirkt. Der Abstand darf nicht zu groß gewählt werden, damit der Druck im Elastomer nicht überwiegend in die elastische Stauchung des Matrizenwerkstoffs zwischen Gravur und Elastomerkammer umgesetzt wird. Ein zu kleiner Abstand führt zu einem zu großen Steifigkeitsverlust der Matrize.
- Im Beispielprozess mit korrigierter konventioneller Matrize können die auftretenden Flankenlinienabweichungen nicht durch die Korrektur der formgebenden Werkzeugoberflächen kompensiert werden (siehe Kapitel 3.1.5). Deshalb kommt der Reduzierung der Flankenlinienabweichungen bei der Umsetzung des Konzepts des aktiven Dehnungsausgleichs besondere Bedeutung zu. Um den Einfluss der Elastomerkammergeometrie auf die Flankenlinienabweichungen zu untersuchen, werden die vertikale Lage und Höhe der Kammer variiert. Durch die Variation der vertikalen Lage und Höhe der Kammer kann die Angriffslinie der aus dem hydrostatischen Druck im Elastomer resultierenden Linienlast auf die Außenwand der Matrize eingestellt werden. Die Angriffslinie kann so gelegt werden, dass das entstehende, auf die Matrize wirkende Moment eine Verkipfung der Matrizenwand und dadurch eine sekundäre Umformung des Zahnrads in radialer Richtung zur Folge hat. Diese sekundäre Umformung würde der Ausbildung der im Prozess mit korrigierter konventioneller Matrize festgestellten Konizität des Zahnrads entgegenwirken und so das Entstehen von Flankenlinienfehlern verhindern.

Zur Ermittlung der für den Beispielprozess am besten geeigneten Elastomerkammergeometrie werden 12 Simulationsmodelle mit verschiedenen Ausführungen der Elastomerkammer erstellt. Dazu wird der radiale Abstand a zwischen Matrizengravur und Elastomerkammer schrittweise von 15 mm auf 20 mm, 25 mm und 30 mm erhöht. Für die vertikale Lage der Elastomerkammer relativ zur Matrizengravur kommen drei verschiedene Varianten in Frage (Abbildung 44). Für die

sich daraus ergebenden 12 unterschiedlichen Ausführungen der Elastomerkammer werden spezifische Simulationen zur Identifikation der für den aktiven Dehnungsausgleich am besten geeigneten Variante durchgeführt. Die dabei verwendete Geometrie des zu kaltkalibrierenden Planetenrads entspricht der im Rahmen der Auslegung des Prozesses mit korrigierter konventioneller Matrize verwendeten. Zunächst wird bei diesen Simulationen nur der Umformvorgang simuliert, wobei sich die Matrize aufgrund des Innendrucks elastisch nach außen aufweitet (Abbildung 45, links). Der Elastomerring wird dabei noch nicht mit einer Kompressionskraft beaufschlagt. Im zweiten Schritt wird der Elastomerkörper komprimiert, wobei der ansteigende Druck im Elastomerkörper die Matrizengravur wieder radial nach innen drückt (Abbildung 45, rechts). Ist die elastische Aufweitung der Matrizengravur gegenüber der Ausgangslage minimiert, ist das Ziel der Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung erreicht.

Die durchgeführten Simulationen weisen Variante 21 mit einem Abstand von 20,0 mm zwischen Matrizengravur und Elastomerkammer als die am besten für den Beispielprozess geeignete Variante aus. Diese Geometrie ermöglicht es, die elastische Matrizenaufweitung mit einem Minimum an notwendiger Kompressionskraft vollständig zu kompensieren. Ferner kann die Matrizenwand zeitgleich derart verkippt werden, dass radiale Verschiebungen von -0,032 mm an der oberen, dem Oberstempel zugewandten Kante und +0,060 mm an der unteren Kante der Matrize erzielt werden können. Diese Werte liegen in der Größenordnung der maximalen Profilabweichungen in den Stirnschnitten A und E des mit der korrigierten konventionellen Matrize kaltkalibrierten Zahnrads (Abbildung 29), was die Realisierung der oben beschriebenen sekundären Umformung zur Verhinderung von Flankenlinienfehlern ermöglichen sollte.

3.2.5 Ermittlung der optimalen Verfahrenswege der Werkzeugaktivelemente und der optimalen Werkzeugkorrektur

Ermittlung der Verfahrenswege der Werkzeugaktivelemente und der Werkzeugkorrektur ohne Berücksichtigung der Auffederung von Oberstempel und Kompressionsstempel

Den ersten Schritt der simulationsgestützten Ermittlung der optimalen Verfahrenswege der Werkzeugaktivelemente und optimalen Werkzeugkorrektur bildet die iterative Ermittlung des auf den Umformweg h_{Umf} abgestimmten Kompressionswegs h_{Kompr} (Abbildung 46). Dabei bleiben die elastischen Auffederungen von Ober- und Kompressionsstempel zunächst unberücksichtigt. Den Startpunkt der iterativen Ermittlung von h_{Kompr} bildet im Falle des Beispielprozesses eine Simulation des Kaltkalibriervorganges, in der nur die Prozessphase der Umformung betrachtet wird (Abbildung 46a). Die in dieser ersten und allen weiteren Simulationen verwendete Geometrie des zu kaltkalibrierenden Planetenrads entspricht der im

Rahmen der Auslegung des Beispielprozesses mit korrigierter konventioneller Matrize verwendeten. Ferner entspricht das Verzahnungsprofil der Matrize in dieser ersten Simulation dem Sollprofil des umzuformenden Zahnrads, der Kaltkalibriervorgang und die Kompression des Elastomers beginnen gleichzeitig. Ober- und Kompressionsstempel werden bedingt durch ihre kinematisch starre Kopplung mit der gleichen Geschwindigkeit verfahren und erreichen zum gleichen Zeitpunkt ihren jeweiligen unteren Totpunkt. Der Umformvorgang gilt als abgeschlossen und der Umformweg h_{Umf} als zurückgelegt, wenn es auf der gesamten Oberfläche der Matrizengravur zum Kontakt zwischen Werkstück und Matrize und damit zu vollständiger Formfüllung gekommen ist. Zu diesem Zeitpunkt erfolgt die Anpassung des Drucks im Elastomer mit dem Ziel der Minimierung der elastischen Matrizenaufweitung. Ist die Matrizenkontur durch den Matrizeninnendruck aufgeweitet, d. h. über ihre Sollkontur hinaus nach außen verschoben, reichen der Gegendruck im Elastomer und damit der zunächst willkürlich gesetzte Kompressionsweg h_{Kompr} nicht aus, um die elastische Matrizenaufweitung zu kompensieren. Die Simulation wird beendet und eine Folgesimulation mit erhöhtem Kompressionsweg h_{Kompr} gestartet (Abbildung 46b). Bedingt durch die vorgesehene starre kinematische Kopplung von Ober- und Kompressionsstempel kann h_{Kompr} nur dadurch erhöht werden, dass schon vor dem Beginn des Kaltkalibriervorgangs mit der Kompression des Elastomers begonnen wird. Analog dazu ist zu einem späteren Zeitpunkt mit der Kompression des Elastomerkörpers zu beginnen, wenn die Matrizengravur am Ende des Umformvorgangs durch einen zu hohen Druck im Elastomer nach innen verschoben ist. Die Anpassung des Zeitpunktes des Kompressionsbeginns erfolgt im realen Kaltkalibrierprozess durch die Anpassung des Kompressionsweges h_{Kompr} durch eine geeignete Anzahl von Adapterringen zwischen dem Elastomer und dem Kompressionsstempel (siehe Kapitel 4.2.4).

Nach der Minimierung der elastischen Matrizenaufweitung durch die Ermittlung des auf den Umformweg h_{Umf} abgestimmten Kompressionsweges h_{Kompr} erfolgt die Simulation des gesamten Umformprozesses mit den Prozessphasen Zurückfahren des Oberstempels und Ausstoßen des Werkstücks (Abbildung 46c). Die Verzahnungsabweichungen des kaltkalibrierten Zahnrads werden im Anschluss an die Simulation unter Verwendung des im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Verfahrens zur Ermittlung von Bauteilabweichungen und der Generierung von korrigierten formgebenden Oberflächen auf Basis von Simulationsergebnissen (siehe Kapitel 3.1.3) bestimmt (Abbildung 46d). Auf der Basis der über der Verzahnungsbreite gemittelten Profilabweichungen wird ebenfalls unter Anwendung dieses Verfahrens eine Korrektur der formgebenden Matrizenoberflächen vorgenommen (Abbildung 46e). Ziel dieser Korrektur ist die Kompensation der Restprofilabweichungen, die vor allem durch die elastische Stauchung der Zähne der Innenverzahnung der Matrize während der Umformung auftreten. Die Stauchung der Matrizenzähne zwischen Werkstück und Matrizengrundkörper kann nicht allein durch den aktiven Dehnungsausgleich ausgeglichen werden. Darüber hinaus werden mit der Werkzeugkorrek-

tur auch die aus der Werkstückrückfederung und einer gegebenenfalls stattfindenden sekundären Plastifizierung des Werkstückwerkstoffes resultierenden Abweichungen kompensiert. Abschließend erfolgt die Simulation aller Prozessphasen, nach der die Verzahnungsabweichungen des kaltkalibrierten Zahnrad nochmals ausgewertet werden. Werden die angestrebten Toleranzen erreicht, sind Werkzeuggeometrie und -verfahrenwege, zunächst unter Vernachlässigung der elastischen Auffederung von Ober- und Kompressionsstempel, optimal ausgelegt.

Mit Hilfe der geschilderten iterativen Vorgehensweise wird für den Beispielprozess ein notwendiger Kompressionsweg von $b_{Kompr} = 2,3$ mm identifiziert, der eine Kompensation der auftretenden Matrizenaufweitung ermöglicht. Der Vergleich mit dem ebenfalls ermittelten notwendigen Umformweg von $b_{Umform} = 1,8$ mm zeigt, dass der Elastomerring zur optimalen Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung um bereits 0,5 mm gestaucht sein muss, ehe der Oberstempel das zu kaltkalibrierende Planetenrad berührt und die Umformung beginnt. Dies bedeutet, dass zum Kaltkalibrieren des Zahnrad Ober- und Kompressionsstempel im realen Beispielprozess um

$$b_{OS} = b_{KS} = b_{Umform} = 1,8 \text{ mm} \quad (15)$$

verfahren werden müssen. Ferner ist ein Adapterring mit der Dicke

$$s_{Adapter} = b_{Kompr} - b_{Umform} = 2,3 \text{ mm} - 1,8 \text{ mm} = 0,5 \text{ mm} \quad (16)$$

erforderlich, um die zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung notwendige Stauchung des Elastomerringes um den notwendigen Kompressionsweg $b_{Kompr} = 2,3$ mm zeitgerecht zu gewährleisten.

Abbildung 47 zeigt die absoluten Profilabweichungen in den fünf Stirnschnitten A bis E eines unter Verwendung des notwendigen Kompressionswegs $b_{Kompr} = 2,3$ mm kaltkalibrierten Zahnrad. Die dabei eingesetzte Matrize ist noch nicht zum Ausgleich der Restprofilabweichungen korrigiert. Im Profilprüfbereich (Abbildung 22a) zwischen Knoten 7 und Knoten 24 beträgt die maximale Abweichung vom Sollprofil lediglich 0,015 mm, darüber hinaus fallen die Kurvenverläufe der fünf Stirnschnitte A bis E in diesem Bereich annähernd zusammen, was darauf hindeutet, dass auftretende Flankenlinienfehler mit Hilfe des aktiven Dehnungsausgleichs wirksam kompensiert werden können. Auf Basis der gemittelten Restprofilabweichungen wird eine Korrektur der formgebenden Oberflächen der Matrize durchgeführt, was zu den in Abbildung 48 dargestellten Profilabweichungen in den fünf Stirnschnitten A bis E führt. Aus Abbildung 48 geht hervor, dass die Abweichungen aller Stirnschnitte A bis E des kaltkalibrierten Zahnrad über den gesamten Profilprüfbereich auf einen Bereich von $\pm 0,005$ mm minimiert werden können. Damit werden sowohl die Profil- als auch die Flankenlinienabweichungen minimal.

Eine weitere Iteration der Werkzeugkorrektur führt zu keiner weiteren Verbesserung, da der durch die Diskretisierung von Werkstück und Sollprofil bedingte Fehler bei der Erstellung der Simulationsmodelle im Bereich der Evolvente etwa 0,001 mm beträgt. Bei noch auftretenden Profilabweichungen von weniger als 0,005 mm hat dieser Fehler einen Anteil von über 20 % an der Gesamtabweichung, so dass bei einer weiteren Senkung der Verzahnungsabweichungen die erzielten Ergebnisse zunehmend unsicher werden. Die Ermittlung der Verfahrenswege der Werkzeugaktivelemente und der Werkzeugkorrektur ist damit bis auf die Korrektur der Verfahrenswege zur Berücksichtigung der Auffederung von Oberstempel und Kompressionsstempel abgeschlossen.

Korrektur der Verfahrenswege der Werkzeugaktivelemente zur Berücksichtigung der Auffederung von Oberstempel und Kompressionsstempel

Die im Beispielprozess zum Kaltkalibrieren des Planetenrads notwendige Umformkraft hat mit einem Wert von $F_{Umf} = 1512 \text{ kN}$ ebenso wie die zum Zusammenpressen des Elastomers notwendige Kompressionskraft von $F_{Kompr} = 2869 \text{ kN}$ eine Größenordnung (siehe Kapitel 3.2.8), die eine substantielle Auffederung, d. h. elastische Verformung des Ober- bzw. des Kompressionsstempels zur Folge hat. Abbildung 49 zeigt das Ergebnis einer linear-elastischen Belastungsanalyse des Oberstempels, dessen axialsymmetrisches Modell mit der notwendigen Umformkraft $F_{Umf} = F_{y,max} = 1512 \text{ kN}$ in axialer Richtung beaufschlagt wird. Die Simulationsergebnisse zeigen, dass der Stempel um ca. $u_{y,max,OS} = 1,6 \text{ mm}$ auffedert, d. h. sich in axialer Richtung verkürzt. Analoge Ergebnisse zeigt eine linear-elastische Belastungsanalyse des Kompressionsstempels, dessen ebenfalls axialsymmetrisches Modell mit der notwendigen Kompressionskraft von $F_{Kompr} = F_{y,max} = 2869 \text{ kN}$ belastet wird (Abbildung 50). Der Kompressionsstempel federt trotz der höheren Belastung nur um $u_{y,max,KS} = 0,316 \text{ mm}$ auf, was auf seine im Vergleich zum Oberstempel größere Querschnittsfläche senkrecht zur Belastungsrichtung zurückzuführen ist. Würden unter Vernachlässigung dieser im Prozess auftretenden Auffederungen Ober- und Kompressionsstempel zum Kaltkalibrieren des Zahnrad, wie im vorangegangenen Abschnitt der Arbeit angegeben, um

$$b_{OS} = b_{KS} = b_{Umf} = 1,8 \text{ mm} \quad (17)$$

verfahren, würde sich ein unbefriedigendes Kaltkalibrierergebnis einstellen. Der notwendige Umformweg b_{Umf} und der notwendige Kompressionsweg b_{Kompr} würden in diesem Fall aufgrund der Auffederungen von Ober- und Kompressionsstempel nicht erreicht. Aus diesem Grund ist eine Korrektur des notwendigen Umformwegs b_{Umf} und des notwendigen Kompressionswegs

h_{Kompr} um die Beträge der jeweiligen Auffederungen notwendig. Der korrigierte notwendige Umformweg ergibt sich zu

$$b_{Umf,korr} = b_{Umf} + u_{y,max,OS} = 1,8 \text{ mm} + 1,6 \text{ mm} = 3,4 \text{ mm} \quad (18)$$

und der korrigierte notwendige Kompressionsweg zu

$$b_{Kompr,korr} = b_{Kompr} + u_{y,max,KS} = 2,3 \text{ mm} + 0,3 \text{ mm} = 2,6 \text{ mm} \quad (19)$$

Durch die Korrektur ergibt sich im Realprozess die Notwendigkeit eines neuen Adapterringes mit der korrigierten Dicke

$$s_{Adapter,korr} = b_{Kompr,korr} - b_{Umf,korr} = 2,6 \text{ mm} - 3,4 \text{ mm} = -0,8 \text{ mm} \quad (20)$$

Der sich so ergebende negative Wert für die Dicke des Adapterrings bedeutet, dass im vorliegenden Fall kein Adapterring notwendig ist. Es ist vielmehr erforderlich, die ursprünglich vorgesehene Höhe des Anschlagrings des Mechanismus zur Erzeugung des Gegendrucks im Elastomer (siehe Kapitel 4.2.4) um 0,8 mm zu verringern. Abbildung 51 zeigt die korrigierten Verfahrenswege der Werkzeugaktivelemente.

3.2.6 Deformationsverhalten des Werkstücks und der Matrize mit aktivem Dehnungsausgleich im Beispielprozess

Effekt des aktiven Dehnungsausgleichs auf die Werkstückabweichungen bei Prozessende

Die bei Verwendung des Kaltkalibrierwerkzeugs mit aktivem Dehnungsausgleich mit optimalen Verfahrensweisen der Werkzeugaktivelemente und optimaler Werkzeugkorrektur auftretenden Profilabweichungen in den fünf Stirnschnitten A bis E sind Gegenstand von Abbildung 48. Wie in Kapitel 3.2.5 ausgeführt, können die Profilabweichungen der Stirnschnitte über den gesamten Profilprüfbereich auf einen Bereich von $\pm 0,005 \text{ mm}$ minimiert werden, was sowohl eine Minimierung der Profil- als auch der Flankenlinienabweichungen darstellt.

Entwicklung der Werkstückabweichungen im Prozessverlauf

Abbildung 52 zeigt die Profilabweichungen des in der Matrize mit aktivem Dehnungsausgleich umgeformten Zahnrads in den fünf Stirnschnitten A bis E in den verschiedenen Phasen des Umformprozesses. Die formgebenden Oberflächen der Matrize sind zum Ausgleich der Restprofilabweichungen korrigiert. Am Ende des Umformvorgangs, der Oberstempel befindet sich in seinem unteren Totpunkt, weicht das Istprofil in allen Stirnschnitten um etwa 0,01 mm nach außen vom Sollprofil ab. Beim Zurückfahren des Oberstempels fällt der Innendruck in der

Matrize ab, so dass Werkstück und Matrize nach innen zurückfedern. Zeitgleich wird aufgrund der starren kinematischen Kopplung von Ober- und Kompressionsstempel der Kompressionsstempel zurückgefahren, was zu einer Entlastung des Elastomers führt und der Matrize ermöglicht, ebenfalls nach außen zurückzufedern. Diese nach außen gerichtete Rückfederungskomponente begrenzt die radial nach innen gerichtete Komponente auf etwa 0,02 mm. Dabei wird das Werkstück leicht in der Matrize verspannt, so dass die Istprofile um etwa 0,01 mm nach innen vom Sollprofil abweichen. Nach dem Ausstoßen federt das Werkstück nach außen zurück, so dass sich die Werkstückkontur um 0,01 mm nach außen verschiebt.

Während aller drei Phasen des Kaltkalibriervorgangs liegen die Istprofile in den Stirnschnitten A bis E im Bereich der Evolvente nahezu übereinander, was auf eine erfolgreiche Kompensation der Flankenlinienabweichungen hindeutet. Eine Ausbildung von rückfederungsbedingten Abweichungen findet im Gegensatz zum Prozess mit korrigierter konventioneller Matrize nicht statt. Lediglich im Bereich des Zahnfußes ergeben sich Abweichungen zwischen den Kurven von bis zu 0,05 mm, was darauf zurückzuführen ist, dass das Werkstück im unteren Bereich des Zahnrads durch die Reibung am Matrizengrund in der Bewegung nach außen gehemmt wird, so dass in diesem Bereich das Sollprofil nicht erreicht wird.

Effekt des aktiven Dehnungsausgleichs auf die elastische Aufweitung der Matrize

Gegenstand von [Abbildung 53](#) ist die Gegenüberstellung der simulationsgestützt ermittelten maximalen elastischen Aufweitungen der Kaltkalibriermatrize des Werkzeugsystems mit aktivem Dehnungsausgleich und der korrigierten konventionellen Kaltkalibriermatrize. Die größten elastischen Aufweitungen der Matrizen sind in den Bereichen der Zahnköpfe der Matrizenzähne festzustellen. Die Matrize mit aktivem Dehnungsausgleich weitet sich in diesen Bereichen radial maximal um 0,057 mm auf, während sich die konventionelle Matrize um bis zu 0,177 mm aufweitet. Dies entspricht einer Reduktion der elastischen Matrizenaufweitung im Zahnkopfbereich der Matrizenzähne durch den aktiven Dehnungsausgleich um 68%. Im Zahnfußbereich der Matrizenzähne weitet sich die Matrize mit aktivem Dehnungsausgleich nur um 0,03 mm auf, die radiale Aufweitung in diesem Bereich im Falle der konventionellen Matrize liegt bei 0,16 mm. Damit ergibt sich durch den aktiven Dehnungsausgleich für den Zahnfußbereich der Matrizenzähne eine Reduktion der elastischen Matrizenaufweitung um 82%.

3.2.7 Im Beispielprozess theoretisch erreichbare Verzahnungsgenauigkeiten

Die für die Beispielprozesse mit korrigierter konventioneller Matrize und mit aktivem Dehnungsausgleich ermittelten theoretisch auftretenden Profilabweichungen sind in [Abbildung 54](#) gegenübergestellt, die theoretisch auftretenden Flankenlinienabweichungen in [Abbildung 55](#). Die dort für den Beispielprozess mit aktivem Dehnungsausgleich dargestellten Verzahnungsabweichungen ergeben sich aus den in [Abbildung 56](#) und [Abbildung 57](#) dargestellten simulationsge-

stützt ermittelten Istprofilen und Istflankenlinien des Fertigteils. Abbildung 56 illustriert darüber hinaus die Ermittlung der theoretisch auftretenden Profilabweichungen nach [18] für das Beispiel des Stirnschnitts C aus dem entsprechenden Istprofil des Fertigteils (vgl. Abbildung 23). In Abbildung 57 ist analog die Ermittlung der theoretisch auftretenden Flankenlinienabweichungen nach [18] für die Kopf-Flankenlinie aus der entsprechenden Istflankenlinie des Fertigteils (vgl. Abbildung 23) dargestellt.

Aus Abbildung 54 geht hervor, dass sich die theoretisch auftretenden Profil-Formabweichungen mit Hilfe des Konzepts des aktiven Dehnungsausgleichs im Vergleich zur korrigierten konventionellen Matrize um den Faktor 2 bis 3 reduzieren lassen. Ähnliches gilt für die theoretisch auftretenden Profil-Winkel- und Gesamtabweichungen, die mit Hilfe des aktiven Dehnungsausgleichs um den Faktor 3 bis 5 gesenkt werden können. In Abbildung 55 zeigt sich die Wirksamkeit des aktiven Dehnungsausgleichs hinsichtlich der Reduzierung der theoretisch auftretenden Flankenlinienabweichungen. Während die Flankenlinien-Formabweichungen nach der Implementierung des Konzepts des aktiven Dehnungsausgleichs auf ihrem niedrigen Niveau verbleiben, kann mit Hilfe des aktiven Dehnungsausgleichs eine Reduzierung der Flankenlinien-Winkel- und Gesamtabweichungen um den Faktor 5 bis 6 erzielt werden.

3.2.8 Prozessgrößen im Beispielprozess

Die Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung durch den aktiven Dehnungsausgleich führt dazu, dass sich der zum Kaltkalibrieren des Planetenrads erforderliche Umformweg auf 1,8 mm, gegenüber 2,3 mm im Falle des Kaltkalibrierprozesses mit korrigierter konventioneller Matrize, reduziert. Im unteren Totpunkt des Oberstempels ergibt sich eine maximale Umformkraft von 1512 kN, im Gegensatz zu 1656 kN im Falle der korrigierten konventionellen Matrize (Abbildung 58).

Die für die Matrize mit aktivem Dehnungsausgleich ermittelten geringeren Werte für Umformweg und Umformkraft sind auf die Unterbindung der elastischen Matrizenaufweitung durch den aktiven Dehnungsausgleich zurückzuführen (Abbildung 53). Die Unterbindung der Matrizenaufweitung führt dazu, dass sich das Volumen der Matrizenkavität nicht wie im Falle der korrigierten konventionellen Matrize während der Umformung vergrößert. Bei gleichem Werkstückvolumen ist deshalb im Falle der Matrize mit aktivem Dehnungsausgleich die Formfüllung früher und damit bei geringeren Werten des Umformwegs und der Umformkraft erreicht als bei der korrigierten konventionellen Matrize.

Der Verlauf der zur Kompression des Elastomers notwendigen Kraft ist in Abbildung 59 dargestellt. Während des Umformvorgangs steigt diese Kraft nahezu linear auf den Maximalwert von 2869 kN an. Beim Zurückfahren des Kompressionsstempels fällt sie ebenfalls linear wieder ab.

Die maximale Kraft im Unterstempel von etwa 930 kN wird am Ende des Umformvorgangs erreicht (Abbildung 60). Diese Kraft fällt beim Zurückfahren des Oberstempels stark ab. Zu Be-

ginn des Ausstoßvorgangs muss die Haftreibung zwischen Werkstück und Matrize überwunden werden, wozu maximal 215 kN erforderlich sind.

Der Verlauf der Schließkraft während des gesamten Kaltkalibrierprozesses ist in Abbildung 61 dargestellt. Die maximale Kraft von 480 kN ergibt sich zu Beginn des Zurückfahrens des Oberstempels.

Die wichtigsten Prozessgrößen sind in Tabelle 5 zusammengefasst.

3.2.9 Auslegung der formgebenden Werkzeugteile für den Beispielprozess

Die Geometrien der notwendigen formgebenden Werkzeugteile werden wie im Falle des Prozesses mit korrigierter konventioneller Matrize aus den für die durchgeführten Simulationen entwickelten FEM-Modellen abgeleitet. Die zur Kompensation der Restprofilabweichungen simulationsgestützt korrigierte Verzahnungskontur der Matrize (siehe Kapitel 3.2.5) wird in das zur Konstruktion der Werkzeuge verwendete CAD-System importiert und die Kaltkalibriermatrize basierend auf dieser Kontur konstruiert.

Die Auswahl der zu verwendenden Werkzeugwerkstoffe bei der Auslegung der formgebenden Werkzeugteile erfolgt wie im Falle des Prozesses mit korrigierter konventioneller Matrize auf Basis der simulationsgestützt ermittelten Belastungen der jeweiligen Werkzeugteile. Die Werkzeugwerkstoffauswahl ist in Tabelle 6 zusammengefasst.

Im Falle des Beispielprozesses mit aktivem Dehnungsausgleich wird nicht die Matrize, sondern der den Elastomerring stützende Zwischenring armiert. Der Armierungsverband, dessen Auslegung ausschließlich simulationsgestützt erfolgt, wird mit einem einzelnen Armierungsring ausgestattet. Die Bohrung der Armierung und die Außenwand des Zwischenrings werden konisch ausgeführt und der Armierungsverband durch Einpressen des Zwischenrings in die Armierung gefügt.

4 Aufbau der Versuchseinrichtungen für die experimentellen Untersuchungen zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung

4.1 Auslegung des Präzisionsschmiedeprozesses zur Herstellung des zu kaltkalibrierenden Planetenrads

4.1.1 Verwendete Werkzeugtechnologie

Bei der Herstellung der später zu kaltkalibrierenden Planetenräder wird auf ein bereits existierendes Werkzeugsystem zum Präzisionsschmieden von Zahnrädern zurückgegriffen, bei dem lediglich die formgebenden Werkzeugkomponenten an die neue Umformaufgabe angepasst werden müssen. Abbildung 62 zeigt den prinzipiellen Aufbau dieses von WESTERKAMP entwickelten Werkzeugsystems [78]. Das Werkzeugsystem ist modular aufgebaut und besteht im wesentlichen aus einem Oberstempel, einem Unterstempel, der auch als Auswerfer dient, und einer verzahnten Matrize, die sich über Federelemente in einem Führungsgestell auf dem Pressentisch abstützt. Der Oberstempel ist am Pressenstößel befestigt, während der Unterstempel koaxial zur Matrize und während der Umformung ortsfest angeordnet ist. Das Rohteil wird in die Matrize eingelegt und ruht bis zum Beginn der Umformung auf dem Unterstempel. Mit Beginn des Arbeitshubes senkt sich der Stößel nach unten, der Oberstempel setzt auf die Matrize auf und schließt das Werkzeug. Matrize und Oberstempel bewegen sich nun gemeinsam abwärts. Hierbei werden die Federpakete, auf denen die Matrize gelagert ist, komprimiert und erzeugen so den notwendigen Schließdruck während der Umformung. Durch die gemeinsame Relativbewegung von Oberstempel und Matrize findet eine Stauchung des Werkstückes auf dem Unterstempel statt und der Werkstoff fließt in radialer Richtung in die verzahnte Gravur. Während des Stößelrückhubes bewegt sich die Matrize mit dem geschmiedeten Zahnrad durch die Federenergie der Schließfedern in ihre Ausgangslage zurück. Nach erfolgtem Rückhub wird der Unterstempel durch den maschinenseitigen Tischauswerfer gegen das geschmiedete Zahnrad gefahren und stößt das Rad in einer linearen Bewegung aus.

4.1.2 Simulationsgestützte Prozessauslegung

Fließtechnische Optimierung der Vorverzahnung des zu kaltkalibrierenden Planetenrads

Vor der eigentlichen Auslegung des Präzisionsschmiedeprozesses zur Herstellung der später zu kaltkalibrierenden Planetenräder erfolgt zunächst eine simulationsgestützte fließtechnische Optimierung der Geometrie der Vorverzahnung des später zu kaltkalibrierenden Planetenrads. Aus der Literatur ist bekannt, dass es für eine Minimierung der Umformkräfte bei der umformenden Herstellung von Zahnrädern vorteilhaft ist, den Stofffluss derart zu optimieren, dass der Werkstückwerkstoff während der Umformung die formgebenden Werkzeugoberflächen überall zum gleichen Zeitpunkt erreicht [42]. Die im Rahmen dieser Arbeit verwendete, hinsichtlich des Stoffflusses im Kaltkalibrierprozess optimierte Vorverzahnungskontur des später zu kaltkalibrierenden Planetenrads (Abbildung 4b) wird iterativ ermittelt. Dazu wird in einer vereinfachten Simulation des Kaltkalibrierprozesses mit konventioneller Matrize die Vorverzahnungskontur so lange gezielt angepasst, bis der Werkstückwerkstoff die formgebenden Werkzeugoberflächen überall zum gleichen Zeitpunkt erreicht und so ein Minimum der notwendigen Umformkraft erzielt wird. Aufgrund der fließtechnischen Optimierung entspricht die Vorverzahnung nicht den Gesetzmäßigkeiten einer Evolventenverzahnung.

Modellierung des Präzisionsschmiedeprozesses

Die Auslegung des Präzisionsschmiedeprozesses zur Herstellung des später zu kaltkalibrierenden Planetenrads erfolgt simulationsgestützt. Das verwendete Simulationsmodell wird basierend auf dem Sollprofil der zuvor simulationsgestützt hinsichtlich des Stoffflusses im Kaltkalibrierprozess optimierten Vorverzahnung des Planetenrads aufgebaut (Abbildung 63). Aufgrund der zyklischen Symmetrie des Planetenrads braucht in der Simulation, die Verwendung geeigneter Symmetrierandbedingungen vorausgesetzt, nur ein 20°-Segment des Zahnrads, bzw. nur ein Zahn betrachtet zu werden. Die thermisch-mechanisch gekoppelten Finite-Element-Simulationen zur Auslegung des Präzisionsschmiedeprozesses zur Herstellung der später zu kaltkalibrierenden Planetenräder werden unter Verwendung des Programmsystems FORGE 3 Version 6.1, einem Finite-Element-Programm speziell für die Simulation von Massivumformprozessen, durchgeführt.

Das Werkstück wird mit dreidimensionalen deformierbaren linearen Tetraederelementen vernetzt, während die Werkzeuge mit dreidimensionalen starren Dreieckselementen modelliert werden. Die mittlere Elementkantenlänge des Werkstücks beträgt im Bereich der Ausbildung der Verzahnung 0,5 mm. Das Materialverhalten des Werkstücks aus dem Werkstoff 16MnCr5 beschreibt ein viskoplastisches Materialgesetz, die notwendigen Fließkurven werden [21] entnommen.

Die Temperatur des Rohteils wird analog zum Experiment auf 1250°C festgelegt, während die Werkzeuge eine Temperatur von 20°C erhalten. Die Stößelgeschwindigkeit beträgt in Experiment und Simulation 250 mm/s. Die Reibung wird in der Simulation mit Hilfe des Reibfaktorgesetzes unter Verwendung eines Reibfaktors von 0,45 modelliert. Die übrigen in den Simulationen verwendeten Werkstoff- und Prozessparameter sind [Tabelle 7](#) zu entnehmen.

Korrektur der formgebenden Werkzeugoberflächen zur Kompensation der Werkstückschrumpfung

Die Auslegung eines Präzisionsschmiedeprozesses eines verzahnten Bauteils erfordert die Korrektur der formgebenden Werkzeugoberflächen zur Kompensation der abkühlungsbedingten Werkstückschrumpfung nach der Umformung. Eine Vernachlässigung der Werkstückschrumpfung bei der Prozessauslegung führt zu Fertigteilen mit erheblichem Untermaß [80]. Aus diesem Grund wird eine Korrektur der formgebenden Werkzeugoberflächen mit dem Ziel der Kompensation der Werkstückschrumpfung durchgeführt.

Die iterative Ermittlung der korrigierten Geometrien der formgebenden Werkzeugoberflächen beginnt mit einer Simulation des Präzisionsschmiedeprozesses unter Verwendung von Werkzeugmodellen, deren formgebende Oberflächen der Sollgeometrie der Vorverzahnung des Planetenrads entsprechen. Im Anschluss an die Simulation von Umformung und Abkühlung werden die über der Verzahnungsbreite gemittelte Profilabweichung der Vorverzahnung des später zu kaltkalibrierenden Planetenrads und die ebenfalls über der Verzahnungsbreite gemittelte Abweichung des Durchmessers der Zahnradbohrung bestimmt. Auf Basis der so ermittelten Abweichungen erfolgt eine Korrektur der formgebenden Werkzeugoberflächen analog zu der im Rahmen dieser Arbeit optimierten Vorgehensweise zur Korrektur der formgebenden Werkzeugoberflächen zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung (siehe Kapitel 3.1). [Abbildung 64](#) und [Abbildung 65](#) stellen die auf diese Weise korrigierten Konturen der formgebenden Werkzeugoberflächen und die entsprechenden Sollkonturen der Vorverzahnung des später zu kaltkalibrierenden Planetenrads gegenüber.

4.1.3 Prozessgrößen

[Abbildung 66](#) zeigt die im Rahmen der simulationsgestützten Prozessauslegung ermittelten voraussichtlichen Prozesskräfte im Präzisionsschmiedeprozess zur Herstellung der später zu kaltkalibrierenden Planetenräder. Dargestellt sind die Verläufe der auf den Unterstempel wirkenden Kraft, die die eigentliche Umformkraft darstellt, und die Verläufe der auf Matrize und Oberstempel wirkenden Kräfte. Im Rahmen der Auslegungssimulationen werden Oberstempel und Matrize synchron mit der Stößelgeschwindigkeit $v_{St} = 250$ mm/s auf den ortsfesten Unterstempel zubewegt ([Abbildung 66](#), links), was eine realitätsgetreue Abbildung des

Umformvorgangs gewährleistet und die jeweiligen Vorzeichen der ermittelten Prozesskräfte erklärt. Aus den Simulationsergebnissen geht hervor, dass eine Umformkraft von ca. $F_{Umf} = 700$ bis 800 kN zu erwarten ist.

4.1.4 Auslegung der formgebenden Werkzeugteile

Die Werkstoffauswahl für die neu anzufertigenden formgebenden Werkzeugteile für den Präzisionsschmiedeprozess (Abbildung 67) ist in Tabelle 8 zusammengefasst.

Bei der Auslegung des Armierungsverbandes wird auf eine einfache Ausführung mit einem Armierungsring zurückgegriffen. Die Auslegung des Armierungsverbandes erfolgt auf Basis der Simulationsergebnisse nach der Richtlinie [77], deren Gegenstand die Auslegung vorgespannter Werkzeuge für die Kaltmassivumformung ist. Die Bohrung der Armierung und die Außenwand der Matrize werden zylindrisch ausgeführt und der Armierungsverband durch Aufschrumphen der Armierung auf die Matrize gefügt.

4.2 Konstruktion des Werkzeugsystems zum Kaltkalibrieren von Zahnrädern

4.2.1 Anforderungen an das Werkzeugsystem

Die praktische Erprobung der beiden bislang theoretisch untersuchten Ansätze zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung am Beispielprozess erfordert die Konstruktion und den Aufbau eines geeigneten Werkzeugsystems zum Kaltkalibrieren von Zahnrädern. Das Werkzeugsystem muss bedingt durch die durchzuführende Realisierung eines Umformprozesses mit aktivem Dehnungsausgleich besonderen Anforderungen genügen. Das Werkzeugsystem muss

- 1) einen modularen Aufbau besitzen,
- 2) eine vollständige Ausformung des kalibrierten Zahnrads bei höchster Maßhaltigkeit gewährleisten,
- 3) ein nahezu gratfreies Kaltkalibrierergebnis gewährleisten,
- 4) eine regulierbare Aufbringung der im Falle des Kaltkalibrierprozesses mit aktivem Dehnungsausgleich zur Kompression des Elastomers notwendigen Kräfte gewährleisten,
- 5) eine vollständige Abdichtung der Elastomerkammer unter Last gewährleisten,
- 6) einen einwandfreien Ausstoßvorgang ohne Beschädigung der Verzahnung von Werkstück und Matrize gewährleisten und

- 7) einen Mechanismus zum Abstreifen des kaltkalibrierten Zahnrads vom Dorn des Oberstempels vorsehen.

Im Folgenden werden die einzelnen Anforderungen an das zu realisierende Werkzeugsystem näher erläutert:

- zu 1) Das Werkzeugsystem ist so auszuführen, dass es die Durchführung von Kaltkalibrier-
versuchen sowohl mit einer konventionellen Matrize als auch mit einer Matrize mit
aktivem Dehnungsausgleich erlaubt. Darüber hinaus ist das Werkzeugsystem derart
flexibel zu gestalten, dass es zur Durchführung zukünftiger anderer Umformprozesse mit
aktivem Dehnungsausgleich nur den Austausch der unmittelbar formgebenden
Werkzeugteile bedarf. Um diese geforderte Flexibilität zu gewährleisten, werden die
formgebenden Werkzeugteile zu Modulen zusammengefasst, die in kurzer Zeit komplett
austauschbar sind. Im Rahmen dieser Arbeit werden zwei Matrizenmodule realisiert, eines
mit einer korrigierten konventionellen Matrize und eines mit einer Matrize mit aktivem
Dehnungsausgleich.
- zu 2) Wichtig für eine vollständige Ausformung des kalibrierten Zahnrads ist neben der
Realisierung eines quasi-geschlossenen Werkzeugs die Teilung und Anordnung der form-
gebenden Werkzeuelemente. Die Teilung legt die Art der Krafteinleitung und damit die
Festlegung der Relativbewegungen zwischen den formgebenden Werkzeuelementen
selbst sowie zwischen diesen und dem Werkstück fest [78]. Die Teilung und damit die Art
der Krafteinleitung ist so zu legen, dass eine vollständige Ausformung des kalibrierten
Zahnrads bei höchster Maßhaltigkeit gewährleistet ist.
- zu 3) Die Gestaltung der Werkzeuanordnung muss unter Beachtung einer möglichen Gratbil-
dung während des Kaltkalibrierprozesses erfolgen. Die Gefahr einer Gratbildung besteht
immer dort, wo während der Umformung Material zwischen die Teilungsebenen zweier
Werkzeuelemente fließen kann. Aus diesem Grund müssen Teilungsebenen, auf die aus
konstruktiven und funktionalen Gründen nicht verzichtet werden kann, so gelegt werden,
dass nur in den Bereichen Grat entsteht, in denen er mit geringstem Aufwand zu entfer-
nen ist. Eine Gratbildung an der Verzahnung ist unter allen Umständen zu vermeiden.
- zu 4) Die zur Kompression des Elastomers während des Umformvorgangs notwendigen Kräfte
sind, wie die theoretischen Untersuchungen zeigen, um das drei- bis vierfache höher als
die zum Kaltkalibrieren des Zahnrads notwendigen Umformkräfte. Durch geeignete kon-
struktive Maßnahmen sind diese Kräfte sicher in das Elastomer einzuleiten. Durch
Adapterringe an geeigneter Position soll die Höhe des sich im Elastomer ausbildenden
hydrostatischen Drucks einstellbar sein.
- zu 5) Die Geometrie der das Elastomer umschließenden Bauteile ist so zu gestalten, dass ein
Ausdringen des Elastomers aus der Elastomerkammer unter Last verhindert wird.
- zu 6) Der Ausstoßmechanismus des Werkzeugsystems ist so zu gestalten, dass das
kaltkalibrierte Zahnrad aus der Matrize entformt werden kann, ohne dass eine Schädigung

der Verzahnung auftritt. Ferner soll der Mechanismus für den Fall einer Umrüstung des Werkzeugsystems für das Kaltkalibrieren von schrägverzahnten Zahnrädern an die besonderen geometrischen Erfordernisse beim Ausstoßen eines schrägverzahnten Zahnrads anzupassen sein.

- zu 7) Für den Fall, dass das kaltkalibrierte Zahnrad während des Zurückfahrens des Oberstempels auf dessen Dorn verbleibt, ist ein Abstreifmechanismus vorzusehen. Ein Verbleiben des Zahnrads auf dem Dorn kann im Falle des Prozesses mit aktivem Dehnungsausgleich eintreten, wenn beim Öffnen der Werkzeuge Werkstück und Matrize derart entlastet werden, dass die Restspannungen in der Matrize nicht mehr dazu ausreichen, das Werkstück in der Matrize fest zu verspannen und dort zurückzuhalten.

4.2.2 Funktionsweise des Gesamtwerkzeugsystems

Das Gesamtwerkzeugsystem muss den störungsfreien Ablauf aller Phasen des zu realisierenden Beispielprozesses Kaltkalibrieren in der folgenden Reihenfolge gewährleisten:

- Werkzeug schließen,
- Planetenrad kaltkalibrieren und, im Falle des Werkzeugs mit aktivem Dehnungsausgleich, gleichzeitig den Elastomerring mit einer korrekt bemessenen Kompressionskraft beaufschlagen, um die elastische Matrizenaufweitung zu kompensieren,
- Werkzeug öffnen und
- Zahnrad entformen.

Abbildung 68 zeigt den Aufbau des Gesamtwerkzeugsystems, in das die formgebenden Werkzeuge (siehe Kapitel 4.2.3), der Kompressionsstempel zur Erzeugung des Gegendruckes zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung (siehe Kapitel 4.2.4), der Ausstoßmechanismus (siehe Kapitel 4.2.5) und der Abstreifmechanismus (siehe Kapitel 4.2.6) integriert sind. Das Werkzeugsystem teilt sich in Oberwerkzeug, Stempelsystem und Unterwerkzeug. Das Oberwerkzeug ist an der Stößelplatte der verwendeten Presse, das Unterwerkzeug auf dem Pressentisch zu befestigen. Oberwerkzeug, Stempelsystem und Unterwerkzeug gruppieren sich jeweils um eine der drei Platten des verwendeten Säulenführungsgestells. Das Säulenführungsgestell gewährleistet die Koaxialität der Mittelachsen von Oberstempel, Kompressionsstempel und Matrize und stabilisiert die vertikale Bewegung des Stempelsystems im Prozess. Abbildung 69 zeigt das Gesamtwerkzeugsystem im eingebauten Zustand.

Im Oberwerkzeug ist der Oberstempel mit Hilfe einer Werkzeugplatte gegen die obere Platte des Säulenführungsgestells verschraubt. Das Stempelsystem führt den Oberstempel und trägt den Kompressionsstempel, der den Gegendruck zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung im Elastomer erzeugt. Ferner enthält es die Schließplatte und das zur Aufbringung der Schließkraft notwendige Tellerfederpaket. Das Stempelsystem wird ebenfalls vom Säulenfüh-

runsgestell geführt. Das Unterwerkzeug besteht im wesentlichen aus zwei Gruppen von Komponenten. Eine Gruppe stellt die Werkzeugbasisplatte, d. h. die Grundplatte des verwendeten Säulenführungsgestells mit dem integrierten Ausstoßmechanismus dar. Das auswechselbare Matrizenmodul ist mit der Werkzeugbasisplatte verschraubt.

4.2.3 Anordnung und Funktionsweise der formgebenden Werkzeugteile

Basierend auf den in Kapitel 4.2.1 formulierten Anforderungen wird die in [Abbildung 70](#) dargestellte Anordnung der formgebenden Werkzeugteile zum Kaltkalibrieren von geradzahnten Zahnrädern nach dem Verfahrensprinzip des Querfließpressens konzipiert. Das wesentliche Werkzeugelement zur Abbildung der Verzahnungsgeometrie im Werkstück stellt die verzahnte Matrize dar. Oberstempel, Unterstempel, Schließplatte, Buchse und Matrize bilden die formgebenden Werkzeugteile, die am Ende des Kaltkalibrierprozesses den Werkstoff allseitig umschließen. Die in [Abbildung 70](#) für den Prozess mit aktivem Dehnungsausgleich dargestellte Lage der Werkzeuge entspricht der nach dem Einlegen des zu kaltkalibrierenden Planetenrads unmittelbar vor der Umformung.

Vor Beginn der eigentlichen Umformung tritt die Schließplatte mit der Matrize in Kontakt, wobei mit zunehmendem Stößelweg das Tellerfederpaket über der Schließplatte gestaucht wird. Bedingt durch die Auslenkung der Tellerfedern aus ihrer Ruheposition wird die Schließplatte mit einer Schließkraft beaufschlagt. Diese verhindert, dass während des Kaltkalibrierens Werkstoff aus der Matrizengravur austritt. Dieser Vorgang ist beim Kaltkalibrierprozess mit korrigierter konventioneller Matrize und bei dem mit aktivem Dehnungsausgleich identisch. Die notwendige Schließkraft wird im Rahmen der Auslegung des Kaltkalibrierprozesses mit korrigierter konventioneller Matrize ermittelt und das Tellerfederpaket entsprechend ausgelegt (siehe Kapitel 3.1.6). Ist die notwendige Schließkraft aufgebaut, beginnt die Umformung, indem der Stempel auf den Bund des zu kaltkalibrierenden Planetenrads aufsetzt und diese nach dem Prinzip des Querfließpressens auf Endmaß presst. Unmittelbar nach der Umformung wird der Oberstempel in seine Ausgangslage zurückgefahren, das Federpaket wird entlastet und die Schließplatte federt wieder in ihre Ausgangslage zurück. Durch die beschriebene Anordnung ist es möglich, beide Zahnradstirnflächen im Verzahnungsbereich ohne Gratentstehung zu kaltkalibrieren.

Die Auslegung der formgebenden Werkzeugteile erfolgt für beide Varianten des Beispielprozesses im Rahmen der theoretischen Untersuchungen zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung (siehe Kapitel 3.1.7 und 3.2.9).

4.2.4 Mechanismus zur Erzeugung des Gegendrucks zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung

Der zeitgerechten Erzeugung eines Gegendrucks von optimaler Höhe im Elastomer kommt im Falle des Kaltkalibrierprozesses mit aktivem Dehnungsausgleich im Hinblick auf die angestrebte Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung eine zentrale Bedeutung zu. Zur Aufbringung der dazu notwendigen Kompressionskraft auf den Elastomerring ist der in Abbildung 71 dargestellte Mechanismus in das Kaltkalibrierwerkzeugsystem integriert. Wichtigster Teil des Mechanismus ist der rohrförmige Kompressionsstempel, der zeitgleich mehrere Aufgaben erfüllt. Vorrangig stellt er über mehrere Zwischenplatten den Kraftfluss zwischen dem Pressenstößel und dem Elastomerring her und sorgt so für die Aufbringung der Kompressionskraft. Daneben enthält und führt er die zur Aufbringung der Schließkraft notwendigen Tellerfedern. Auch die Schließplatte, die ihrerseits den Oberstempel führt, wird vom Kompressionsstempel geführt. Am elastomerseitigen Ende des Kompressionsstempels befindet sich ein abschraubbarer Anschlagring, der für die Kaltkalibrierversuche mit der konventionellen Matrize entfernt werden kann.

Die gewählte Werkzeuganordnung stellt eine konstruktiv einfache Lösung dar, da Ober- und Kompressionsstempel während des Umform- und des Kompressionsvorgangs kinematisch starr gekoppelt sind und die Presskraft der verwendeten hydraulischen Presse sowohl zur Umformung des Werkstücks als auch zur Kompression des Elastomers eingesetzt werden kann. Dadurch ist die Verwendung von zusätzlichen Anlagen zur Aufbringung der Kompressionskraft nicht erforderlich. Aufgrund der gewählten Anordnung lassen sich Ober- und Kompressionsstempel während des Umform- bzw. des Kompressionsvorgangs nur mit gleicher Geschwindigkeit verfahren. Dies bedeutet, dass die von den beiden Stempeln zurückgelegten Wege, zum einen der vom Oberstempel zurückgelegte Weg b_{OS} , zum anderen der vom Kompressionsstempel zurückgelegte Weg b_{KS} , gleich sind und beide Stempel damit zeitgleich ihren unteren Totpunkt erreichen. Dadurch ist sichergestellt, dass der zu kompensierende, für die elastische Matrizenaufweitung verantwortliche Matrizeninnendruck und der Gegendruck im Elastomer zeitgleich maximal werden.

Der Mechanismus zur Erzeugung des Gegendrucks zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung ist geometrisch so ausgelegt, dass die Umformung und die Kompression des Elastomerkörpers zeitgleich beginnen. Der zur Erzeugung eines optimalen Gegendrucks notwendige Kompressionsweg b_{Kompr} des Elastomers hängt jedoch vom gewählten Elastomerwerkstoff ab und entspricht nicht zwangsläufig dem zur kompletten Ausformung des zu kaltkalibrierenden Zahnrads notwendigen Umformweg b_{Umf} . Aus diesem Grund kann mit Hilfe einer Anzahl von $n_{Adapter}$ Adapterringen der Dicke $s_{Adapter}$ zwischen Anschlagring und Elastomer der Zeitpunkt des Kompressionsbeginns und damit der notwendige Kompressionsweg b_{Kompr} eingestellt werden. Mit

$$b_{OS} = b_{KS} = b_{Umf} \quad (21)$$

bedingt durch die starre kinematische Kopplung von Ober- und Kompressionsstempel ergibt sich aus der Beziehung

$$b_{Kompr} = b_{Umf} + n_{Adapter} \cdot s_{Adapter} \quad (22)$$

die notwendige Anzahl $n_{Adapter}$ von Adapterringen der Dicke $s_{Adapter}$.

Die Anordnung des Kompressionsstempels auf der axial verschiebbaren Stempelträgerplatte ist auf seine Integration in den in Kapitel 4.2.6 erläuterten Abstreifmechanismus zurückzuführen.

Eng bemessene Passungen zwischen Kompressionsstempel, Matrize, Zwischenring und Adapterringen verhindern ein Austreten des Elastomers aus der Elastomerkammer während des Kompressionsvorgangs.

4.2.5 Ausstoßmechanismus

Zur Entformung des kaltkalibrierten Zahnrads reicht eine reine Axialbewegung des Unterstempels aus, da es sich bei dem herzustellenden Zahnrad um ein geradzahntes handelt. Aus diesem Grund kann bei der Gestaltung des Ausstoßmechanismus auf eine konstruktiv einfache und kostengünstige Lösung zurückgegriffen werden (Abbildung 72). Der in einer Bohrung in der Werkzeugbasisplatte und der Buchse geführte Unterstempel ist über ein Distanzstück mit einem Kraftmesskörper verbunden, der die Messung der Ausstoßkräfte ermöglicht. Während des Ausstoßvorgangs wirkt der maschinenseitige Auswerfer über den Kraftmesskörper und das Distanzstück auf den Unterstempel und bewirkt so das Ausstoßen des Werkstücks.

Für die Entformung eines schrägverzahnten Zahnrads im Rahmen eventueller zukünftiger Untersuchungen ist es zweckmäßig, zusätzlich zur axialen eine rotatorische Bewegung des Unterstempels zu ermöglichen. Die den Unterstempel aufnehmende Bohrung in der Werkzeugbasisplatte ist deshalb so bemessen, dass ein drehbar gelagerter Unterstempel nachgerüstet werden kann.

4.2.6 Abstreifmechanismus

Die Anordnung des Stempelsystems (Abbildung 68) auf der beweglichen mittleren Platte des verwendeten Säulenführungsgestells ist Teil des Abstreifmechanismus des im Rahmen dieser Arbeit realisierten Werkzeugsystems (Abbildung 73). Verbleibt das kaltkalibrierte Zahnrad nach der Umformung auf dem Dorn des Oberstempels, verspannt es diesen gegen das Stempelsystem, welches sich dadurch beim Zurückfahren des Oberstempels zusammen mit dem Oberwerkzeug

und dem Oberstempel nach oben bewegt. Das Stempelsystem bewegt sich jedoch nur so lange nach oben, bis die Köpfe der in Abbildung 73 markierten Schrauben M 30 in Eingriff kommen und das Stempelsystem an einer weiteren aufwärtsgerichteten Bewegung hindern (Abbildung 73, rechts). In diesem Augenblick beginnt der Oberstempel, sich relativ zum nun stillstehenden Stempelsystem nach oben zu bewegen, was den Abstreifprozess einleitet. Hat der Oberstempel relativ zum Stempelsystem einen Weg zurückgelegt, der der Höhe des kalibrierten Zahnrads entspricht, ist das Zahnrad vom Dorn des Oberstempels vollständig gelöst.

5 Experimentelle Untersuchungen zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung

5.1 Präzisionsschmieden der zu kaltkalibrierenden Planetenräder

5.1.1 Verwendete Umformmaschine

Für das Präzisionsschmieden der später zu kaltkalibrierenden Planetenräder wird auf eine Kupplungsspindelpresse zurückgegriffen. Die verwendete Presse verfügt über eine Nennkraft von $F_N = 8000$ kN und kann mit zwei Stößelgeschwindigkeiten $v_{St} = 250$ bzw. 500 mm/s betrieben werden, wobei die Umformung der Planetenräder mit $v_{St} = 250$ mm/s erfolgt.

Zur Erfassung der während der Umformung auftretenden Prozessgrößen sind die verwendete Presse und das verwendete Umformwerkzeug mit einer entsprechenden Messsensorik ausgerüstet. Die Gesamtbelastung der Presse wird über Dehnungsmessstreifen am Pressengestell ermittelt. Bei herkömmlichen Schmiedepressen entspricht die Kraft im Pressengestell der Werkzeugbelastung. Beim Präzisionsschmieden der Planetenräder wird jedoch ein Werkzeug eingesetzt, das mit Hilfe von Federsystemen geschlossen wird (siehe Kapitel 4.1.1). Zur Ermittlung der exakten Gesenkbelastungen ist daher ebenfalls die Messung der Stößelkraft und der Pressstempelkraft notwendig. In diesem Fall wird die Umformung auf dem feststehenden Unterstempel durchgeführt. Dieser stellt dadurch den eigentlichen Pressstempel dar. Die Kräfte werden hier über Kraftmesskörper gemessen, die ebenfalls mit Dehnungsmessstreifen versehen sind.

Zur Analyse des Ausstoßvorgangs wird der Arbeitsdruck des hydraulischen Pressenauswerfers mit einem Piezodruckaufnehmer gemessen und darüber die Ausstoßkraft bestimmt. Die Messung des Stößelweges erfolgt über einen induktiv arbeitenden Wegaufnehmer, der am Pressengestell befestigt ist. Erfassung und Aufbereitung der gemessenen Daten erfolgen über einen PC mit geeigneter Hard- und Software zur Messdatenerfassung.

5.1.2 Versuchswerkstoff

Als Versuchswerkstoff für die durchzuführenden experimentellen Untersuchungen dient der Einsatzstahl 16MnCr5, der als gezogenes Stangenmaterial bezogen wird. Die Herstellung der rohrförmigen Rohteile erfolgt spanend. Die für die spanende Fertigung vorgegebenen Toleranzen gewährleisten eine für den Präzisionsschmiede- und den anschließenden Kaltkalibrierprozess ausreichende Volumenkonstanz der Rohteile.

5.1.3 Werkzeugfertigung

Die Herstellung der Matrize für das Präzisionsschmieden der Planetenräder erfolgt durch Funkenerosion aus einem bereits auf Gebrauchshärte vergüteten und armierten Rohteil. Als geradzahnte Matrize wird sie mit einer ablaufenden Drahtelektrode gefertigt, weshalb verfahrensbedingt nur gerade Schnitte durchgeführt werden können. Die Matrize wird als Schmiedematrize ohne weitere Nachbearbeitung ihrer formgebenden Oberflächen im Präzisionsschmiedeprozess eingesetzt.

5.1.4 Versuchsdurchführung

Erster Schritt des Präzisionsschmiedens der Planetenräder ist die Erwärmung der Rohteile in einem elektronisch geregelten Kammerofen, der durch eine vergleichsweise langsame Erwärmung eine gleichmäßige Temperaturverteilung im Werkstück am Ende der Erwärmung gewährleistet. Um die Zunderbildung auf den Rohteiloberflächen während der 15-minütigen Erwärmungsdauer zu minimieren, werden die Rohteile in speziell angefertigten Wärmeschutzbehältern erwärmt, die einen ausreichenden Sauerstoffabschluss gewährleisten.

Die Handhabung der Rohteile erfolgt manuell. Die geschmiedeten Zahnräder werden in einem Sandbett abgekühlt, um gleichmäßige Abkühlbedingungen zu gewährleisten und eine Bildung von Sekundärzunder zu verhindern.

Nach jedem Schmiedevorgang wird das Gesenk ausgeblasen und mit Wasser gekühlt. Als Schmierstoff wird ein Spray auf Molybdändisulfidbasis verwendet. Dieses hat den Vorteil, dass das Trägermedium, d. h. das Lösungsmittel, in dem die Molybdändisulfidteilchen dispergiert sind, auch bei kalten Gesenken schnell verdampft. Zudem kann auch bei manueller Aufbringung eine relativ gleichmäßige Schmierfilmdicke erreicht werden.

Die geschilderten Versuchsbedingungen gewährleisten, dass die einzelnen Schmiedungen mit nahezu kalten Werkzeugen erfolgen, d. h. Werkzeugen, die annähernd Raumtemperatur besitzen. Deshalb wird davon abgesehen, die Gesenke schon vor Versuchsbeginn auf eine stationäre Betriebstemperatur aufzuheizen oder eine eventuelle Wärmedehnung der Matrize bei der Auslegung der formgebenden Oberflächen der Umformwerkzeuge zu berücksichtigen.

5.1.5 Gemessene Prozessgrößen

Abbildung 74 zeigt die während des Präzisionsschmiedens eines später zu kaltkalibrierenden Planetenrads gemessenen Verläufe der Maschinen- und Unterstempelkraft, die im Falle des verwendeten Werkzeugsystems der Umformkraft entspricht (siehe Kapitel 4.1.1) [6]. Die Größenordnung der im Rahmen der Auslegung simulationsgestützt ermittelten voraussichtlichen Umformkraft stimmt mit der gemessenen Umformkraft von $F_{Umform, gemessen} = 850 \text{ kN}$

verhältnismäßig gut überein, wie der Vergleich mit Abbildung 66 zeigt. In Abbildung 66 sind die Verläufe der auf den Unterstempel wirkenden Kraft, die die eigentliche Umformkraft darstellt (siehe oben), und die Verläufe der auf Matrize und Oberstempel wirkenden Kräfte dargestellt. Im Rahmen der Auslegungssimulationen des Präzisionsschmiedeprozesses werden Oberstempel und Matrize synchron auf den ortsfesten Unterstempel zubewegt (Abbildung 66, links), was eine realitätsgetreue Abbildung des Umformvorgangs (siehe Kapitel 4.1.1) gewährleistet und die jeweiligen Vorzeichen der ermittelten Prozesskräfte erklärt. Aus den Simulationsergebnissen geht hervor, dass eine Umformkraft von ca. $F_{Umf, \text{simuliert}} = 700$ bis 800 kN zu erwarten ist.

Der hohe Spitzenwert der gemessenen Maschinenkraft von $F_{Gest} = 5600$ kN wird durch die überschüssige Stößelenergie, die von den Weganschlägen aufgenommen wird, hervorgerufen.

5.1.6 Erreichte Bauteilqualität

Um die Maßhaltigkeit der präzisionsgeschmiedeten Planetenräder zu dokumentieren und um mögliche Einflüsse auf ihre Verzahnungsqualität zu identifizieren, werden die Planetenräder mit einer 3D-Koordinatenmessmaschine vermessen. Dazu wird die Istkontur der Planetenräder in drei Ebenen vermessen (Abbildung 75, oben). Eine Quantifizierung der Verzahnungsabweichungen gemäß [17] ist nicht möglich, da das Vorverzahnungsprofil des später zu kaltkalibrierenden Planetenrads bedingt durch seine fließtechnische Optimierung keine Evolventengeometrie aufweist.

Für die Auswertung der Vermessung der später zu kaltkalibrierenden Planetenräder ist eine eindeutige Nummerierung ihrer Zähne notwendig, da nur so eine eindeutige Zuordnung der Messdaten zu den jeweiligen Zähnen gewährleistet ist. Die Nummerierung der Zähne erfolgt im Uhrzeigersinn, beginnend mit Zahn 1. Um diesen Zahn nach der Umformung auf dem Zahnrad wiederzufinden, wird die Matrize im Präzisionsschmiedeprozess in einer Verzahnungslücke mit einer Markierung versehen, die sich bei der Umformung auf dem Zahnrad abbildet (Abbildung 75, unten). Auf diese Weise können die Zähne des Zahnrad eindeutig identifiziert und den abbildenden Verzahnungslücken der Matrize zugeordnet werden.

Eine Gegenüberstellung der im Rahmen der 3D-Koordinatenmessungen erfassten Istkonturen eines repräsentativen präzisionsgeschmiedeten, noch nicht kaltkalibrierten, Planetenrads mit den jeweiligen Sollkonturen erfolgt in Abbildung 64 und Abbildung 65. In den beiden Abbildungen wird deutlich, dass die gemessenen Kopf- und Fußkreisdurchmesser ebenso wie der Durchmesser der Bohrung des noch nicht kaltkalibrierten Planetenrads kaum von ihren jeweiligen Sollwerten abweichen. Die Zahnflanken aller Zähne des geschmiedeten Planetenrads, nicht nur der des hier abgebildeten Zahnes, zeigen jedoch geringfügige Abweichungen von der Sollkontur. So weisen die rechten Flanken der Zähne der Planetenräder durchweg ein leichtes Untermaß auf, während die linken Flanken mit einem leichten Übermaß behaftet sind. Diese Abweichungen, die alle vermessenen präzisionsgeschmiedeten Planetenräder aufweisen, können

durch ihren systematischen Charakter auf eine unpräzise Fertigung der verwendeten Matrize, die sich während des Schmiedens auf das Planetenrad überträgt, zurückzuführen sein. Trotz dieser Abweichungen ist die simulationsgestützt durchgeführte Vorkorrektur der formgebenden Oberflächen der Präzisionsschmiedematrize jedoch als erfolgreich zu bezeichnen.

5.2 Kaltkalibrierversuche

5.2.1 Verwendete Umformmaschine

Die durchzuführenden Kaltkalibrierversuche erfolgen auf einer hydraulischen Universalpresse mit einer Nennkraft von $F_N = 12500$ kN. Als kraftgebundene Presse arbeitet sie nach dem hydrostatischen Prinzip, d. h. der hydrostatische Druck der als Energieträger dienenden Flüssigkeit, im allgemeinen Öl, wird in Druckzylindern zur Aufbringung der Umformkraft umgesetzt. Die Stößelkraft ist dabei unabhängig von der Stößelstellung. Die Nennkraft der Presse steht deshalb im Prinzip während des gesamten Hubs zur Verfügung und kann nicht überschritten werden [47]. Die maximale Stößelgeschwindigkeit bei einer Stößelkraft von $F_{St} = 4670$ kN beträgt $v_{St} = 26$ mm/s, bei einer Stößelkraft von $F_{St} = 12500$ kN reduziert sie sich auf $v_{St} = 8,6$ mm/s.

Zur Erfassung der während der Umformung auftretenden Prozessgrößen sind ebenso wie im Falle des Präzisionsschmiedens der Planetenräder die für die Durchführung der Kaltkalibrierversuche verwendete Presse und das verwendete Umformwerkzeug mit einer entsprechenden Messsensorik ausgerüstet. Die Gesamtbelastung der Presse wird über Dehnungsmessstreifen am Pressengestell ermittelt. Darüber hinaus werden die Umformkraft, die für die Kompression des Elastomers aufgewendete Kraft zusammen mit der Schließkraft und die Ausstoßkraft über in das Umformwerkzeug integrierte Kraftmesskörper gemessen.

Die Messung des Stößelweges erfolgt über einen induktiv arbeitenden Wegaufnehmer, der am Pressengestell befestigt ist. Erfassung und Aufbereitung der gemessenen Daten erfolgen über einen PC mit geeigneter Hard- und Software zur Messdatenerfassung.

5.2.2 Werkzeugfertigung

Die Herstellung der verwendeten Kaltkalibriermatrizen erfolgt ebenso wie die der verwendeten Schmiedematrize durch Funkenerosion aus einem bereits auf Gebrauchshärte vergüteten und, im Falle der korrigierten konventionellen Matrize, armierten Rohteil. Als geradzahnte Matrizen werden sie ebenfalls mit einer ablaufenden Drahtelektrode gefertigt, weshalb verfahrensbedingt nur gerade Schnitte durchgeführt werden können.

Im Erodierprozess entsteht eine wärmebeeinflusste Randzone mit der sogenannten „weißen Schicht“ [49]. Diese Randzone ist aufgrund der schnellen Abkühlvorgänge beim Erodieren zum Teil aufgehärtet und spröde. Um diese wärmebeeinflusste Randzone zu entfernen, Rauheitsspitzen zu brechen und günstige Reibverhältnisse während des Kaltkalibrierens und des Ausstoßens des kaltkalibrierten Zahnrads zu erhalten, wird dem Erodierprozess ein Poliervorgang nachgeschaltet. Von einer manuellen Polieroperation wird dabei aufgrund der schlechten Zugänglichkeit der zu bearbeitenden Oberflächen abgesehen. Stattdessen wird auf das Verfahren des Druckfließlappens zurückgegriffen. Dieses Verfahren basiert darauf, dass ein viskoelastisches, mit abrasiven Schleifkörnern angereichertes Medium auf Polymerbasis an der zu bearbeitenden Oberfläche gezielt entlang geführt wird. Dabei werden nur die mikroskopischen Rauheitsspitzen abgetragen, ohne die Geometrie des Werkstücks wesentlich zu verändern [26]. Durch die Anwendung dieses Verfahrens kann z. B. der arithmetische Mittenrauwert der formgebenden Oberfläche der Kaltkalibriermatrize mit aktivem Dehnungsausgleich von $R_a = 2,19 \mu\text{m}$ auf $R_a = 0,21 \mu\text{m}$ gesenkt werden.

5.2.3 Versuchsdurchführung

Die Erwärmung der Rohteile und die Abkühlung der geschmiedeten Planetenräder sind die hinsichtlich der Zunderbildung kritischsten Prozessschritte des Präzisionsschmiedens der Planetenräder. Mit einer Erwärmung der Rohteile in Wärmeschutzbehältern und einer Abkühlung der Planetenräder im Sandbett erfolgen diese Prozessschritte jedoch unter relativem Luftabschluss, wodurch eine Zunderbildung fast völlig unterbunden wird. Die entstandene minimale Zunderschicht auf den Planetenrädern ist auf eine Oxidation während ihrer manuellen Handhabung vor und im Zuge der eigentlichen Schmiedeoperation zurückzuführen, während der sie der umgebenden Raumluft ausgesetzt sind. Vor der Durchführung der Kaltkalibrierversuche ist dieser minimale Zunderbelag zu entfernen, da diese harte und spröde Schicht während des Kaltkalibrierens abplatzen und die Matrize schädigen könnte. Die Entfernung der Zunderschicht erfolgt durch kurzzeitiges Strahlen mit Glasperlen. Die Vermessung einiger Werkstücke vor und nach dem Strahlen mit Glasperlen zeigt, dass nur die minimale Zunderschicht entfernt wird, während das Grundmaterial nicht abgetragen und die Maßhaltigkeit des Bauteils nicht beeinträchtigt wird. Nach dem Strahlen der Planetenräder werden diese mit Druckluft abgeblasen, um eventuelle Reste des Strahlgutes zu entfernen.

Nach der Entzunderung der Planetenräder werden diese mit dem im Kaltkalibrierprozess zur Herabsetzung von Reibung und Verschleiß verwendeten Gleitlack beschichtet. Dazu werden die Planetenräder zunächst in einem Umluftofen auf ca. 100°C erhitzt, um die Benetzung durch den Gleitlack zu fördern. Bei dem verwendeten Gleitlack handelt es sich um KOLLIGEEN W 115, ein Produkt der Firma FUCHS LUBRITECH GMBH, Weilerbach. KOLLIGEEN W 115 ist ein Gleitlack auf der Basis eines Konzentrats von Molybdändisulfid und Wasser, das im Falle der durchzuführenden Kaltkalibrierversuche im Verhältnis 1:4 mit Wasser verdünnt wird. Zur Beschichtung

werden die erwärmten Planetenräder in die Gleitlacklösung getaucht und anschließend getrocknet. Nach dem Trocknen und dem Erkalten der Planetenräder hat sich ein trockener, festhaftender Gleitfilm ausgebildet, der grifffest ist, was die Handhabung der Planetenräder während der Kaltkalibrierversuche vereinfacht.

Die Handhabung der Werkstücke bei der Durchführung der Kaltkalibrierversuche erfolgt manuell. Während der Kaltkalibrierversuche wird beobachtet, dass der verwendete Gleitlack die beiden Reibpartner Werkstück und Matrizenoberfläche ohne ein Aufreißen der Lackschicht zuverlässig voneinander trennt. Es kommt zu keiner sichtbaren Oberflächenschädigung von Werkstück und Matrize. Nach dem Kaltkalibrieren wird die immer noch fest anhaftende Gleitlackschicht durch Strahlen mit Glasperlen entfernt.

Das Einlegen der Planetenräder in die jeweilige Matrize erfolgt in der Weise, dass der im Präzisions Schmiedeprozess mit einer Markierung versehene Zahn 1 (Abbildung 75, unten) des zu kaltkalibrierenden Planetenrads immer der gleichen Zahnücke der jeweiligen Kaltkalibriermatrize zugeordnet ist. Auf diese Weise können die Zähne des fertigen Zahnrads eindeutig den abbildenden Lücken der Kaltkalibriermatrizen zugeordnet werden.

Im Rahmen der Durchführung der Kaltkalibrierversuche mit aktivem Dehnungsausgleich ist zu beobachten, dass die kaltkalibrierten Zahnräder während des Rückhubs der Presse auf dem Dorn des Oberstempels verbleiben und vom Stempelsystem aus der Matrize herausgezogen werden. Sie müssen nicht, im Gegensatz zum Prozess mit korrigierter konventioneller Matrize, mit Hilfe des Unterstempels ausgestoßen werden. Dies deutet darauf hin, dass das zu diesem Zeitpunkt in der Matrize herrschende Restspannungsniveau im Falle des Kaltkalibrierwerkzeugs mit aktivem Dehnungsausgleich deutlich niedriger ist als im Falle der korrigierten konventionellen Matrize. Die Spannungen sind sogar so niedrig, dass sie es nicht mehr vermögen, das Zahnrad beim Zurückfahren des Oberstempels in der Matrize festzuhalten. Diese substantielle Reduktion des Spannungsniveaus in der Matrize ist auf die Reduktion der elastischen Matrizenaufweitung und damit der Rückfederung der Matrize beim Öffnen der Werkzeuge zurückzuführen, die mit Hilfe des aktiven Dehnungsausgleichs erreicht wird. Auf diese Weise werden die bestehenden Kontaktdrücke und die resultierenden Reibkräfte zwischen Bauteil und Matrize drastisch herabgesetzt, was die Ausstoßkraft vermindert und die Oberflächenqualität der Fertigteile steigert sowie den Werkzeugverschleiß reduziert hilft.

5.2.4 Gemessene Prozessgrößen

Abbildung 76 zeigt die Gegenüberstellung eines während des Kaltkalibrierens eines Planetenrads mit der korrigierten konventionellen Matrize gemessenen Stößelkraftverlaufs und eines während des Kaltkalibrierens eines Planetenrads mit aktivem Dehnungsausgleich gemessenen Stößelkraftverlaufs. Die Stößelkraft ist die jeweils während des Kaltkalibrierprozesses insgesamt von der verwendeten Presse aufgewandte Kraft. Diese entspricht im Falle des Prozesses mit korrigierter

konventioneller Matrize der Summe aus Umform- und Schließkraft, im Falle des Prozesses mit aktivem Dehnungsausgleich der Summe aus Umform-, Kompressions- und Schließkraft.

Die Größenordnung der gemessenen Stößelkräfte korrespondiert gut mit den im Rahmen der theoretischen Untersuchungen simulationsgestützt ermittelten voraussichtlichen Prozesskräften, wie der Vergleich mit den Kapiteln 3.1.6 und 3.2.8 zeigt.

5.2.5 Erreichte Bauteilqualität

Erreichte Verzahnungsqualität der kaltkalibrierten Zahnräder

Zur Dokumentation ihrer Maßhaltigkeit und zur Identifikation möglicher Einflüsse auf ihre Verzahnungsqualität werden die kaltkalibrierten Zahnräder mit einer 3D-Koordinatenmessmaschine vermessen. Dabei werden die Profil- und Flankenlinienabweichungen für vier ausgewählte Zähne sowie die Teilungsabweichungen des jeweiligen Zahnrads nach [17] ermittelt. Gemäß dieser industriell üblichen Vorgehensweise erfolgt die Ermittlung der Profilabweichungen lediglich für einen Stirnschnitt auf Höhe der halben Verzahnungsbreite. Um eine eventuelle Abhängigkeit der Profilabweichungen von der Position relativ zum Bund des Zahnrads zu ermitteln, werden im Rahmen dieser Arbeit die Profilabweichungen noch in zwei zusätzlichen Stirnschnitten an der Ober- und Unterseite der Verzahnung bestimmt.

Die durchschnittlichen Profil-Formabweichungen $f_{f\alpha}$, Profil-Gesamtabweichungen $F_{f\alpha}$ und Profil-Winkelabweichungen $f_{H\alpha}$ der mit korrigierter konventioneller Matrize kaltkalibrierten Zahnräder sind für die vier ausgewählten Zähne 1, 6, 10 und 15 in Abbildung 77 dargestellt, die durchschnittlichen Flankenlinien-Formabweichungen $f_{f\beta}$, Flankenlinien-Gesamtabweichungen $F_{f\beta}$ und Flankenlinien -Winkelabweichungen $f_{H\beta}$ in Abbildung 78. Gegenstand der Abbildung 79 sind die durchschnittlichen Profil-Formabweichungen $f_{f\alpha}$, Profil-Gesamtabweichungen $F_{f\alpha}$ und Profil-Winkelabweichungen $f_{H\alpha}$ der mit aktivem Dehnungsausgleich kaltkalibrierten Zahnräder für die vier ausgewählten Zähne. Abbildung 80 zeigt für die gleichen Zähne die durchschnittlichen Flankenlinien-Formabweichungen $f_{f\beta}$, Flankenlinien-Gesamtabweichungen $F_{f\beta}$ und Flankenlinien -Winkelabweichungen $f_{H\beta}$.

Zur Ermittlung der in den oben genannten Abbildungen zusammengefassten durchschnittlichen Profil- und Flankenlinienabweichungen werden die experimentell hergestellten Zahnräder an den vier ausgewählten Zähnen 1, 6, 10 und 15, die jeweils um 90° versetzt auf den Zahnrädern angeordnet sind, vermessen und die jeweiligen Abweichungsgrößen für jeden Zahn bestimmt. Anschließend werden die in den Abbildungen aufgetragenen Durchschnittswerte der jeweiligen

Abweichungen getrennt nach Zahnflanke und Lage des vermessenen Stirnschnitts für die einzelnen Zähne ermittelt.

Gegenüberstellung der mit den beiden untersuchten Ansätzen zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung erzielbaren Verzahnungsqualitäten

Eine Gegenüberstellung der gemessenen Verzahnungsabweichungen der kaltkalibrierten Zahnräder zeigt, dass im Falle des betrachteten Beispielprozesses mit Hilfe des Ansatzes des aktiven Dehnungsausgleichs im Vergleich zum Prozess mit korrigierter konventioneller Matrize die mittleren Profilabweichungen nachhaltig reduziert werden können. Die erzielten Reduktionen betragen im Durchschnitt 40% des Ausgangswertes (Abbildung 81). Die Flankenlinienabweichungen der kaltkalibrierten Zahnräder können ebenfalls substantiell um im Mittel 30% herabgesetzt werden, was in Abbildung 82 dargestellt ist.

Der Vergleich der Profilabweichungen zeigt weiterhin, dass in beiden Fällen die Profilabweichungen der linken Flanken größer sind als die der rechten, wobei dieser Sachverhalt bei den mit aktivem Dehnungsausgleich kaltkalibrierten Zahnrädern bedeutend schwächer ausgeprägt ist. Auf beide Arten kaltkalibrierte Zahnräder zeigen damit auf ihren linken Flanken ein größeres Übermaß als auf ihren rechten. Dies korrespondiert mit den Ergebnissen der Vermessung der präzisionsgeschmiedeten Planetenräder vor dem Kaltkalibrieren, bei denen ein Übermaß auf den linken Flanken festgestellt werden kann (Abbildung 64).

Darüber hinaus kann festgestellt werden, dass im Falle der mit korrigierter konventioneller Matrize kaltkalibrierten Zahnräder die Profilabweichungen für den oberen vermessenen Stirnschnitt am größten, für den mittleren Stirnschnitt kleiner und für den unteren Stirnschnitt minimal sind (Abbildung 77). Diese Verteilung korrespondiert sehr gut mit den Gradienten der simulationsgestützt ermittelten Profilabweichungen für den konventionellen Prozess, die ähnliche Verläufe zeigen (Abbildung 33). Die Profilabweichungen im Falle der mit aktivem Dehnungsausgleich kaltkalibrierten Zahnräder zeigen eine andere Verteilung (Abbildung 79). Bei ihnen ist der Gradient der Abweichungen von oberer zu unterer Messebene weniger ausgeprägt als bei den mit korrigierter konventioneller Matrize kaltkalibrierten Zahnrädern. Darüber hinaus bewegen sich die Profilabweichungen der mit aktivem Dehnungsausgleich kaltkalibrierten Zahnräder auf einem deutlich niedrigerem Niveau als die der mit einer korrigierten konventionellen Matrize kaltkalibrierten Zahnräder. Dies korrespondiert ebenfalls mit den simulationsgestützt ermittelten Profilabweichungen für den Prozess mit aktivem Dehnungsausgleich (Abbildung 54), die keine Gradienten über der Verzahnungsbreite aufweisen. Die in den beiden untersuchten Kaltkalibrierprozessen erreichten Flankenlinienabweichungen zeigen ein uneinheitliches Bild, das bis auf ein niedrigeres Niveau der Abweichungen der mit aktivem Dehnungsausgleich kaltkalibrierten Zahnräder keine Systematik erkennen lässt.

Die simulationsgestützt bzw. experimentell ermittelten Verzahnungsabweichungen zeigen insgesamt eine gute qualitative Übereinstimmung, wie die oben angestellten Vergleiche zeigen. Die quantitativen Unterschiede zwischen den simulationsgestützt bzw. experimentell ermittelten Verzahnungsabweichungen sind unter anderem auf Vereinfachungen bei der Modellierung der betrachteten Prozesse wie zum Beispiel die Annahme eines konstanten Reibkoeffizienten zurückzuführen. Darüber hinaus besitzen Simulationsmodelle von Werkzeugteilen grundsätzlich die ideal genaue Geometrie des jeweils modellierten Werkzeugteils. Die Geometrien der im Versuch verwendeten realen formgebenden Werkzeugteile, insbesondere der Matrizen, sind demgegenüber immer mit Ungenauigkeiten behaftet.

Abschließend zeigt Abbildung 83 eine Gegenüberstellung der für die mit korrigierter konventioneller Matrize und aktivem Dehnungsausgleich kaltkalibrierten Zahnräder ermittelten Teilungs- und Rundlaufabweichungsgrößen. Aus der Abbildung geht hervor, dass sich die Teilungs- und Rundlaufabweichungen für beide Arten von Zahnrädern auf einem ähnlichen Niveau befinden und die Anwendung des Ansatzes des aktiven Dehnungsausgleichs keinen Einfluss auf diese Abweichungen hat.

6 Zusammenfassung und Ausblick

Zur Überwindung der bis heute z. T. ungelösten Probleme der elastischen Matrizenaufweitung und ihrer negativen Effekte bei Kaltmassivumformprozessen wurde im Rahmen dieser Arbeit durch die Optimierung eines existierenden sowie die Formulierung und die Umsetzung eines neuen Ansatzes zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung beigetragen. Die dazu notwendigen theoretischen und experimentellen Untersuchungen erfolgten am Beispiel der Kaltkalibrierstufe einer zweistufigen Verfahrensfolge zur umformenden Herstellung eines Planetenrads.

Die im Rahmen des ersten Schwerpunkts dieser Arbeit durchgeführte Optimierung des Ansatzes der Werkzeugkorrektur stellt eine Weiterentwicklung der existierenden Ansätze durch die zusätzliche Berücksichtigung bisher vernachlässigter Einflussfaktoren auf die Maßhaltigkeit massivumgeformter Bauteile im Falle dreidimensionaler Problemstellungen dar. Das entwickelte Verfahren basiert auf der Simulationstechnologie der Finite-Element-Methode. Es ermöglicht, für den betrachteten Beispielprozess des Kaltkalibrierens eines Zahnrads dreidimensionale, zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung korrigierte Werkzeugoberflächen unter Berücksichtigung aller für die Maßhaltigkeit des umgeformten Bauteils relevanten Phasen des betrachteten Prozesses zu generieren. Dazu wird der gesamte Umformprozess bestehend aus den Prozessphasen Umformung, Zurückfahren des Oberstempels und Ausstoßen des Werkstücks in einem umfassenden Simulationsmodell abgebildet, wodurch die Effekte des sekundären Fließens des Werkstückwerkstoffes und der Werkstückrückfederung ebenfalls Berücksichtigung finden. Auf Basis dieses Simulationsmodells erfolgt die Ermittlung der zu erwartenden Maß- und Formabweichungen des Fertigteils und die Korrektur der Geometrie der formgebenden Werkzeugoberflächen. Zu diesem Zweck wurden im Rahmen dieser Arbeit Algorithmen zur Ermittlung von Bauteilabweichungen und zur Generierung von korrigierten formgebenden Oberflächen auf der Basis von Ergebnisdaten dreidimensionaler Umformsimulationen entwickelt. Die Algorithmen wurden nachvollziehbar dargestellt, um bei der zukünftigen Entwicklung von Verfahren zur Werkzeugkorrektur für andere Anwendungsfälle ein Anhalt zu sein.

Den zweiten Schwerpunkt dieser Arbeit bildete die Formulierung und Umsetzung eines neuartigen Ansatzes zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung, des Ansatzes des aktiven Dehnungsausgleichs. Dazu war die systematische Erarbeitung der für die Nutzung dieses Ansatzes notwendigen technologischen Grundlagen erforderlich. So wurde zunächst ein für den Einsatz in einem Umformwerkzeug mit aktivem Dehnungsausgleich geeigneter Elastomerwerkstoff identifiziert. Dazu wurde das mechanische Verhalten einer Anzahl potenziell geeigneter Elastomere unter den im Einsatz zu erwartenden hydrostatischen Drücken experimentell charakterisiert. Aus Ermangelung geeigneter Versuchseinrichtungen wurde im Rahmen dieser Arbeit ein Modellwerkzeug aufgebaut, das diese Charakterisierung erlaubte. Der nächste Schritt

bei der Erarbeitung der notwendigen technologischen Grundlagen war die Modellierung des zu realisierenden Umformprozesses in einem realitätsnahen FEM-Modell, das das wichtigste Werkzeug bei der Umsetzung des Ansatzes des aktiven Dehnungsausgleichs darstellte. Danach erfolgte anhand des aufgebauten Simulationsmodells die Ermittlung der optimalen Geometrie der Elastomerkammer. Die Geometrie der Kammer ist für die Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung und der im Beispielprozess auftretenden Profil- und Flankenlinienabweichungen des umzuformenden Zahnrads von besonderer Wichtigkeit, da sie die geometrischen Verhältnisse im Werkzeug und damit die Wechselwirkungen des Elastomerringes mit den übrigen Werkzeugelementen bestimmt. Der Auslegung der Elastomerkammergeometrie schloss sich die ebenfalls simulationsgestützte Ermittlung der optimal aufeinander abgestimmten Verfahrenswege der Werkzeugaktivelemente und der optimalen Werkzeugkorrektur an. Die bei der Umsetzung des Ansatzes des aktiven Dehnungsausgleichs verwendete Vorgehensweise kann als Anhalt bei der Auslegung von zukünftigen Umformwerkzeugen mit aktivem Dehnungsausgleich verwendet werden.

Die simulationsgestützte Charakterisierung des sich unter Verwendung der beiden Ansätze im betrachteten Beispielprozess Kaltkalibrieren jeweils einstellenden Verformungsverhaltens von Werkstück und Matrize zeigte die Grenzen des Verfahrens der simulationsgestützten Korrektur konventioneller Matrizen auf. So war es mit einer einmaligen Korrektur der konventionellen Matrize zwar möglich, eine Reduktion der mittleren Profilabweichungen (Abbildung 11) des Fertigteils um bis zu 90% zu erzielen. Die Flankenlinienabweichungen (Abbildung 11) des Fertigteils konnten jedoch durch die Korrektur der konventionellen Matrize nicht kompensiert werden. Deren Reduzierung hätte eine im betrachteten Beispielprozess aus konstruktiven Gründen nicht realisierbare zweite Werkzeugkorrektur erfordert. Darüber hinaus konnte nachgewiesen werden, dass im Falle des Beispielprozesses mit korrigierter konventioneller Matrize die Prozessphasen des Zurückfahrens des Oberstempels und des Ausstoßens des Werkstücks signifikante Auswirkungen auf die Entwicklung der Werkstückabweichungen im Prozessverlauf haben. So entstehen die durch die Korrektur einer konventionellen Matrize nicht kompensierbaren Flankenlinienabweichungen erst durch die Rückfederung des Werkstücks während des Öffnens der Werkzeuge und des Ausstoßvorgangs. Dies unterstreicht die Notwendigkeit der Berücksichtigung aller relevanten Prozessphasen eines Kaltmassivumformprozesses bei der Durchführung einer Werkzeugkorrektur zur Erreichung höchster Verzahnungsqualitäten. Für den Ansatz des aktiven Dehnungsausgleichs zeigt die simulationsgestützte Charakterisierung des Verformungsverhaltens von Werkstück und Matrize, dass mit seiner Hilfe die elastische Matrizenaufweitung sowie die Profil- und Flankenlinienabweichungen des Fertigteils wirksam minimiert werden können.

Zur Ergänzung und Verifikation der theoretischen Untersuchungen zu den beiden Ansätzen zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung wurden die Ansätze für den betrachteten Beispielprozess im Versuch erprobt. Dazu war zunächst der Aufbau der notwendigen Versuchseinrichtungen erforderlich. Es wurde ein vorhandenes Werkzeugsystem zum Präzisionsschmieden von Zahnrädern für die Herstellung der später zu kaltkalibrierenden Planetenräder modifiziert.

Darüber hinaus wurde ein Werkzeugsystem zum Kaltkalibrieren von Zahnrädern konstruiert und aufgebaut. Der Aufbau des Werkzeugsystems ist modular, so dass es im Wechsel einen Satz Umformwerkzeuge mit korrigierter konventioneller Matrize und einen mit aktivem Dehnungsausgleich aufnehmen kann. Die Auslegung der formgebenden Werkzeugelemente erfolgte auf Basis der Ergebnisse der theoretischen Untersuchungen. Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen wurde jeweils eine Serie Planetenräder mit korrigierter konventioneller Matrize und eine mit aktivem Dehnungsausgleich hergestellt und anschließend vermessen.

Die unter Umsetzung des Ansatzes des aktiven Dehnungsausgleichs experimentell hergestellten Zahnräder wiesen im Mittel um 40% niedrigere Profilabweichungen und um 30% niedrigere Flankenlinienabweichungen auf als die mit korrigierter konventioneller Matrize hergestellten Zahnräder, was auf eine erfolgreiche Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung zurückzuführen ist. Darüber hinaus wurde durch das Konzept des aktiven Dehnungsausgleichs eine im Vergleich zum Prozess mit korrigierter konventioneller Matrize drastische Verminderung der notwendigen Ausstoßkraft erzielt.

Die Ergebnisse der im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten experimentellen Untersuchungen stellen einen ersten Nachweis der praktischen Wirksamkeit und der Anwendbarkeit des Ansatzes des aktiven Dehnungsausgleichs hinsichtlich der Reduzierung von Bauteilabweichungen und Ausstoßkraft dar. Um den Ansatz für die Verwendung in der industriellen Praxis endgültig zu qualifizieren, sollten in weiterführenden Untersuchungen die Standzeiten des Elastomers und der einer Biegewechselbeanspruchung ausgesetzten Matrize untersucht sowie die zur Erzeugung des Gegendrucks im Elastomer notwendige hohe Kompressionskraft reduziert werden.

Der Ansatz des aktiven Dehnungsausgleichs bietet ein breites Feld potenzieller weiterer Anwendungen. So bietet er sich nicht nur zum Ausgleich der elastischen Matrizenaufweitung bei Kaltkalibrierprozessen an, sondern ermöglicht Abhilfe auch bei anderen Kaltmassivumformprozessen, bei denen eine unbefriedigende Maßhaltigkeit und hohe Ausstoßkräfte infolge elastischer Matrizenaufweitung zum Problem werden. Weiterhin ist ein Einsatz des Konzepts des aktiven Dehnungsausgleichs zur Reduzierung des Wärmeübergangs in die Gesenke während des Ausstoßprozesses und damit der thermischen Gesenkbelastungen bei Halbwarm- und Warmmassivumformprozessen zu prüfen. Erste simulationsgestützte Untersuchungen in dieser Richtung am IFUM haben den Nachweis erbracht, dass der Elastomerring bei geeigneter Kühlung der Umformwerkzeuge nicht thermisch geschädigt wird [19]. Darüber hinaus kann die Erarbeitung von Konzepten für die Anwendung des aktiven Dehnungsausgleichs bei der umformenden Herstellung problematischer Langteile wie Wellen mit längeren verzahnten Abschnitten im Rahmen zukünftiger Untersuchungen erfolversprechend sein.

Tabellen

Tabelle 1: Verzahnungsabweichungen nach [18]; im Rahmen der Simulationen des Beispielprozesses bestimmbar. Verzahnungsabweichungen sind grau hinterlegt

Symbol	Einheit	Bedeutung
$f_{f\alpha}$	μm	Profil-Formabweichung
$f_{H\alpha}$	μm	Profil-Winkelabweichung
$F_{f\alpha}$	μm	Profil-Gesamtabweichung
f_p	μm	Teilungs-Einzelabweichung
f_{pe}	μm	Eingriffsteilungsabweichung
f_u	μm	Teilungs-Sprung
F_p	μm	Teilungs-Gesamtabweichung
$F_{pz} / 8$	μm	Teilungs-Spannenabweichung über 1/8 Umfang
F_r	μm	Rundlaufabweichung
R_s	μm	Zahndickenschwankung
$f_{f\beta}$	μm	Flankenlinien-Formabweichung
$f_{H\beta}$	μm	Flankenlinien-Winkelabweichung
$F_{f\beta}$	μm	Flankenlinien-Gesamtabweichung
F_{pk}	μm	Teilungs-Spannenabweichung

Tabelle 2: Simulationsgestützt ermittelte Prozessgrößen des Kaltkalibrierprozesses mit korrigierter konventioneller Matrize

Prozessgröße	Wert
Umformweg	2,3 mm
Maximale Umformkraft	1656 kN
Maximale Unterstempelkraft	300 kN
Durchschnittlicher Matrizeninnendruck	1000 N/mm ²
Maximale elastische Aufweitung	0,190 mm
Maximale Vergleichsspannung nach VON MISES in der Matrize	1724 N/mm ²

Tabelle 3: Simulationsgestützt ermittelte maximale mechanische Belastungen der formgebenden Werkzeugteile und Werkstoffauswahl für den Kaltkalibrierprozess mit korrigierter konventioneller Matrize

Werkzeugteil	Maximale Vergleichs- spannung nach VON MISES [N/mm ²]	Ausgewählter Werkstoff	Härte [HRC]
Matrize	1724	BÖHLER K340 ECOSTAR (besitzt keine Werk- stoffnummer nach DIN EN 10027-2)	58-60
Oberstempel	2905	BÖHLER K340 ECOSTAR (besitzt keine Werk- stoffnummer nach DIN EN 10027-2)	58-60
Schließplatte	2667	BÖHLER K340 ECOSTAR (besitzt keine Werk- stoffnummer nach DIN EN 10027-2)	58-60
Unterstempel	1440	BÖHLER K340 ECOSTAR (besitzt keine Werk- stoffnummer nach DIN EN 10027-2)	58-60
Buchse	905	BÖHLER K340 ECOSTAR (besitzt keine Werk- stoffnummer nach DIN EN 10027-2)	58-60
Armierung	947	56NiCrMoV7 (1.2714)	48

Tabelle 4: Mechanische Eigenschaften eines im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Elastomerwerkstoffs (Vulkollan 60) [5]

Mechanische Eigenschaft	Prüfnorm	Wert
Shore Härte A/D	ISO 868	95/40
Dichte	ISO 1183	1,26 Mg/m ³
Spannung bei 100% Dehnung	ISO 37	10,6 MPa
Spannung bei 300% Dehnung	ISO 37	15,8 MPa
Reißfestigkeit	ISO 37	42 MPa
Reißdehnung	ISO 37	692 %
Weiterreißwiderstand	ISO 34	67 kN/m
Rückprallelastizität	ISO 4662	61 %
Abrieb	ISO 4649	26 mm ³
Taber (S 42 / 4,9 N)	ISO 9352	7,5mg
Druckverformungsrest	ISO 815	
70 h / 23°C		14 %
24 h / 70°C		20 %
Lineare Wärmedehnzahl	VDE 0304	160 bis 200 10 ⁻⁶ K ⁻¹

Tabelle 5: Simulationsgestützt ermittelte Prozessgrößen des Kaltkalibrierprozesses mit aktivem Dehnungsausgleich

Prozessgröße	Wert
Umformweg	1,8 mm
Maximale Umformkraft	1512 kN
Maximale Unterstempelkraft	930 kN
Maximaler durchschnittlicher Matrizeninnendruck	1000 N/mm ²
Maximale elastische Aufweitung der Matrize	0,058 mm
Maximale Vergleichsspannung nach VON MISES in der Matrize	1837 N/mm ²
Kompressionsweg	2,3 mm
Maximale Kompressionskraft des Elastomers	2869 kN
Maximaler durchschnittlicher Druck im Elastomer	650 N/mm ²

Tabelle 6: Simulationsgestützt ermittelte maximale mechanische Belastungen der formgebenden Werkzeugteile und Werkstoffauswahl für den Kaltkalibrierprozess mit aktivem Dehnungsausgleich

Werkzeugteil	Maximale Vergleichsspannung nach VON MISES [N/mm ²]	Ausgewählter Werkstoff	Härte [HRC]
Matrize	1837	BÖHLER K340 ECOSTAR (besitzt keine Werkstoffnummer nach DIN EN 10027-2)	58-60
Oberstempel	2482	BÖHLER K340 ECOSTAR (besitzt keine Werkstoffnummer nach DIN EN 10027-2)	58-60
Schließplatte	2637	BÖHLER K340 ECOSTAR (besitzt keine Werkstoffnummer nach DIN EN 10027-2)	58-60
Kompressionsstempel	756	56NiCrMV7 (1.2714)	48
Unterstempel	1622	BÖHLER K340 ECOSTAR (besitzt keine Werkstoffnummer nach DIN EN 10027-2)	58-60
Buchse	1394	BÖHLER K340 ECOSTAR (besitzt keine Werkstoffnummer nach DIN EN 10027-2)	58-60
Zwischenring	1583	X210Cr12 (1.2080)	60-62
Armierung	1317	56NiCrMoV7 (1.2714)	48

Tabelle 7: In den Simulationen zur Auslegung des Präzisionsschmiedeprozesses zur Herstellung der später zu kaltkalibrierenden Planetenräder verwendete Werkstoff- und Prozessparameter

Symbol	Wert	Bedeutung
ρ	$7,85 \cdot 10^{-6}$ kg/mm ³	Dichte des Werkstückwerkstoffes
c_p	$7,78 \cdot 10^8$ mm ² s ² /K	spezifische Wärmekapazität des Werkstückwerkstoffes
λ	$3,55 \cdot 10^4$ kg mm s ³ /K	Wärmeleitfähigkeit des Werkstückwerkstoffes
ε	$8,8 \cdot 10^{-1}$	Emissionsgrad der Werkstückoberfläche
α	$2 \cdot 10^4$ kg s ³ /K	Wärmeübergangswert
b	$1,176362 \cdot 10^4$ kg s ^{-5/2} /K	Wärmeeindringkoeffizient

Tabelle 8: Werkstoffauswahl für den Präzisionsschmiedeprozess zur Herstellung der später zu kaltkalibrierenden Planetenräder

Werkzeugteil	Ausgewählter Werkstoff	Härte [HRC]
Matrize	X 38 CrMoV 5-3 (1.2367)	54
Oberstempel	X 38 CrMoV 5-3 (1.2367)	54
Dorn	X 38 CrMoV 5-3 (1.2367)	54
Unterstempel	X 38 CrMoV 5-3 (1.2367)	54
Buchse	X 38 CrMoV 5-3 (1.2367)	54
Armierung	56 NiCrMoV 7 (1.2714)	48

Abbildungen

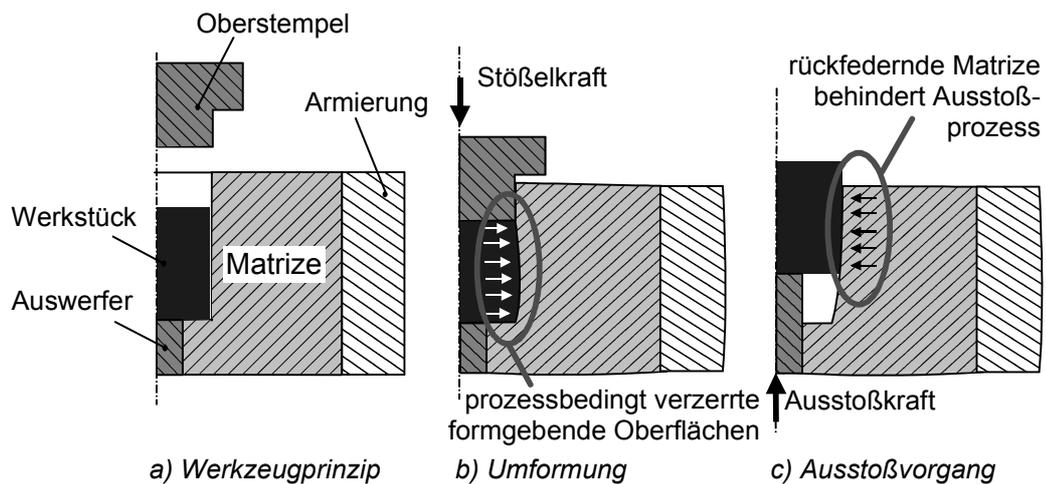


Abbildung 1: Durch die elastische Aufweitung einer konventionellen Matrize (a) verursachte Probleme während der Umformung (b) und während des Ausstoßprozesses (c)

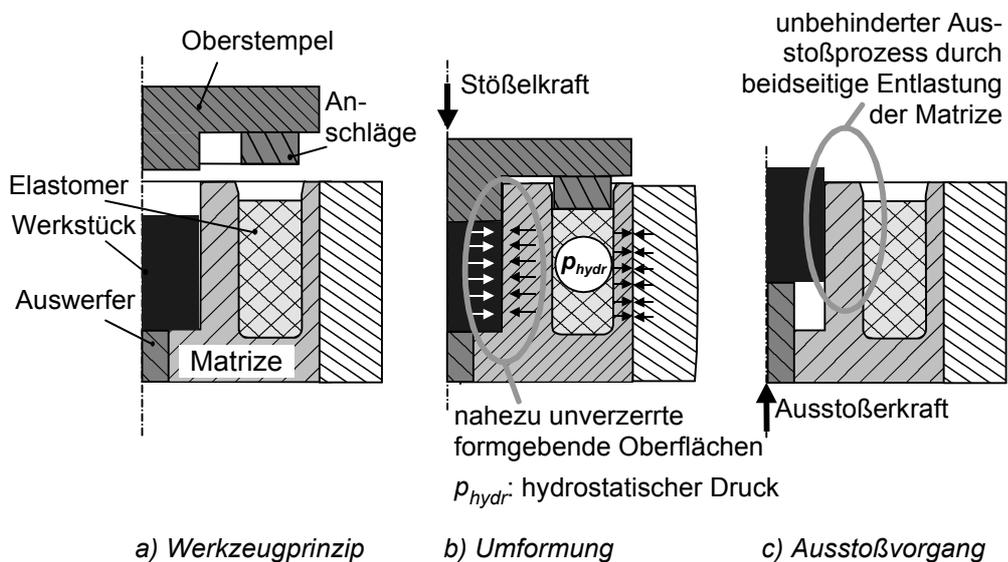


Abbildung 2: Minimierung der elastischen Matrizenaufweitung und deren negativer Folgen durch das Konzept des aktiven Dehnungsausgleichs (a) während der Umformung (b) und während des Ausstoßprozesses (c)

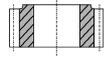
a) Im Rahmen dieser Arbeit untersuchte Fertigungsfolge eines Planetenrads



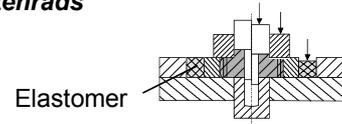
1. Rohenteil (gedreht)



2. Präzisions-schmieden



3. Kaltkalibrieren (statt Hartfeinbearbeitung)



Verfahrensprinzip der Kaltkalibrieroperation: Querfließpressen

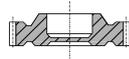
b) Mögliche Fertigungsfolge eines Stirnrads unter Verwendung eines mehrstufigen Präzisionsschmiedeprozesses



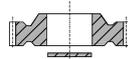
1. Rohteil (geschert)



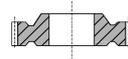
2. Stauchen



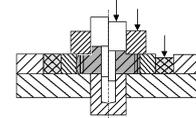
3. Präzisions-schmieden



4. Lochen



5. Kaltkalibrieren (statt Hartfeinbearbeitung)



Verfahrensprinzip der Kaltkalibrieroperation: Querfließpressen

c) Mögliche Fertigungsfolge eines Stirnrads unter Verwendung eines mehrstufigen Kaltumformprozesses [41]



1. Rohteil (geschert)



2. Rückwärts-fließpressen



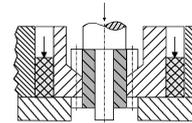
3. Lochen



4. Vorwärts-fließpressen

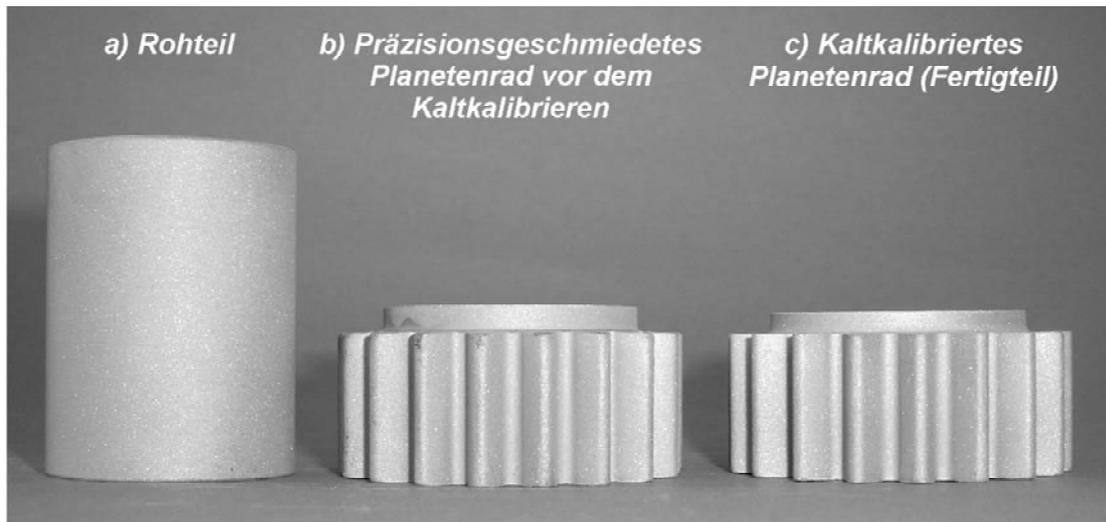


5. Kaltkalibrieren (statt Hartfeinbearbeitung)



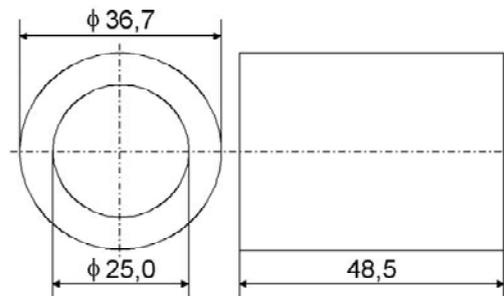
Verfahrensprinzip der Kaltkalibrieroperation: Vorwärtsfließpressen

Abbildung 3: Möglichkeiten zur Substitution der Hartfeinbearbeitung bei der umformenden Herstellung von Stirnrädern durch Kaltkalibrieren mit aktivem Dehnungsausgleich

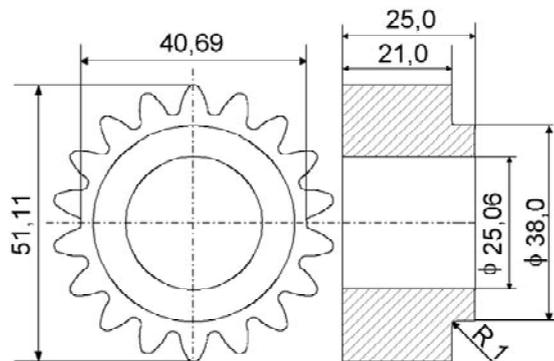


zu a)
Werkstoff

16MnCr5 (1.7131)



zu b)
Vorverzahnung fließtechnisch optimiert, keine Evolventenverzahnung



zu c)
 Zähnezahl 18
 Eingriffswinkel 20°
 Schrägungswinkel 0°
 Fußkreisdurchm. 41,2 mm
 Kopfkreisdurchm. 51,7 mm
 Teilkreisdurchm. 45,0 mm
 Fußrundung 1,2 mm
 Kopfrundung 1,2 mm
 Normalmodul 2,5 mm
 Profilverschiebungsfaktor 0,4

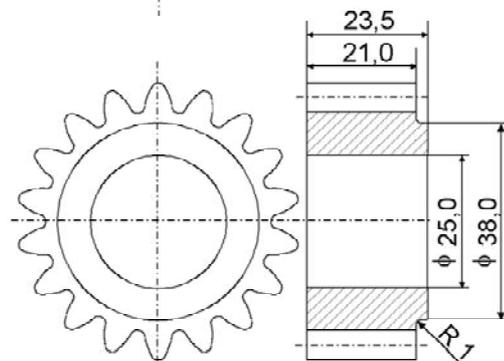


Abbildung 4: Stadienfolge des betrachteten Beispielprozesses

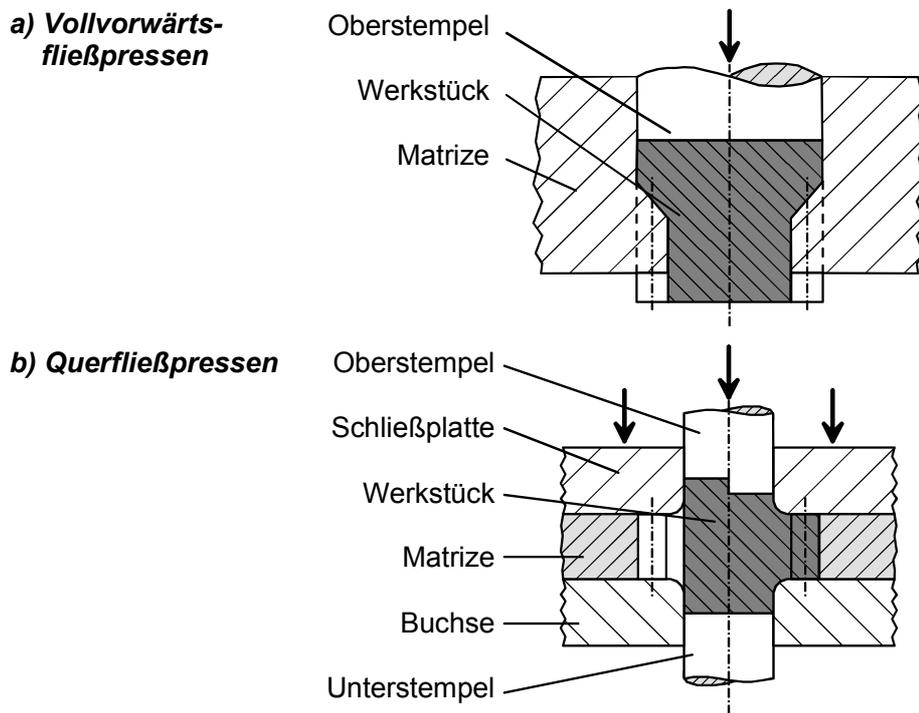


Abbildung 5: Fließpressverfahren zur Herstellung von Außenverzahnungen, Vollvorwärts- (a), Querfließpressen (b) [49]



Abbildung 6: Am IFUM präzisionsgeschmiedete Zahnräder [35]

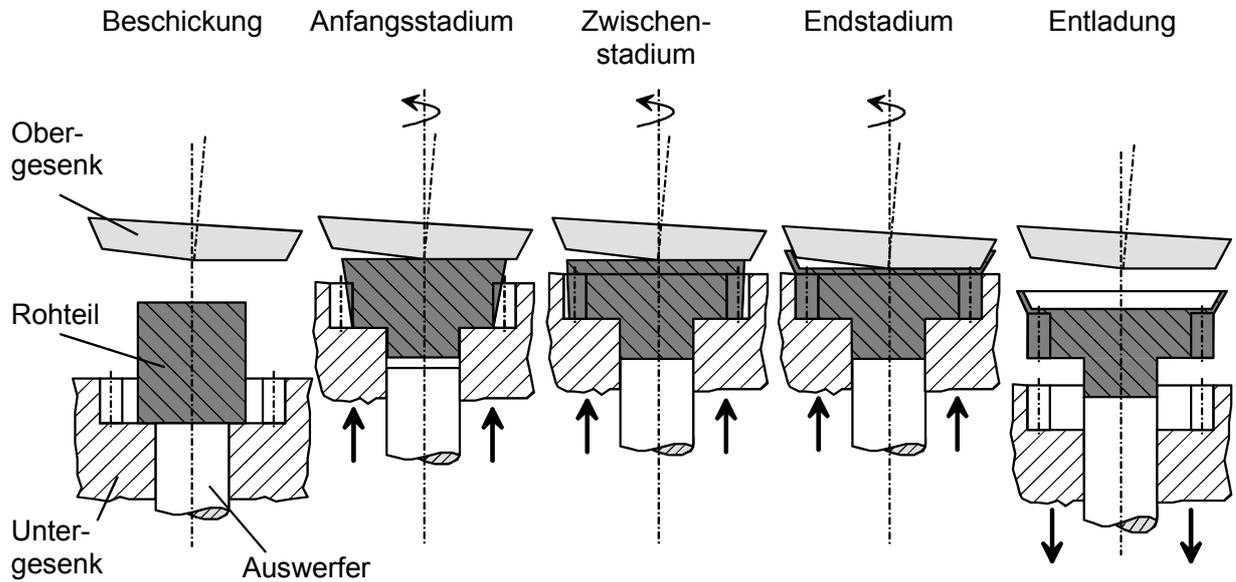


Abbildung 7: Taumelpressen eines gradverzahnten Zylinderrads [29]

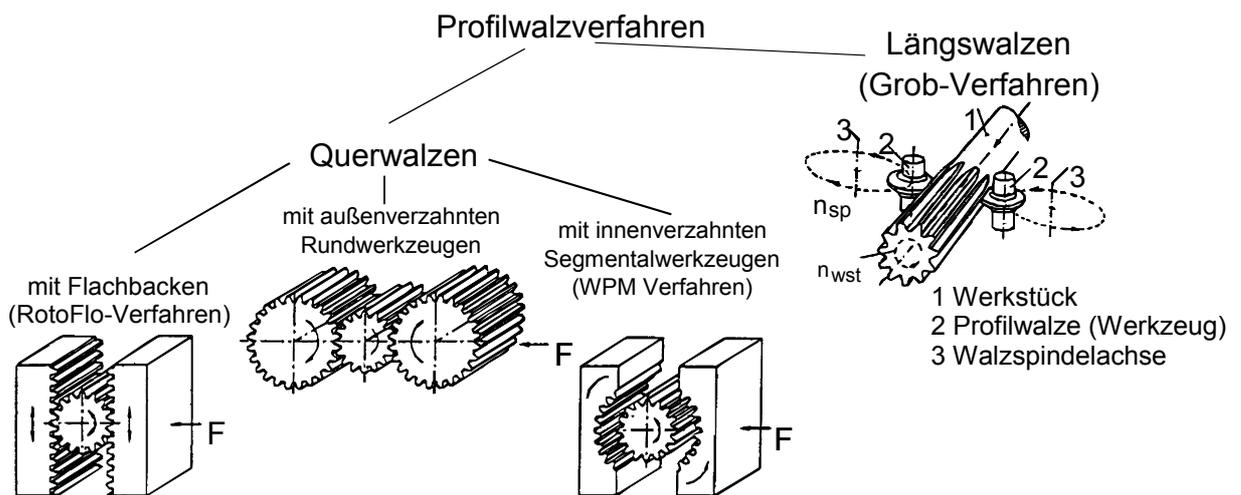


Abbildung 8: Walzverfahren zur Herstellung von Verzahnungen [67]

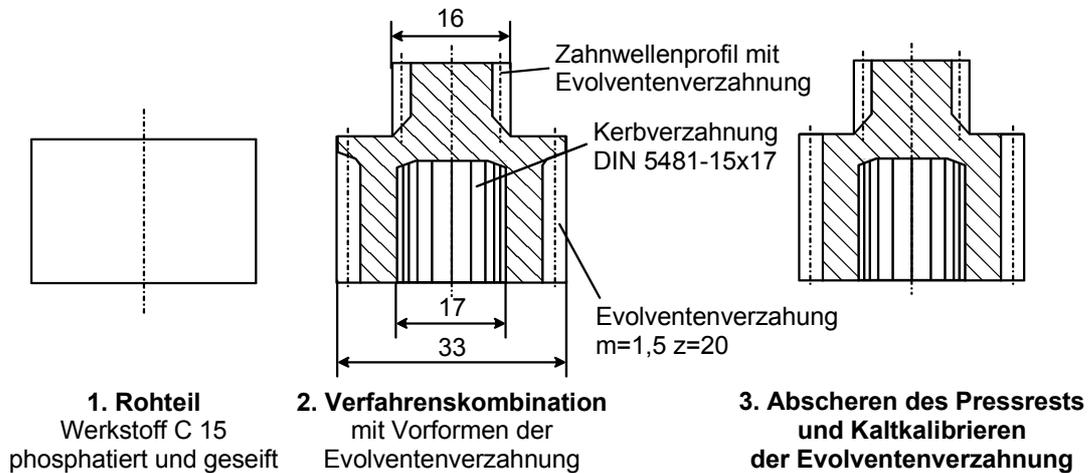


Abbildung 9: Fertigungsfolge zur Herstellung von Mehrfachverzahnungen nach [38, 39]

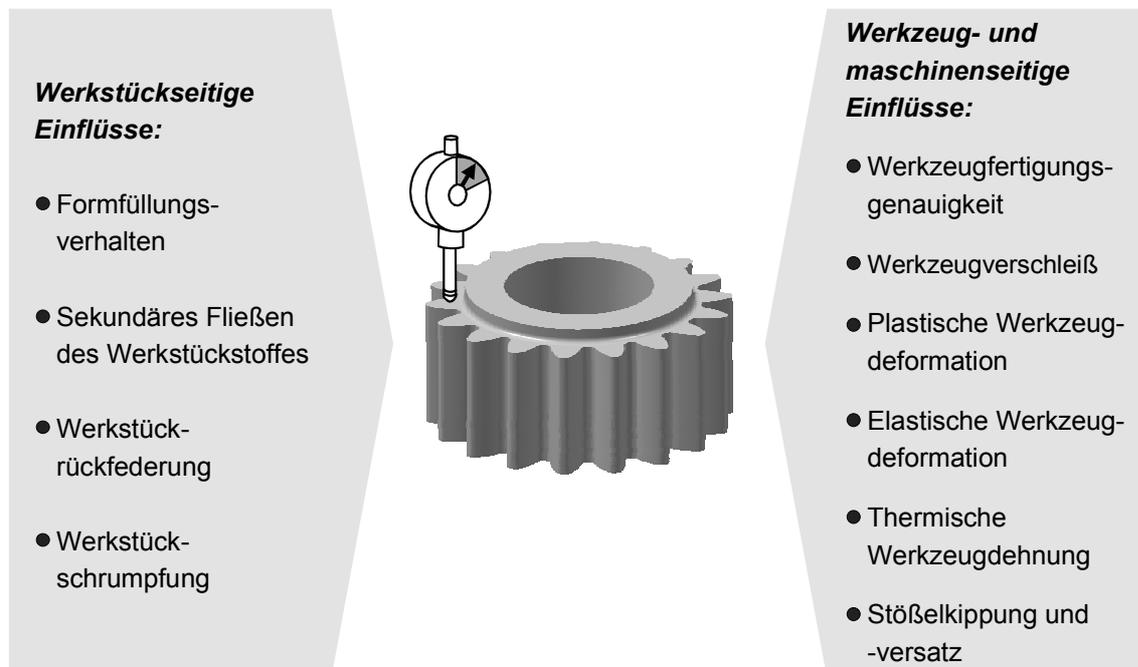
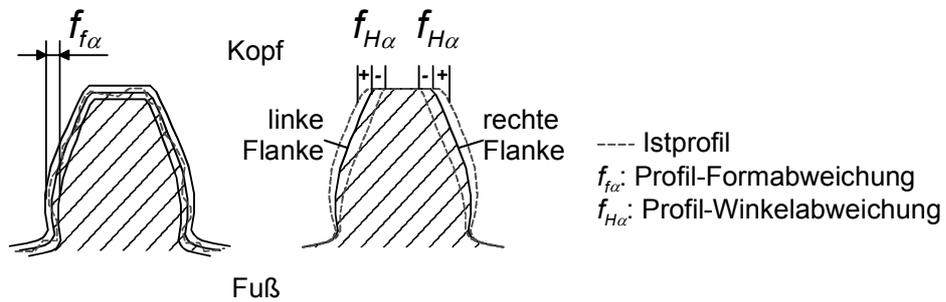


Abbildung 10: Einflüsse auf die Maßhaltigkeit massivumgeformter Bauteile (in allen Temperaturbereichen der Massivumformung wirksam; Stärke der einzelnen Einflüsse jedoch abhängig von der Prozesstemperatur) [61]

a) Profilabweichungen



a) Flankenlinienabweichungen

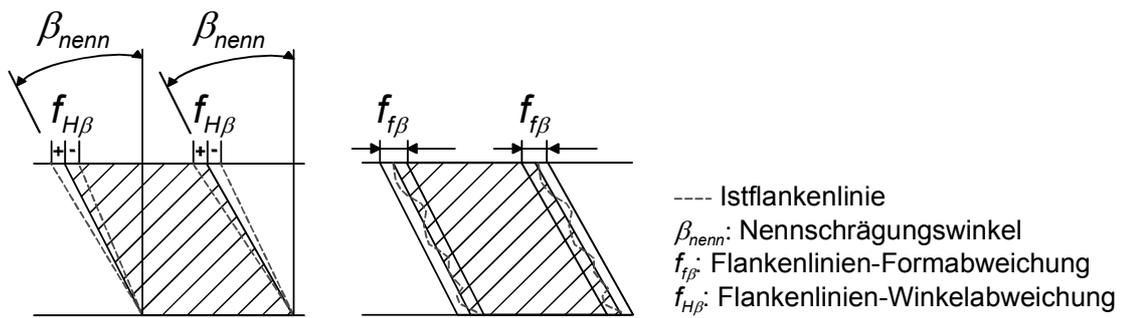


Abbildung 11: Prinzipielle Darstellung der Profil- und Flankenabweichungen von Stirnradverzahnungen

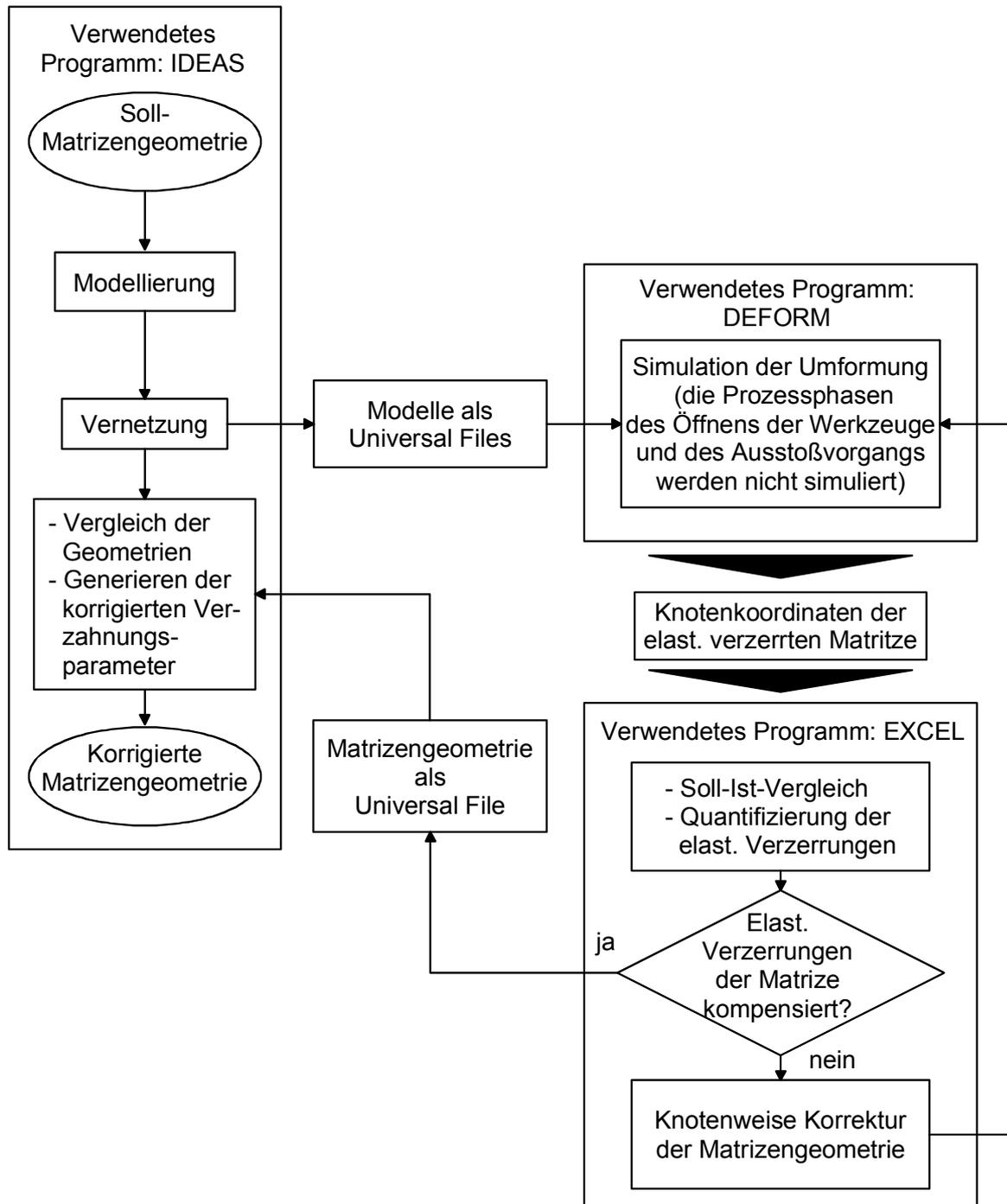


Abbildung 12: Verfahren zur Werkzeugkorrektur nach SWEENEY [73]

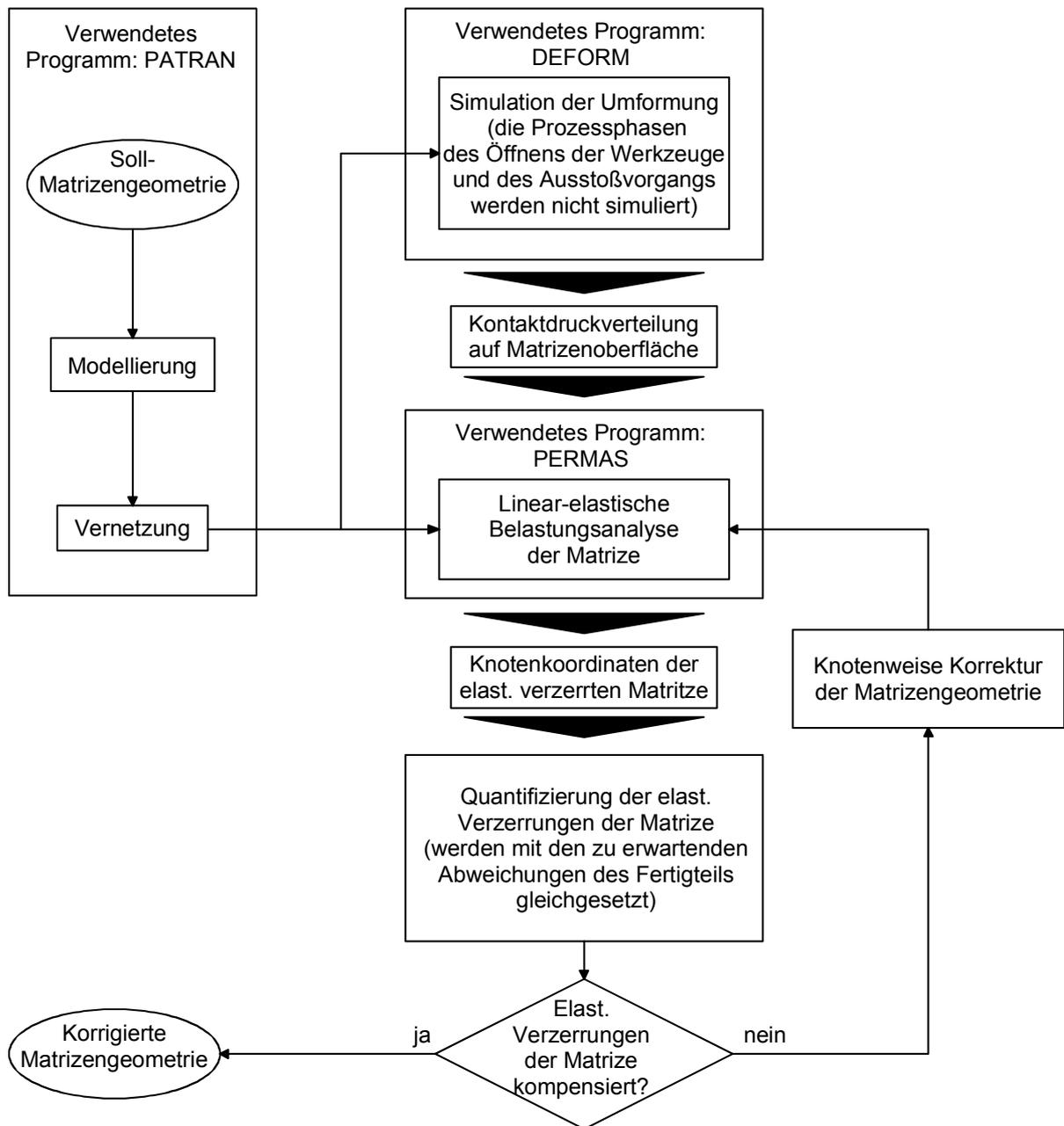


Abbildung 13 Verfahren zur Werkzeugkorrektur nach KEPLER-OTT [42]

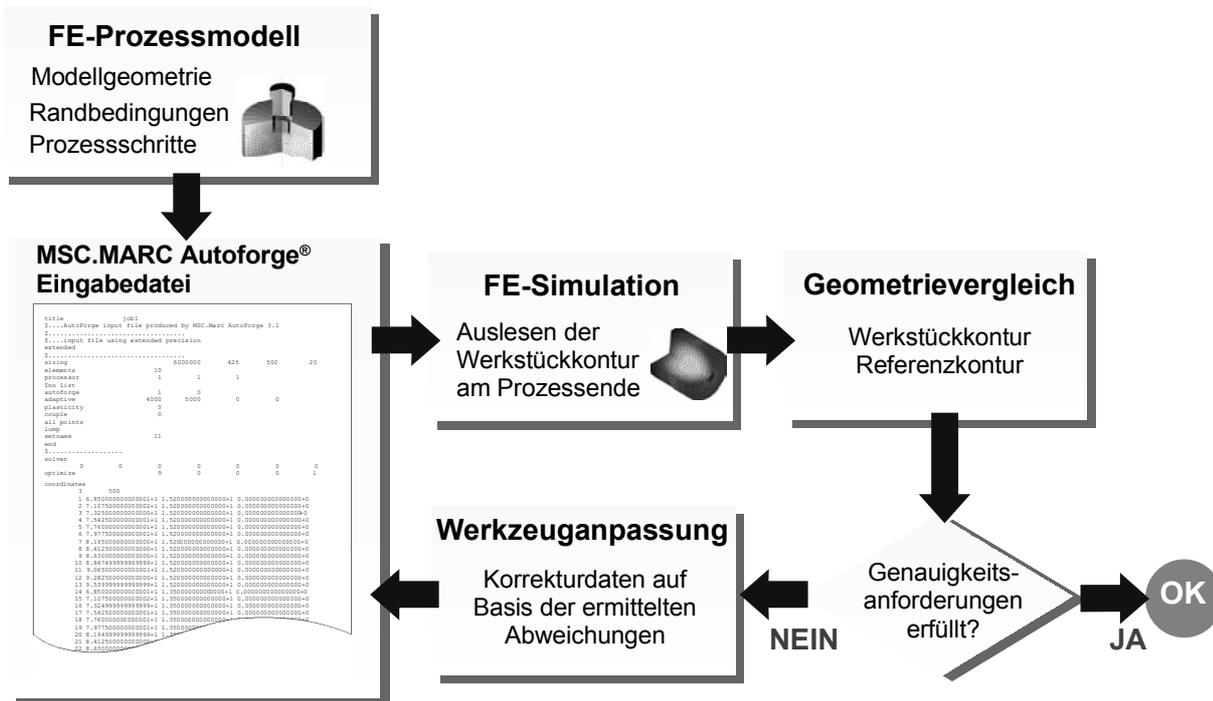


Abbildung 14: Automatisches Verfahren zur Werkzeugkorrektur nach NEUMAIER [56]

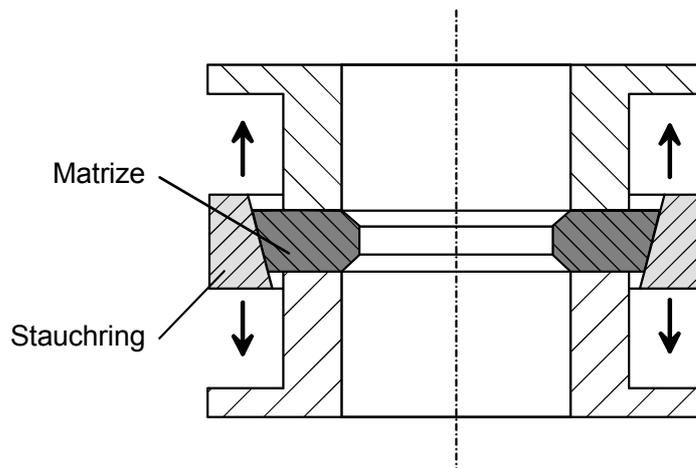


Abbildung 15: „Aktive Matrize“ zur Prozessregelung in der Umformtechnik nach JÜTTE [31, 39, 40]

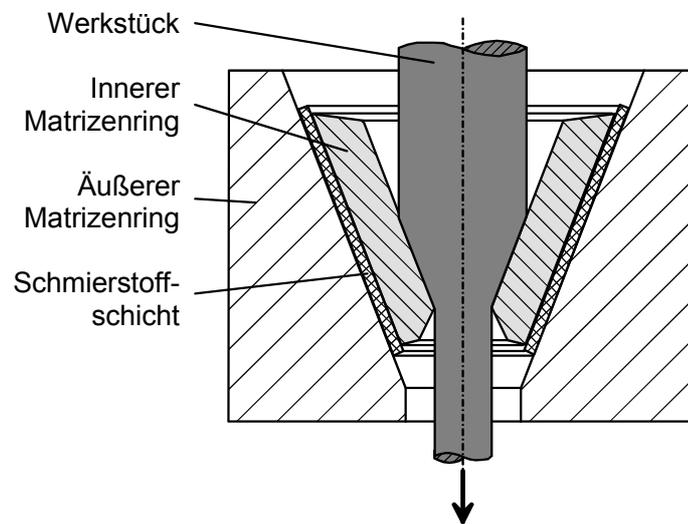


Abbildung 16: Werkzeugsystem zum Ausgleich der elastischen Aufweitung von Strangpress- und Ziehmatrizen nach SHIRAISHI [57, 69]

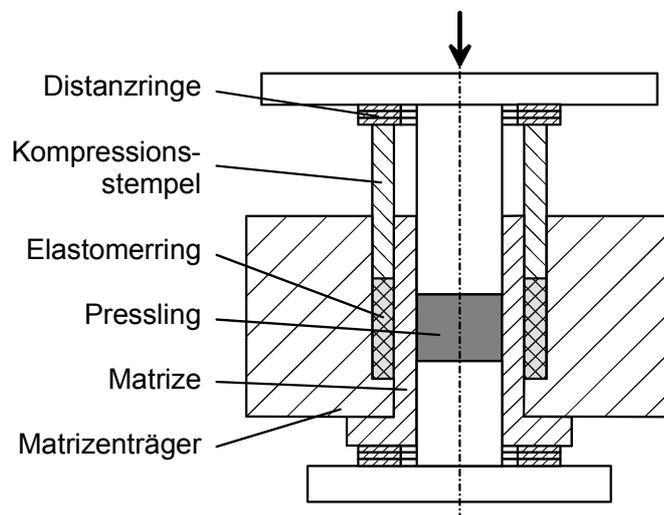


Abbildung 17: Werkzeugsystem zur Reduzierung der Ausstoßkräfte bei Pulverkompaktierungsvorgängen nach HOLOWINA [33]

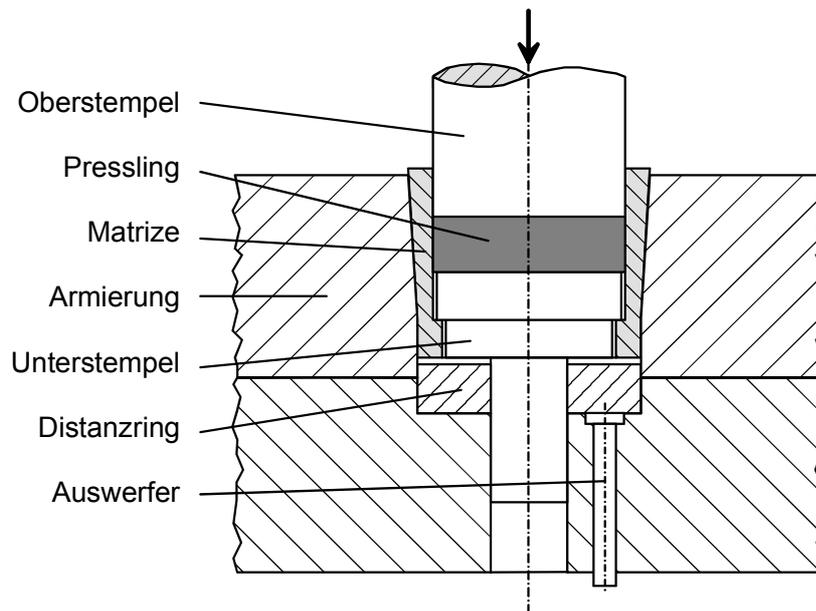


Abbildung 18: Werkzeugsystem zur Reduzierung der Ausstoßkräfte bei Pulverkompaktierungsvorgängen nach CANTA [10]

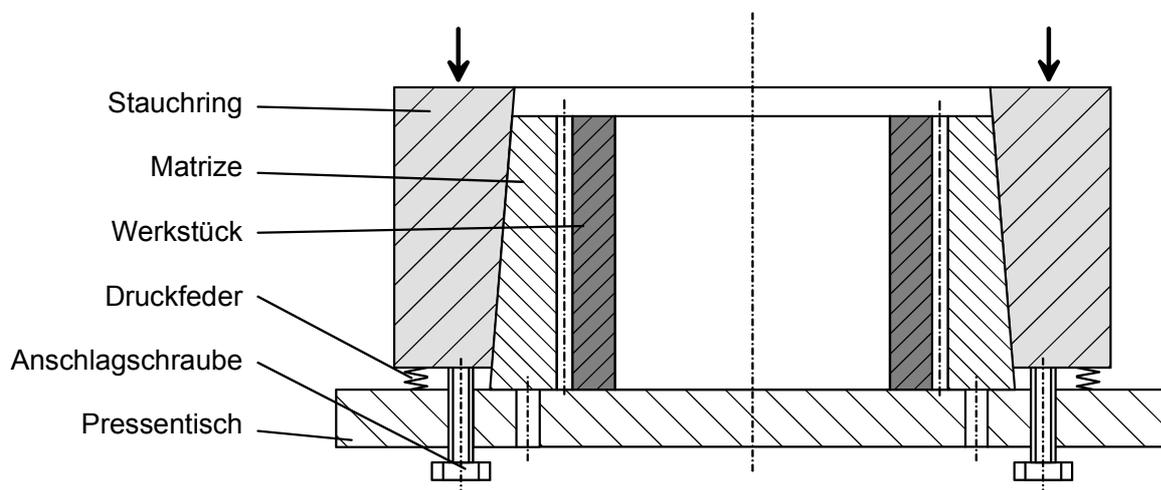


Abbildung 19: Werkzeugsystem zum Kaltkalibrieren von verzahnten Bauteilen nach JUSTUS [37]

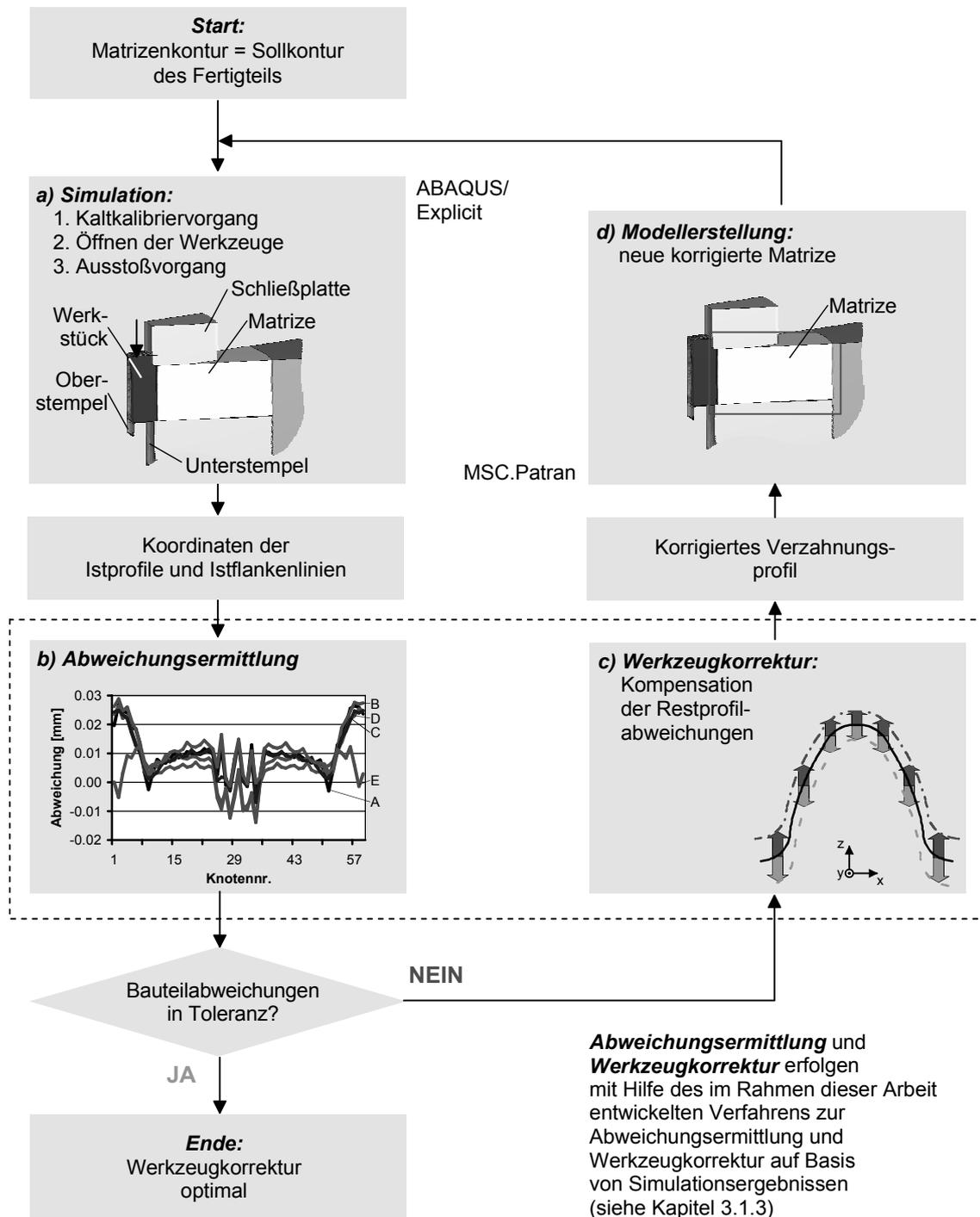


Abbildung 20: Ablauf des optimierten Verfahrens zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung durch Korrektur der formgebenden Werkzeugoberflächen

Modellierung

- Verwendetes FEM-System: ABAQUS/Explicit 6.2
- Werkstück, Werkzeuge: 3D-Kontinuumselemente mit 8 Knoten und reduzierter Integration
- Durchschnittliche Elementkantenlänge auf dem Profil des Werkstückmodells: 0,26 mm
- Werkstück elastisch-plastisch (Werkstoff: 16MnCr5) Werkzeuge elastisch
- Präzisionsschmiedeprozess vor dem Kaltkalibrieren nicht berücksichtigt

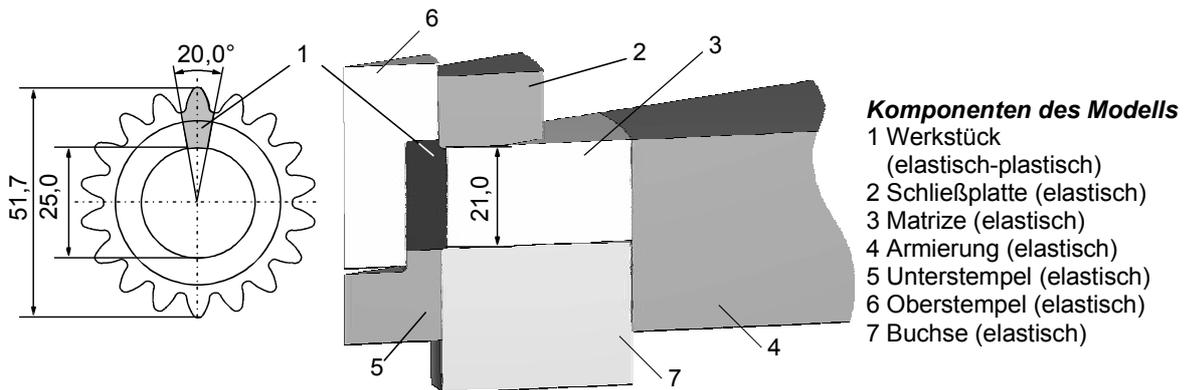


Abbildung 21: Simulationsmodell des Kaltkalibrierprozesses mit korrigierter konventioneller Matrize (Oberstempel in UT; Abmessungen in mm)

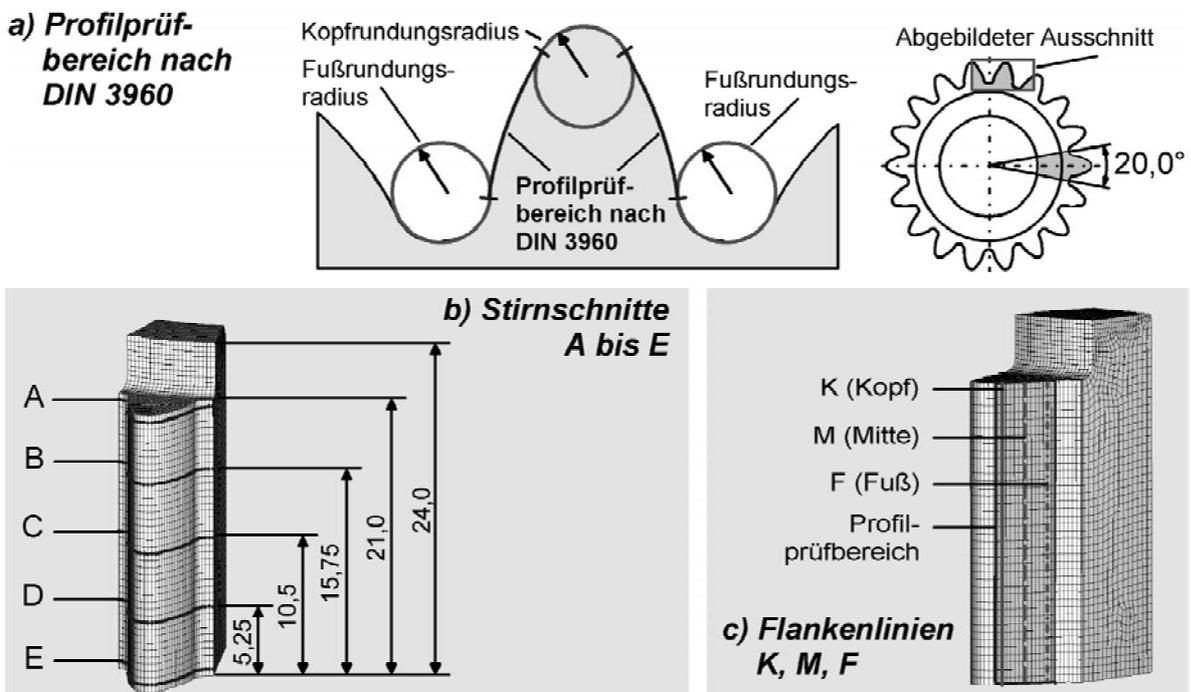
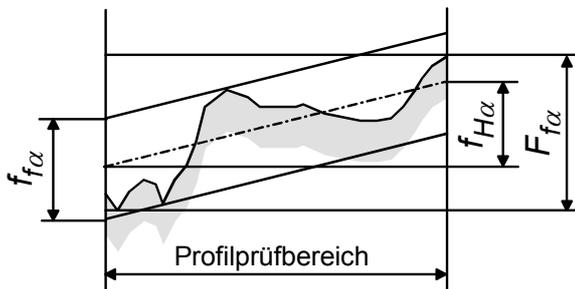


Abbildung 22: Prüfbereich für die Profilabweichungen eines Zahnrads gemäß [16] (a), Stirnschnitte A bis E zur Ableitung der Profilabweichungen (b) und Flankenlinien K, M, F zur Ableitung der Flankenlinienabweichungen (c) aus den Ergebnissen der Simulationen des Beispielprozesses

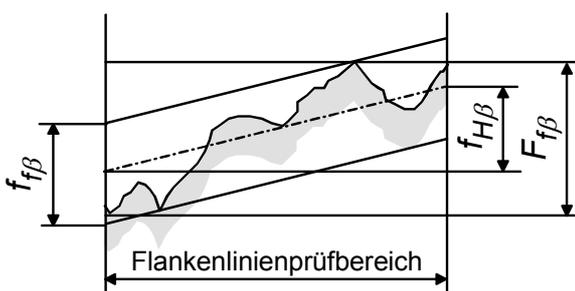
a) Profilabweichungen



— Istprofil
 - - - Ausgleichsgerade durch das Istprofil

$f_{f\alpha}$: Profil-Formabweichung
 $F_{f\alpha}$: Profil-Gesamtabweichung
 $f_{H\alpha}$: Profil-Winkelabweichung

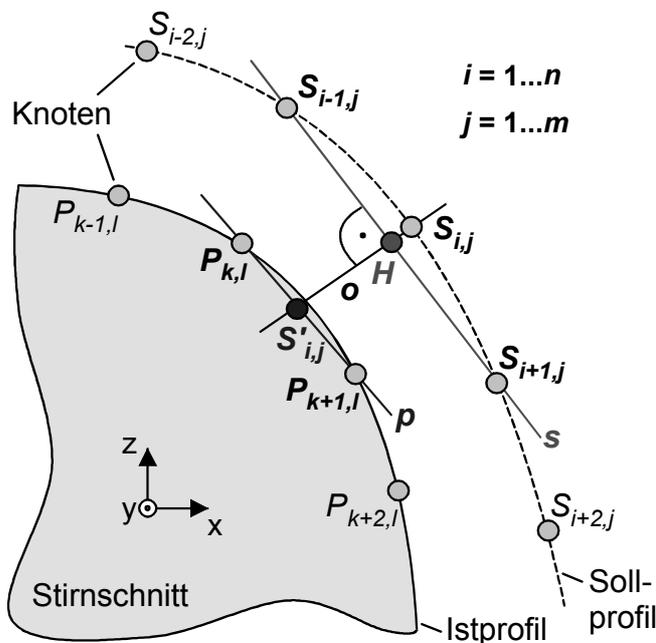
b) Flankenlinienabweichungen



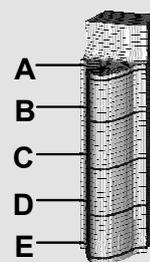
— Istflankenlinie
 - - - Ausgleichsgerade durch das Istflankenlinie

$f_{f\beta}$: Flankenlinien-Formabweichung
 $F_{f\beta}$: Flankenlinien-Gesamtabweichung
 $f_{H\beta}$: Flankenlinien-Winkelabweichung

Abbildung 23: Bestimmung der theoretischen Verzahnungsabweichungen eines kaltkalibrierten Zahnrads aus den im Rahmen der durchgeführten Simulationen ermittelten Istprofilen und Istflankenlinien gemäß [18]



Auszuwertende Stirnschnitte A bis E



Abstand

$d(S_{i,j}, S'_{i,j}) =$ Profilabweichung im Sollknoten $S_{i,j}$

$S'_{i,j}$: Projektion von $S_{i,j}$ auf das Istprofil

H : Hilfspunkt

o, p, s : Geraden

m : Anzahl Sollknoten im Stirnschnitt

n : Anzahl auszuwertender Stirnschnitte

Abbildung 24: Prinzip der Bestimmung der Profilabweichungen mit Hilfe des entwickelten Algorithmus zur Ermittlung von Bauteilabweichungen auf der Basis von Simulationsergebnissen

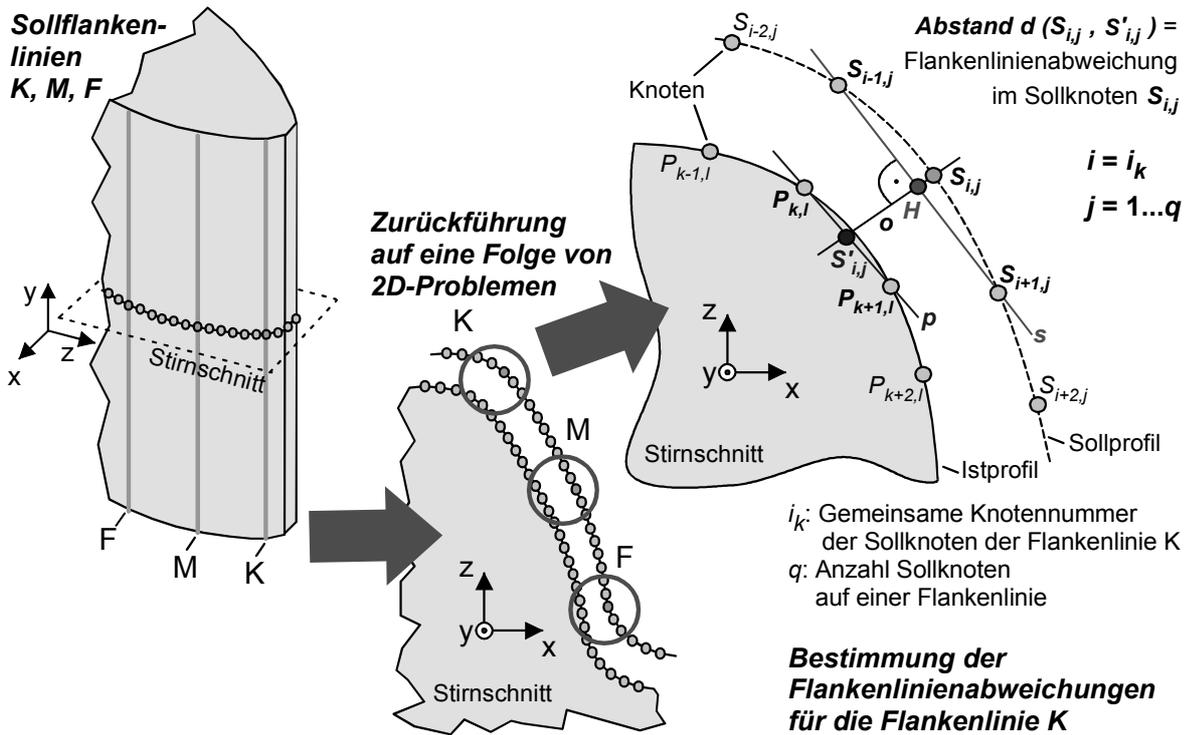


Abbildung 25: Prinzip der Bestimmung der Flankenlinienabweichungen mit Hilfe des entwickelten Algorithmus zur Ermittlung von Bauteilabweichungen auf Basis von Simulationsergebnissen (vgl. Abbildung 24)

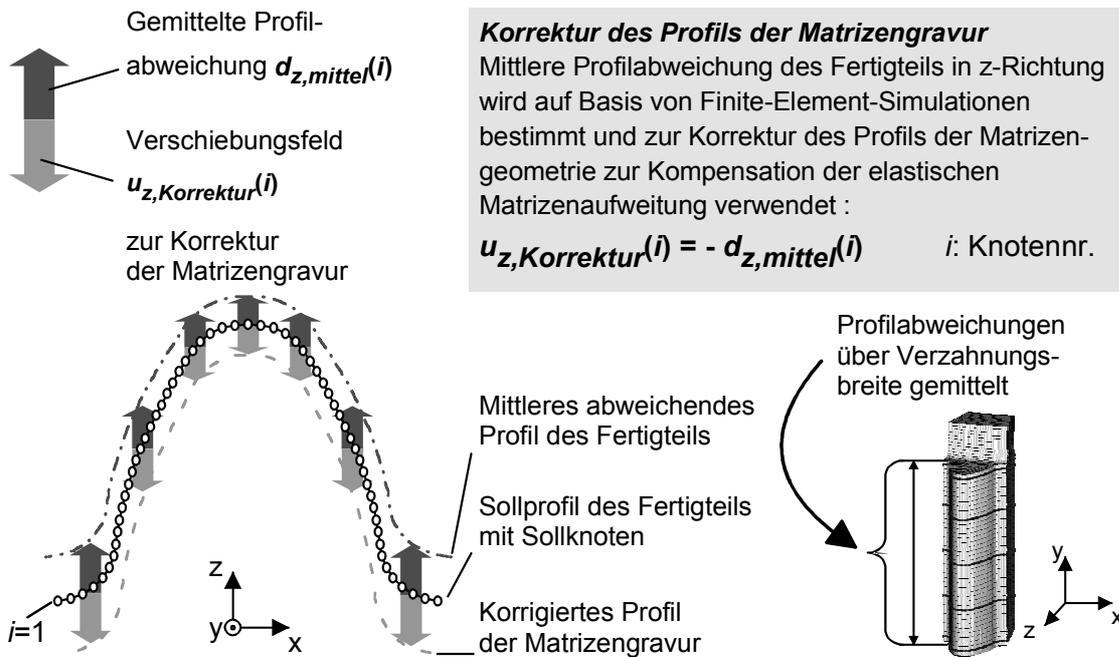


Abbildung 26: Prinzip des entwickelten Algorithmus zur Generierung von korrigierten formgebenden Oberflächen

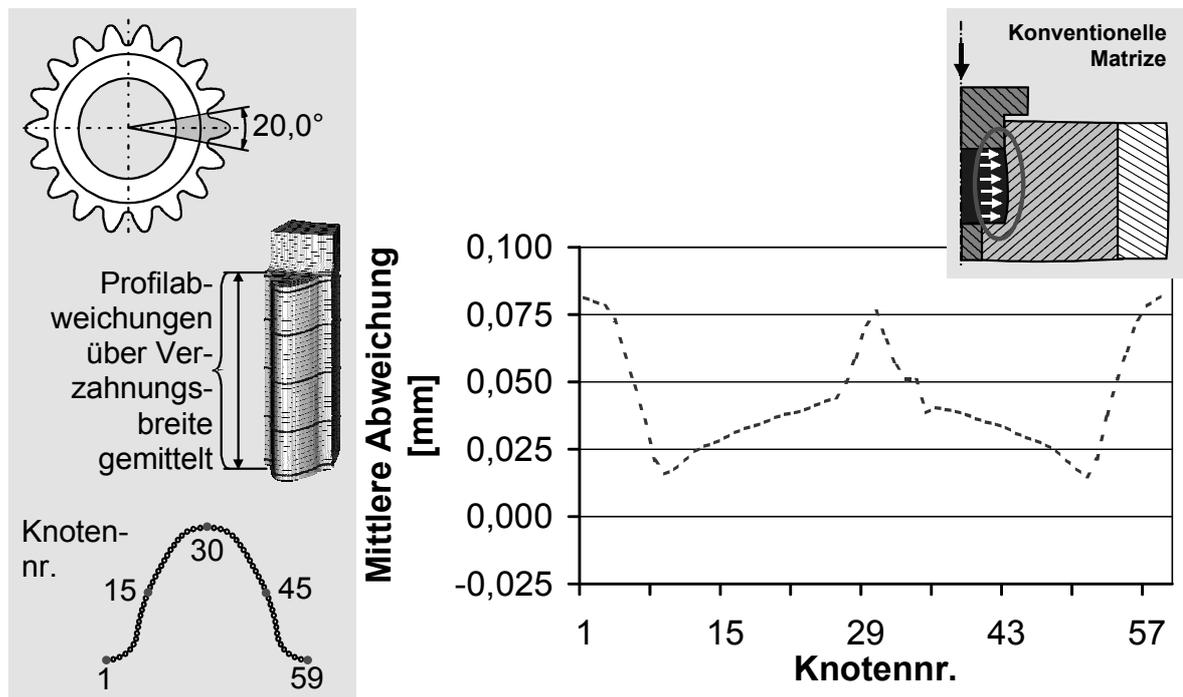


Abbildung 27: Mittlere Profilabweichungen des mit unkorrigierter konventioneller Matrize kaltkalibrierten Zahnrad nach dem Ausstoßen (simulationsgestützt ermittelt)

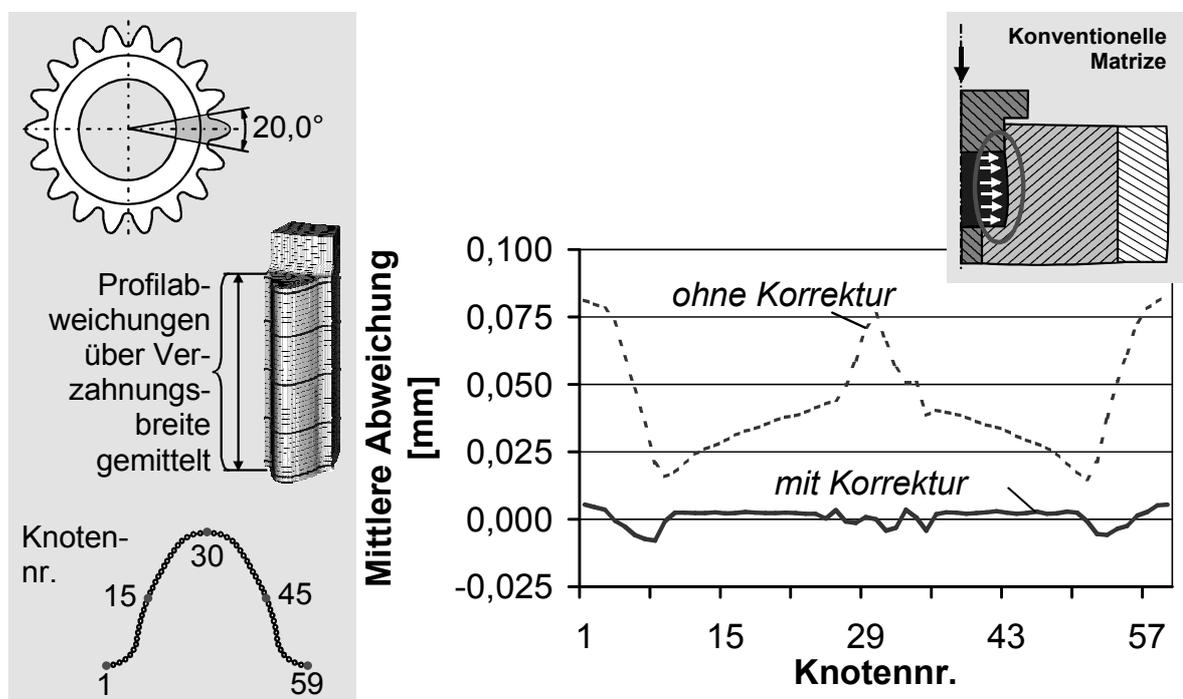


Abbildung 28: Gegenüberstellung der mittleren Profilabweichungen des mit unkorrigierter und des mit korrigierter konventioneller Matrize kaltkalibrierten Zahnrad nach dem Ausstoßen (simulationsgestützt ermittelt)

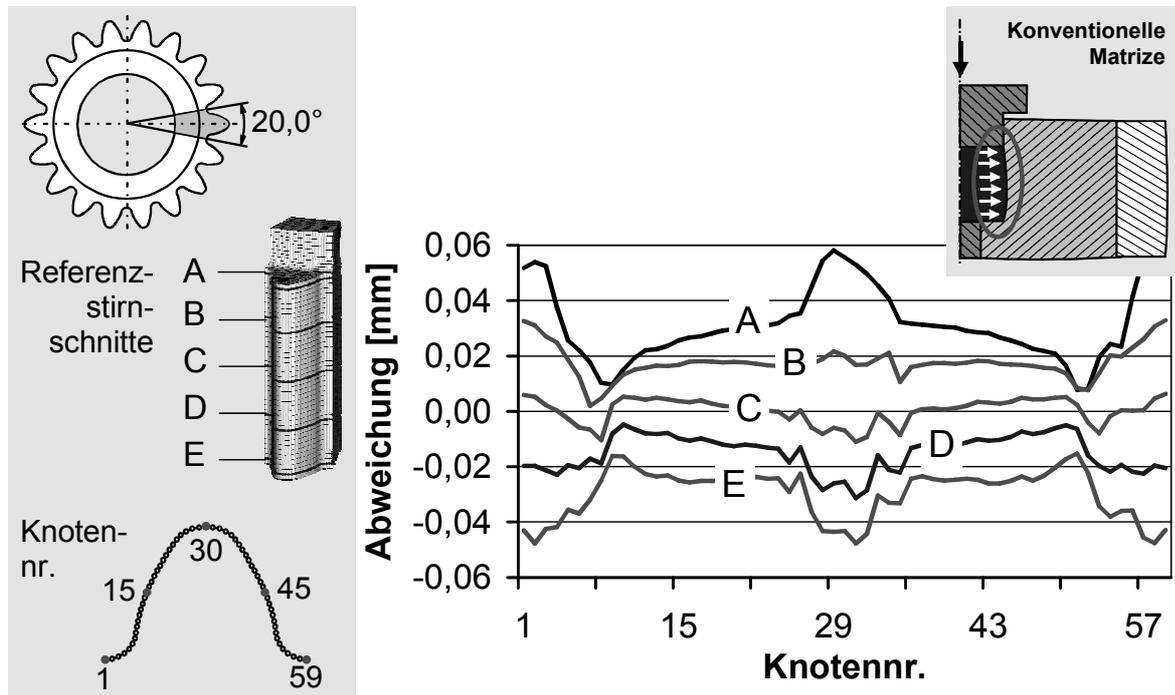


Abbildung 29: Absolute Profilabweichungen des mit korrigierter konventioneller Matrize kaltkalibrierten Zahnrad nach dem Ausstoßen (simulationsgestützt ermittelt)

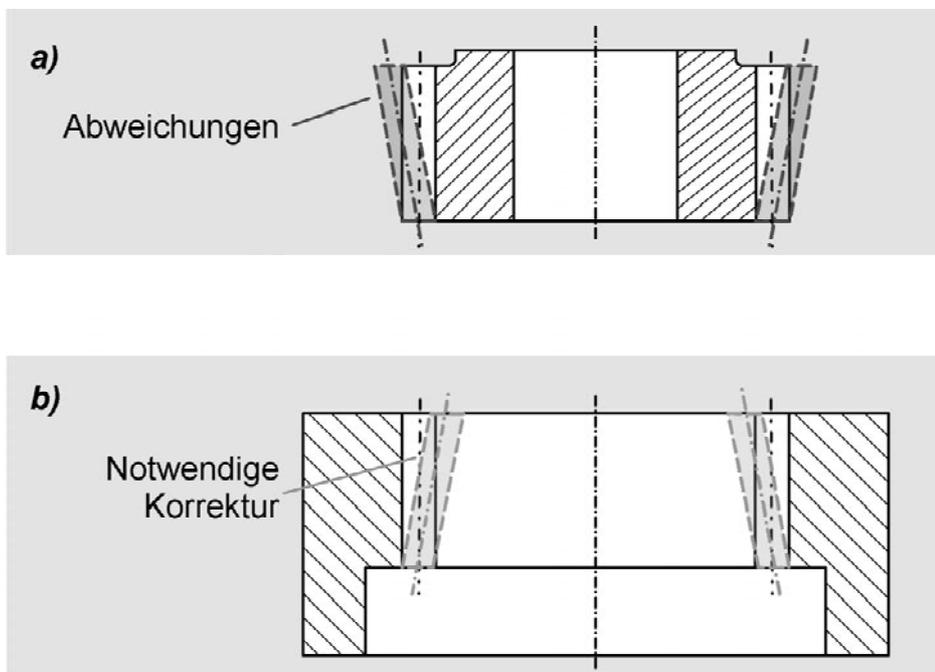


Abbildung 30: Qualitative Darstellung der durch die erste Matrizenkorrektur nicht kompensierten Abweichungen des Zahnrad aus dem konventionellen Kaltkalibrierprozess (a) und die zu deren Kompensation notwendige zweite Korrektur der Matrize (b)

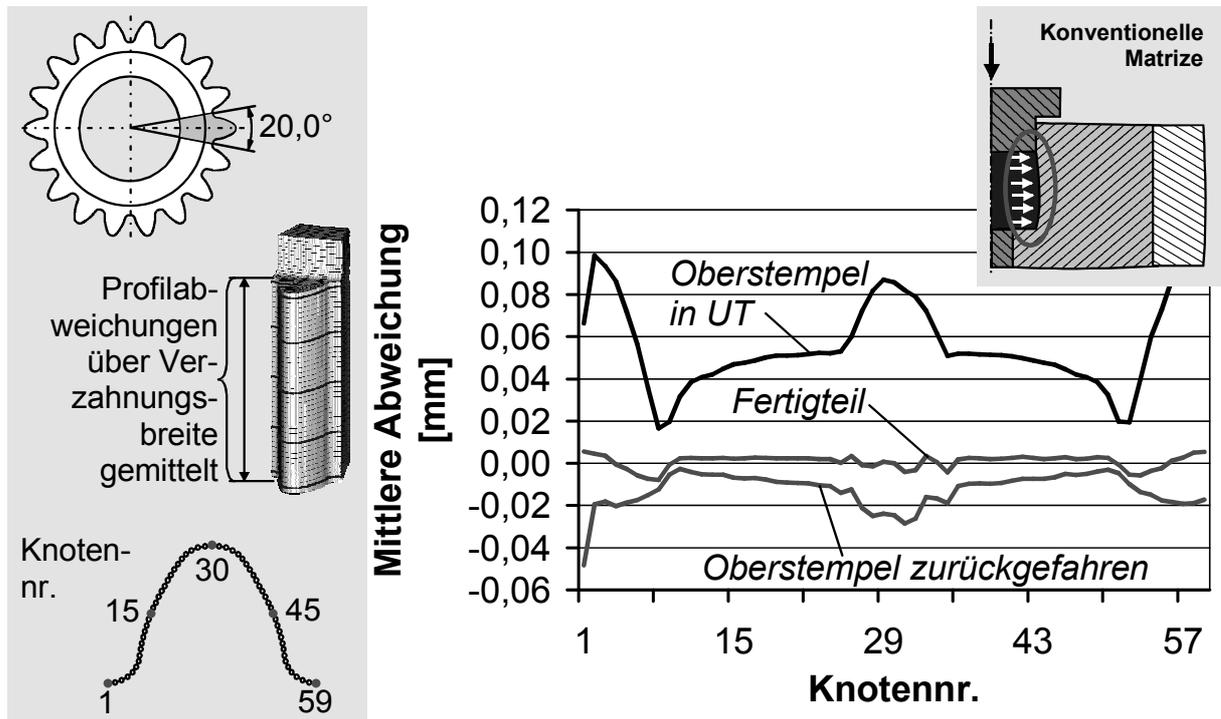


Abbildung 31: Mittlere Profilabweichungen des Werkstücks nach den verschiedenen Phasen des Kaltkalibrierprozesses mit korrigierter konventioneller Matrize (simulationsgestützt ermittelt)

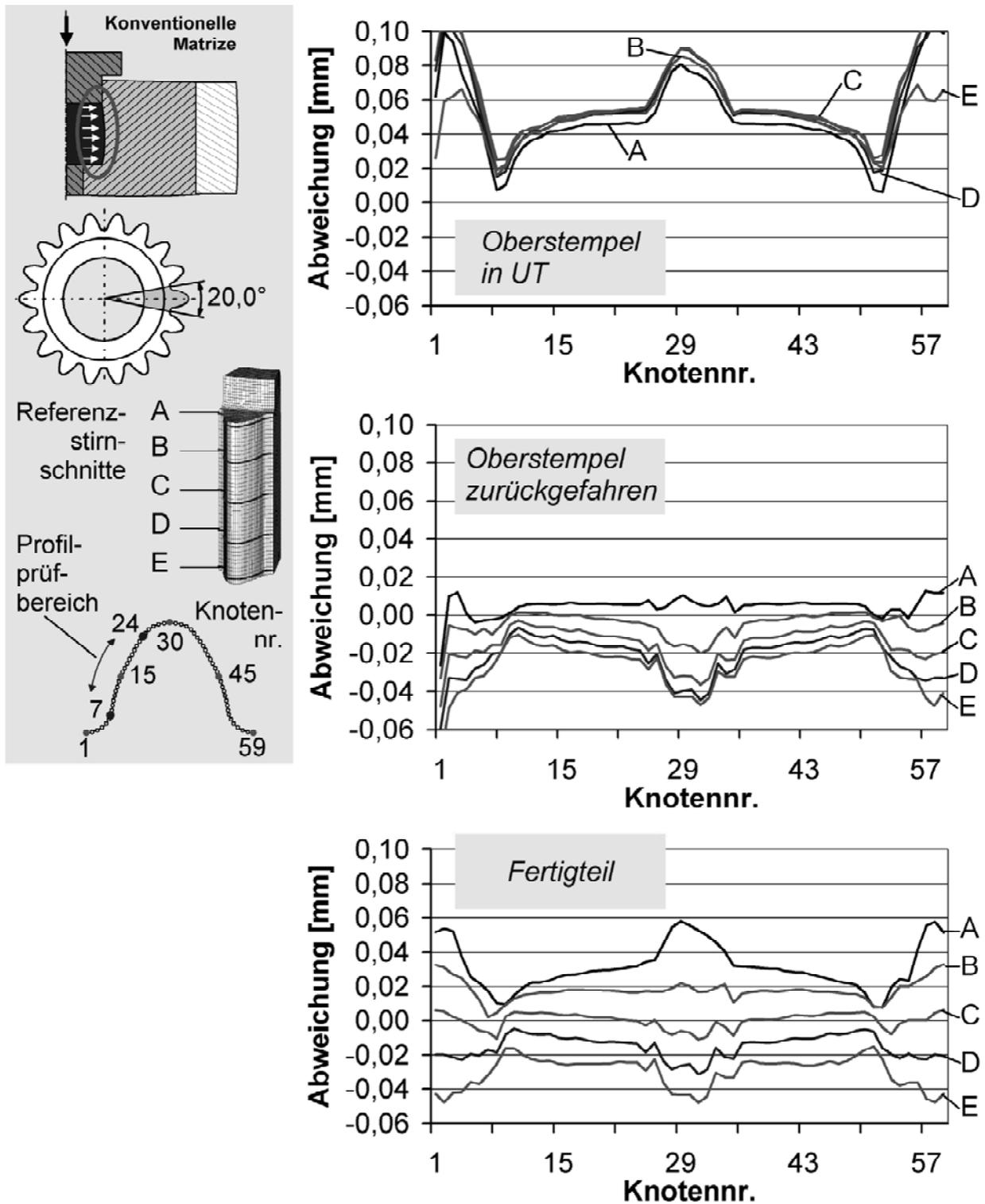


Abbildung 32: Absolute Profilabweichungen des Werkstücks nach den verschiedenen Phasen des Kaltkalibrierprozesses mit korrigierter konventioneller Matrize (simulationsgestützt ermittelt)

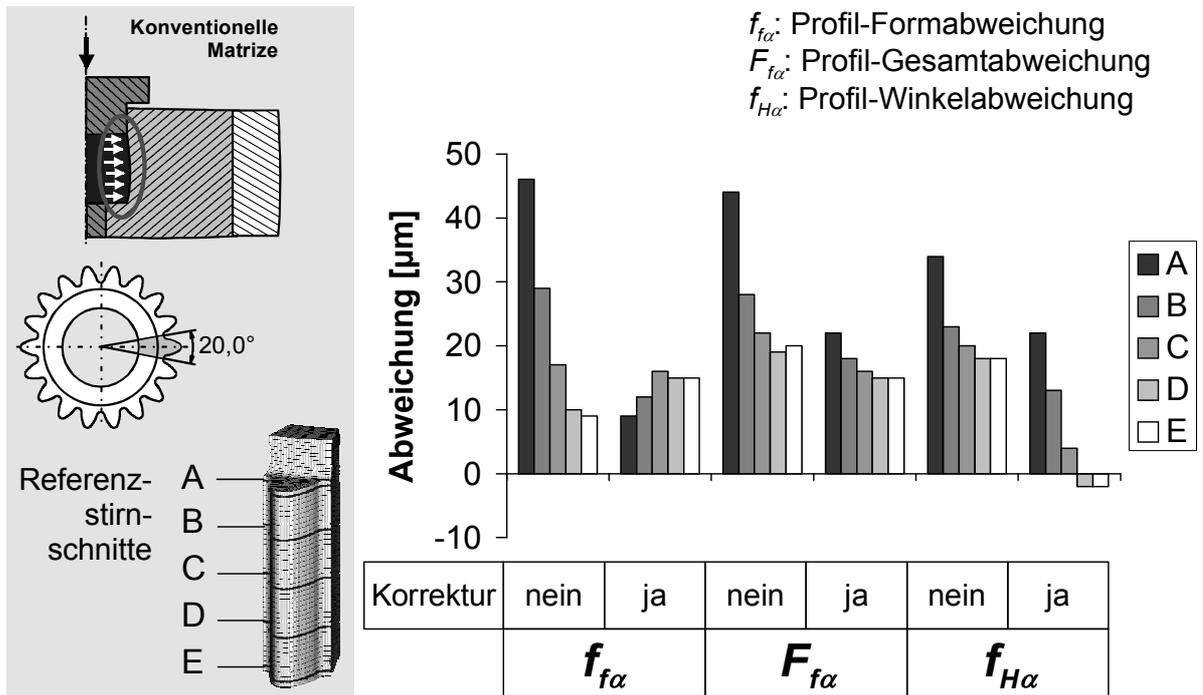


Abbildung 33: Gegenüberstellung der für den Kaltkalibrierprozess mit konventioneller Matrize mit und ohne Korrektur der formgebenden Oberflächen theoretisch auftretenden Profilabweichungen

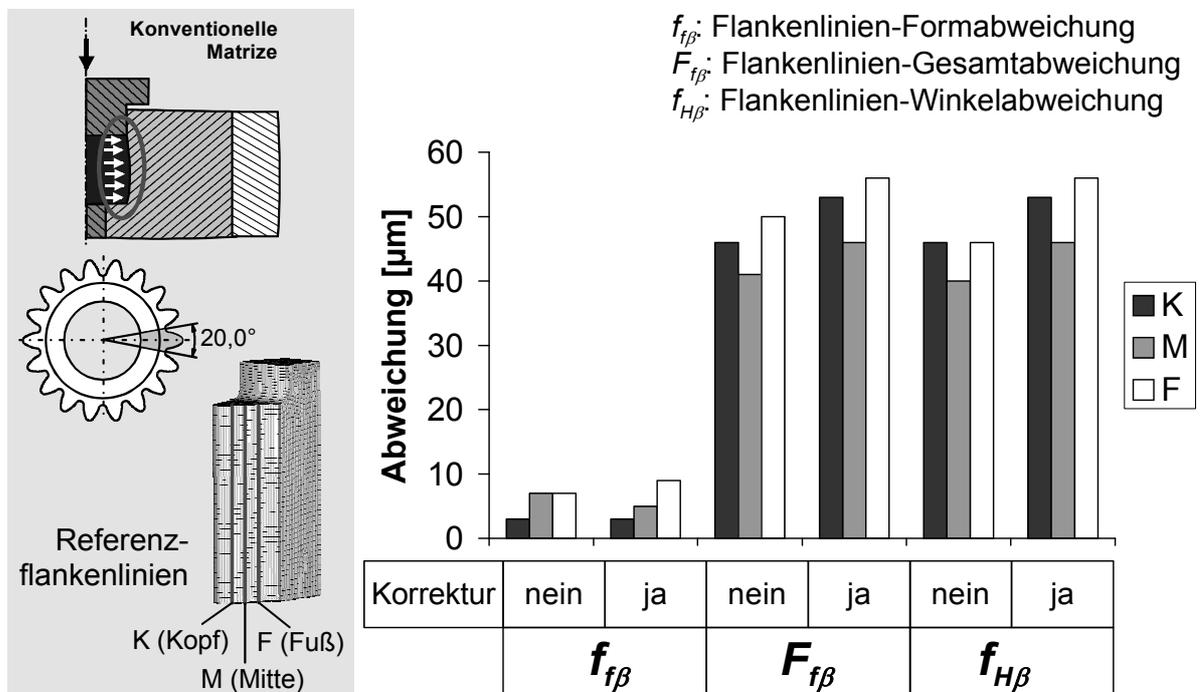


Abbildung 34: Gegenüberstellung der für den Kaltkalibrierprozess mit konventioneller Matrize mit und ohne Korrektur der formgebenden Oberflächen theoretisch auftretenden Flankenlinienabweichungen

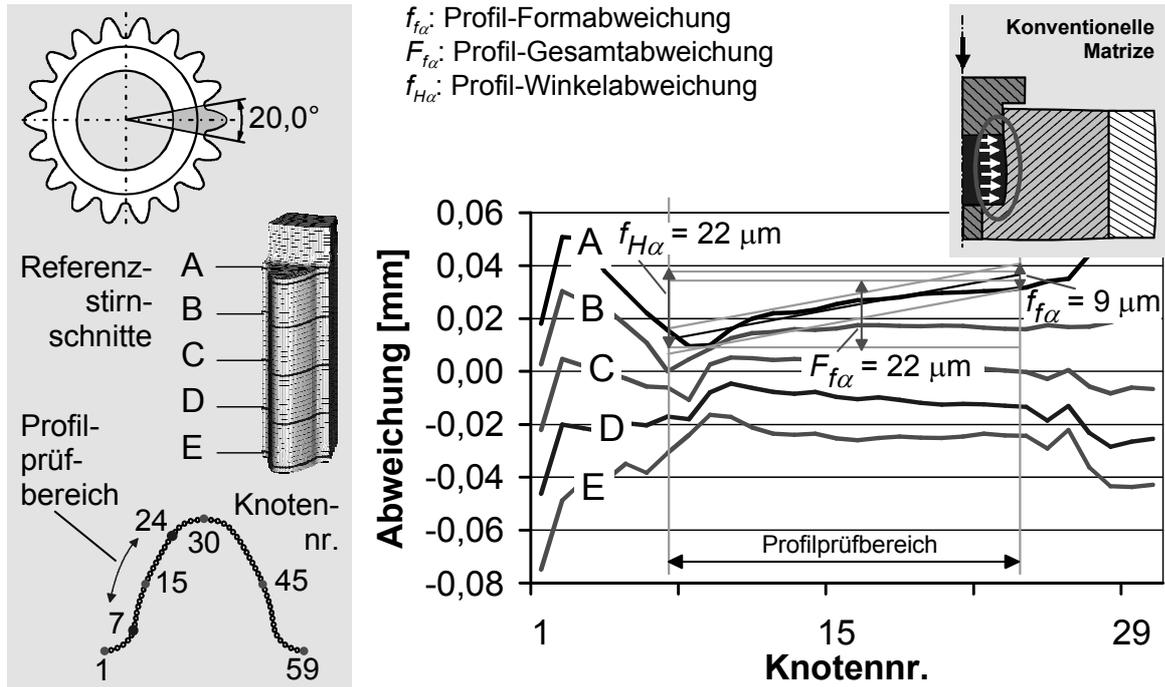


Abbildung 35: Ermittlung der theoretisch auftretenden Profilabweichungen nach [18] für den Stirnschnitt A aus dem entsprechenden Istprofil des Fertigteils (vgl. Abbildung 23)

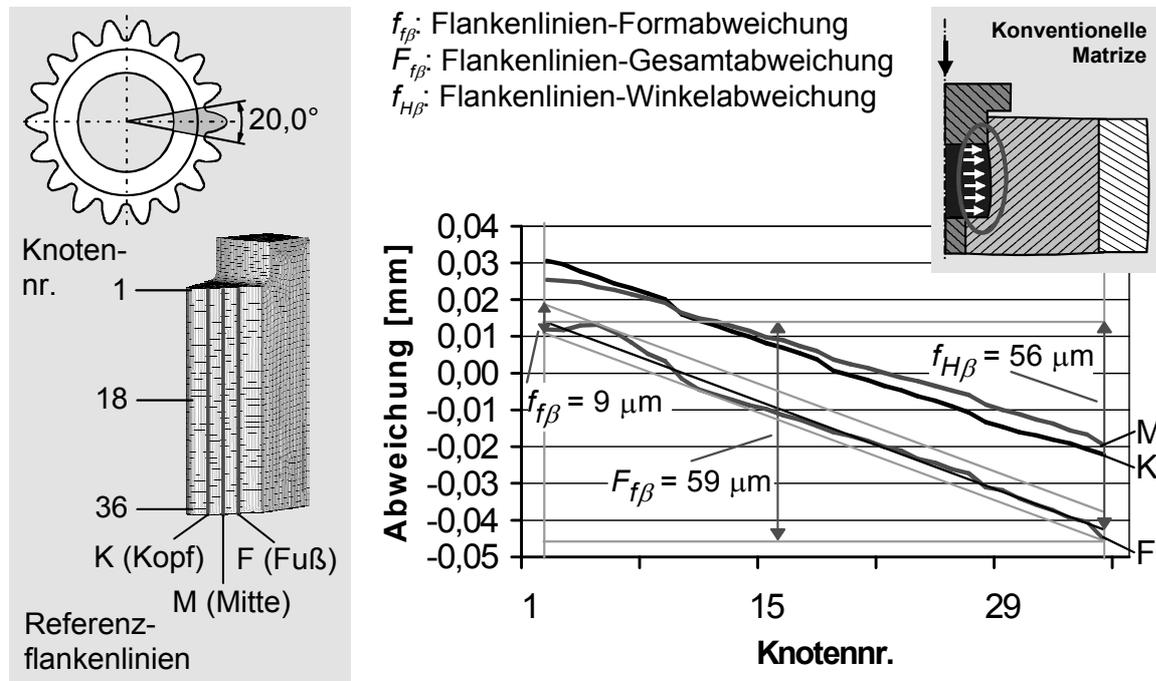


Abbildung 36: Ermittlung der theoretisch auftretenden Flankenlinienabweichungen nach [18] für die Fuß-Flankenlinie aus der entsprechenden Istflankenlinie des Fertigteils (vgl. Abbildung 23)

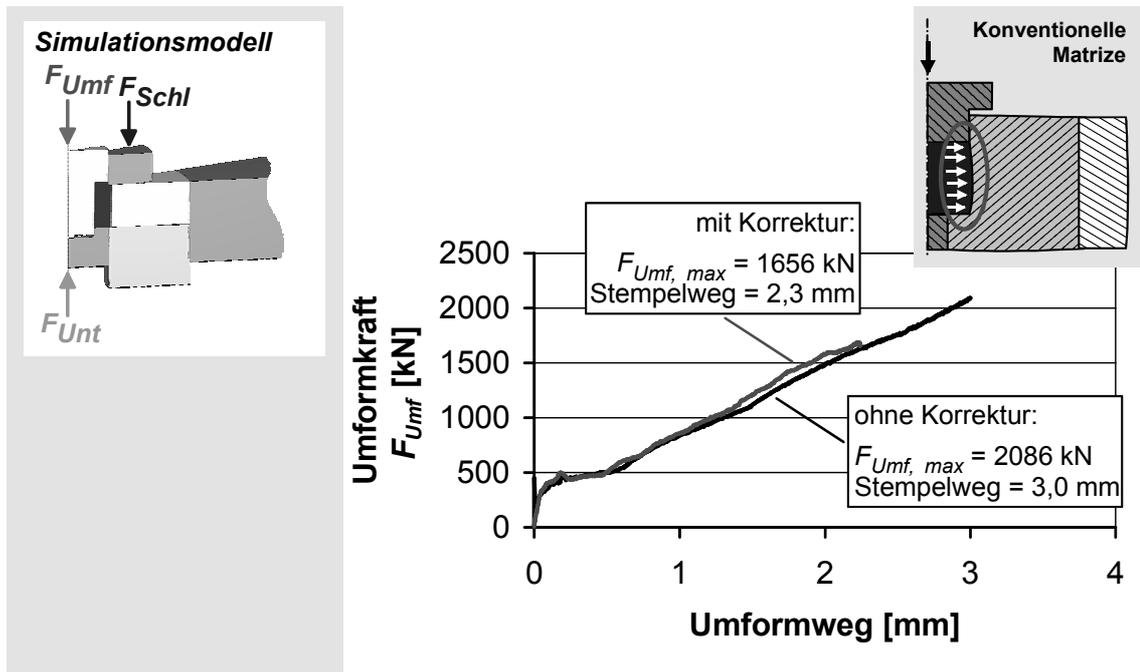


Abbildung 37: Gegenüberstellung der Umformkraftverläufe für den Kaltkalibrierprozess mit konventioneller Matrize mit und ohne Korrektur der formgebenden Oberflächen (simulationsgestützt ermittelt)

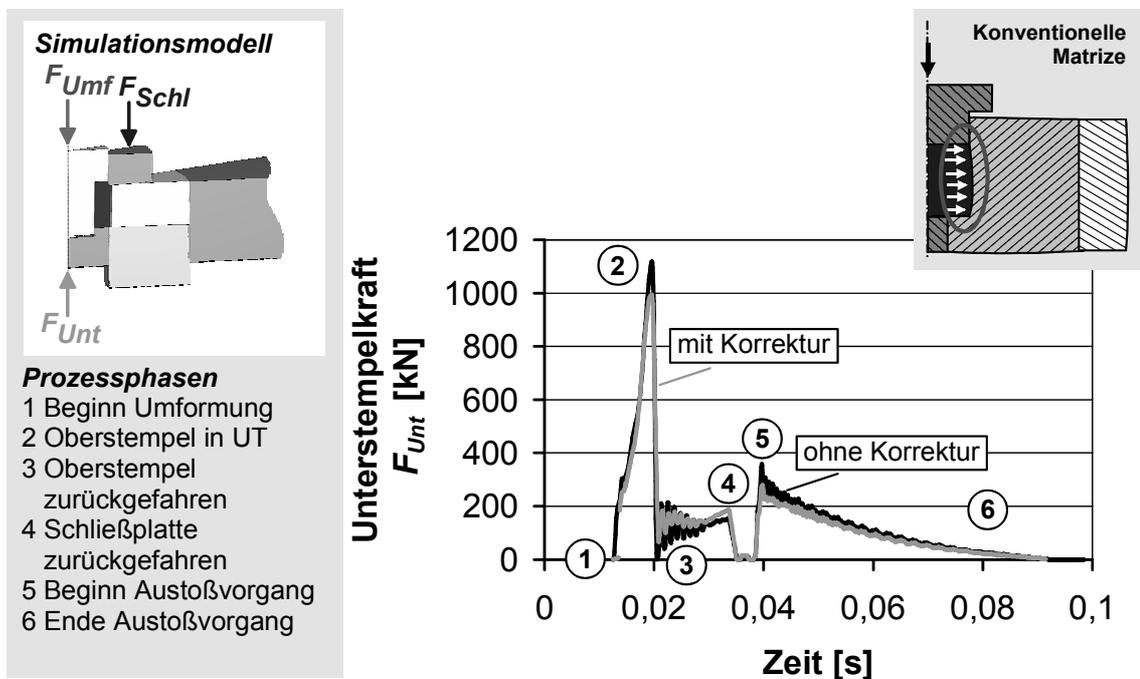


Abbildung 38: Gegenüberstellung der Unterstempelkraftverläufe für den Kaltkalibrierprozess mit konventioneller Matrize mit und ohne Korrektur der formgebenden Oberflächen (simulationsgestützt ermittelt)

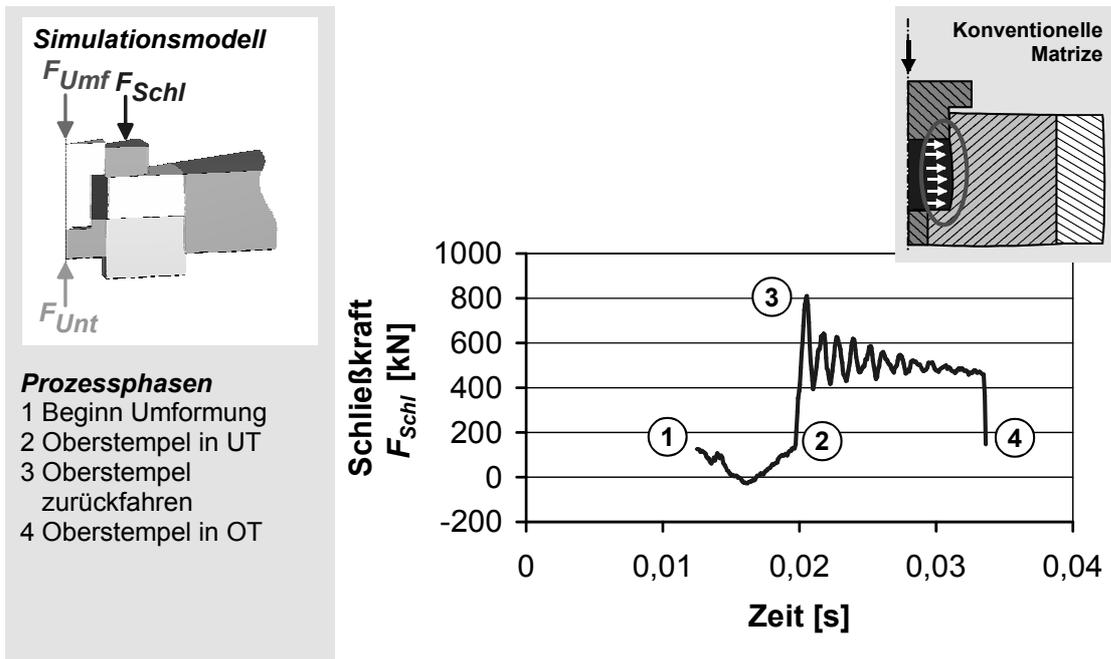


Abbildung 39: Schließkraftverlauf für den Kaltkalibrierprozess mit korrigierter konventioneller Matrize (simulationsgestützt ermittelt)

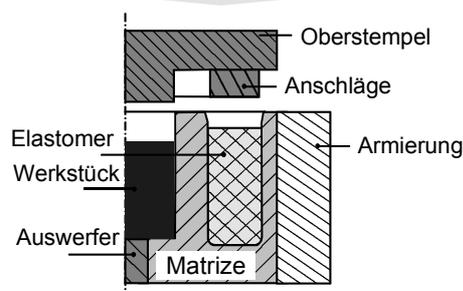
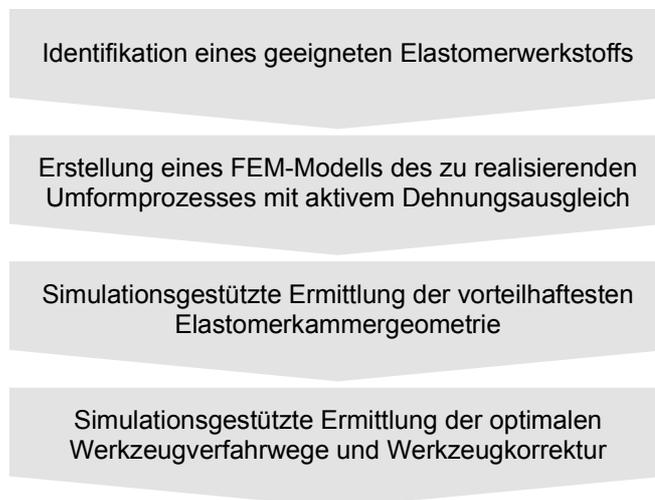
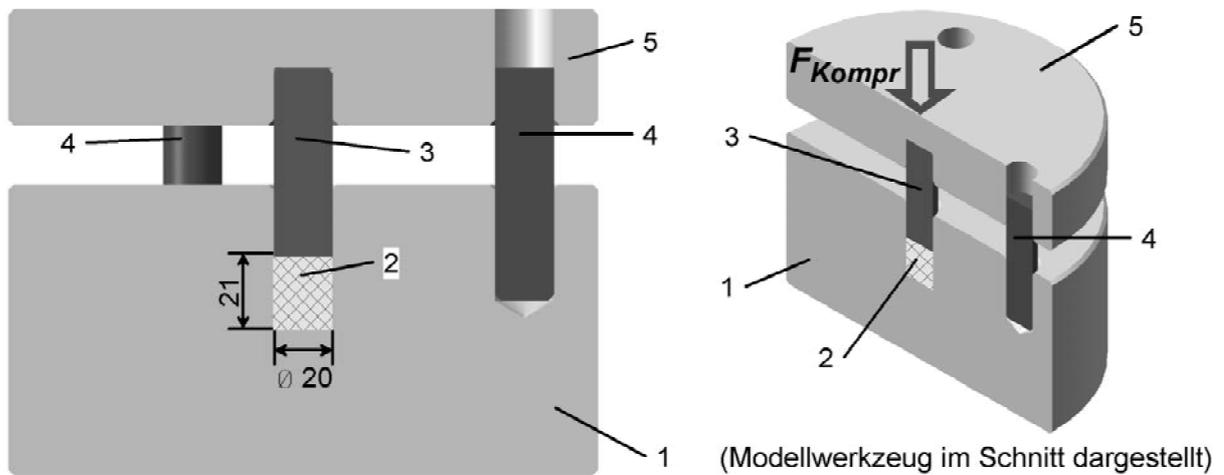


Abbildung 40: Vorgehensweise zur Entwicklung eines Umformwerkzeugs mit aktivem Dehnungsausgleich



Aufbau des Modellwerkzeugs	1 Unterwerkzeug 2 Elastomerprobe 3 Dorn 4 Bolzen 5 Oberwerkzeug
-----------------------------------	---

Durchgeführte Belastungen	F_{Kompr} [kN]	$p_{Elastomer}$ [N/mm ²]
$p_{Elastomer} =$	100	318
Druck im Elastomer	150	478
	235	750

Abbildung 41: Modellwerkzeug zur Charakterisierung der mechanischen Eigenschaften der zu untersuchenden Elastomere

Das Kompressionsmodul K ist ein Maß für die Kompressibilität eines Werkstoffs:

$$p = \frac{\Delta V}{V} \cdot K$$

p : (hydrostatischer; d.h. allseitiger) Druck
 ΔV : Volumenänderung
 V : Volumen

Weiteres Ergebnis:
 Die untersuchten Elastomere ertragen problemlos Drücke von bis zu 750 N/mm²

(Belastung $F_{Kompr} = 150$ kN)

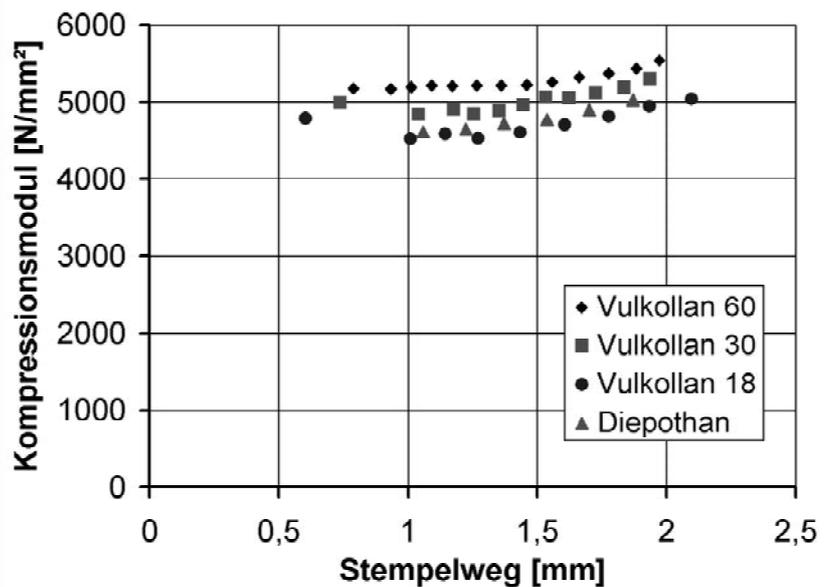


Abbildung 42: Experimentell bestimmte Kompressionsmoduli der untersuchten Elastomere in Abhängigkeit des Kompressionswegs

Modellierung

- Verwendetes FEM-System: ABAQUS/Explicit 6.2
- Werkstück, Werkzeuge: 3D-Kontinuumselemente mit 8 Knoten und reduzierter Integration
- Durchschnittliche Elementkantenlänge auf dem Profil des Werkstückmodells: 0,26 mm
- Werkstück elastisch-plastisch (Werkstoff: 16MnCr5), Werkzeuge elastisch
- Elastomer (Werkstoff: *Vulkollan™ 60*) elastisch
- Präzisionsschmiedeprozess vor dem Kaltkalibrieren nicht berücksichtigt

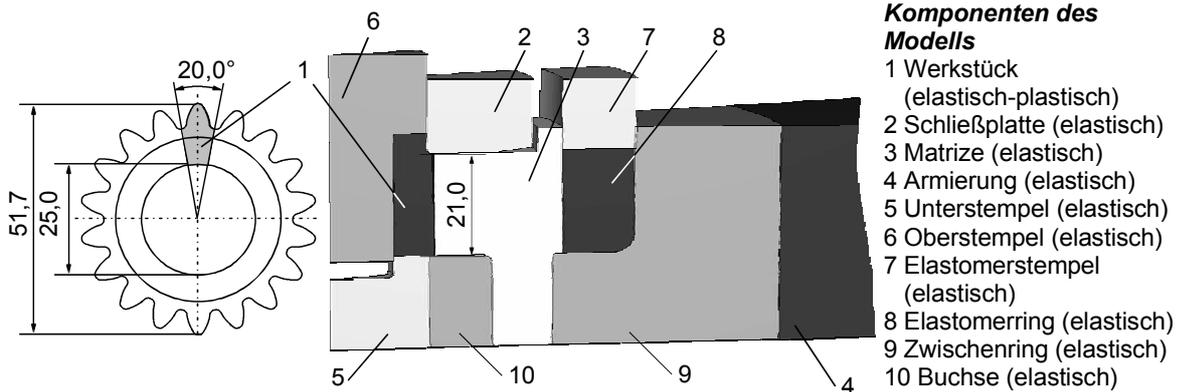


Abbildung 43: Simulationsmodell des Kaltkalibrierprozesses mit aktivem Dehnungsausgleich (Oberstempel in UT; Abmessungen in mm)

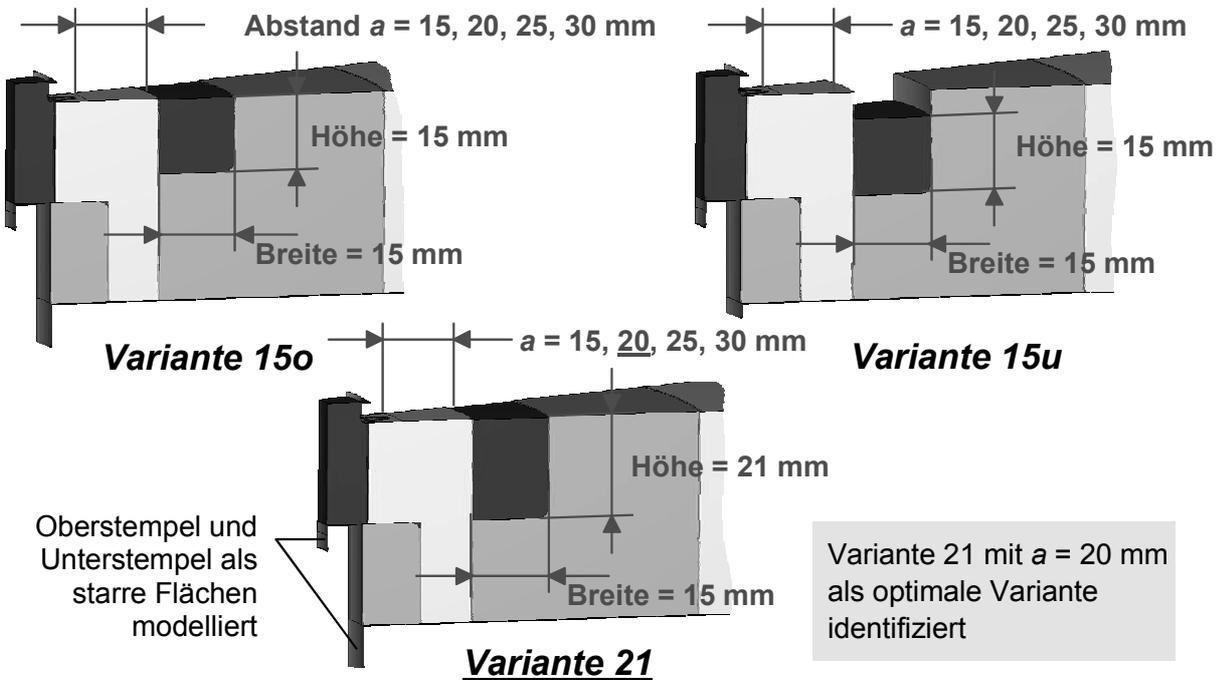


Abbildung 44: Untersuchte Varianten der Elastomerkammergeometrie

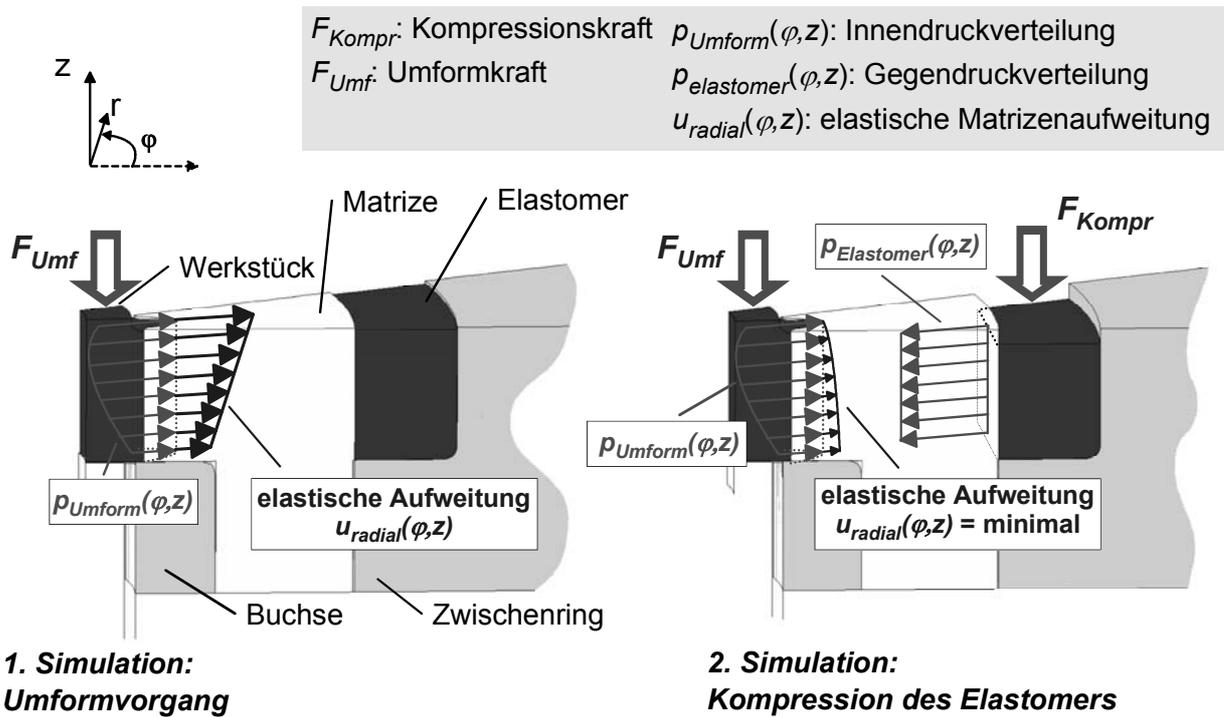


Abbildung 45: Vorgehensweise bei der Ermittlung der optimalen Elastomerkammergeometrie

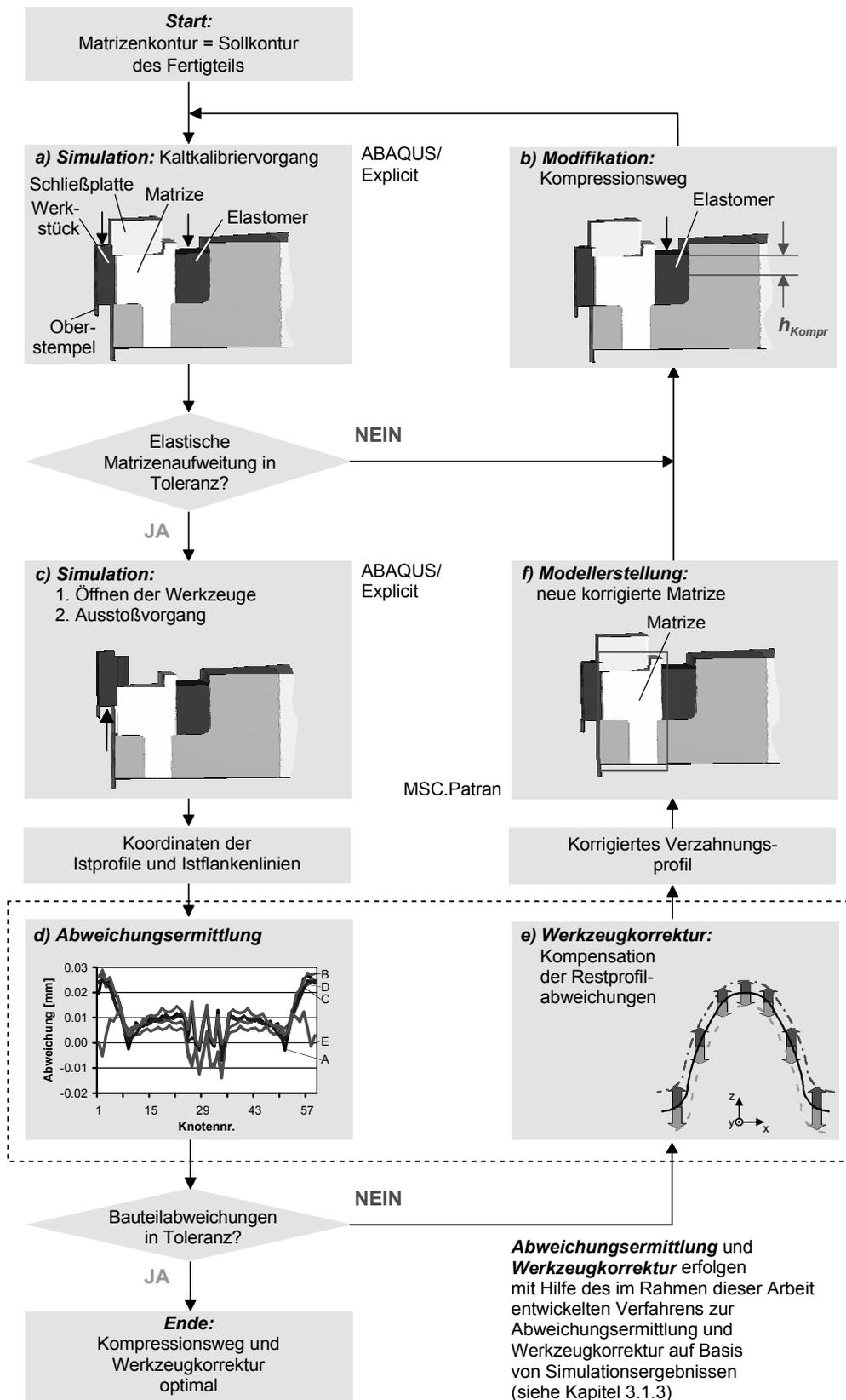


Abbildung 46: Iterative Ermittlung des auf den Umformweg abgestimmten Kompressionswegs und der Werkzeugkorrektur zur Kompensation der Restprofilabweichungen

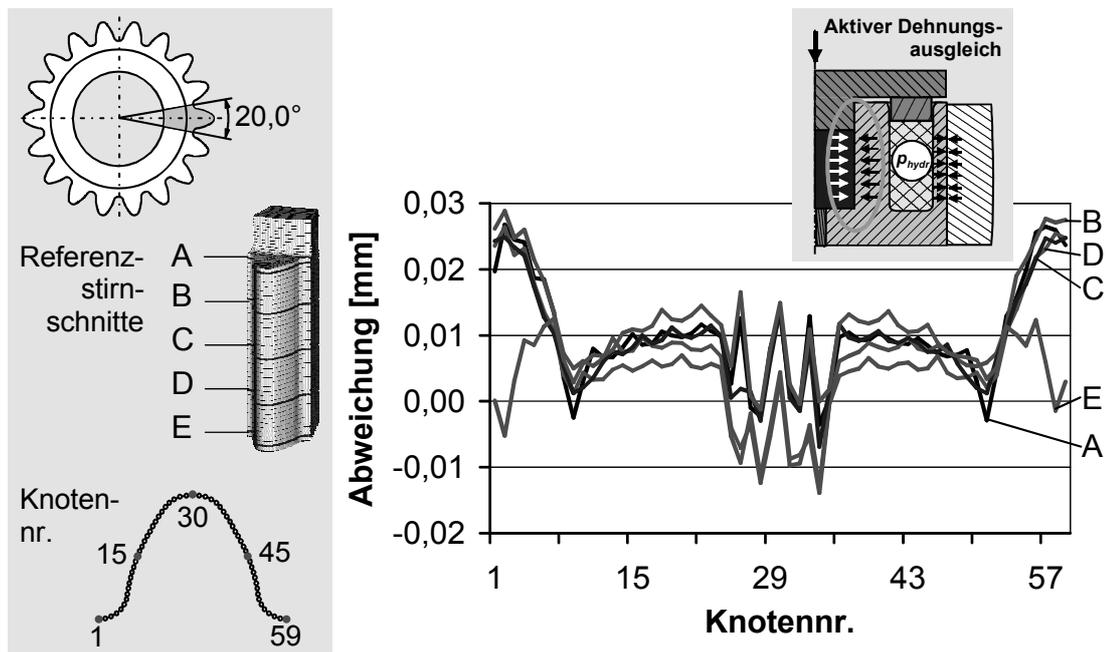


Abbildung 47: Absolute Profilabweichungen des mit aktivem Dehnungsausgleich ohne Werkzeugkorrektur zum Ausgleich der Restprofilabweichungen kaltkalibrierten Zahnrads nach dem Ausstoßen (simulationsgestützt ermittelt)

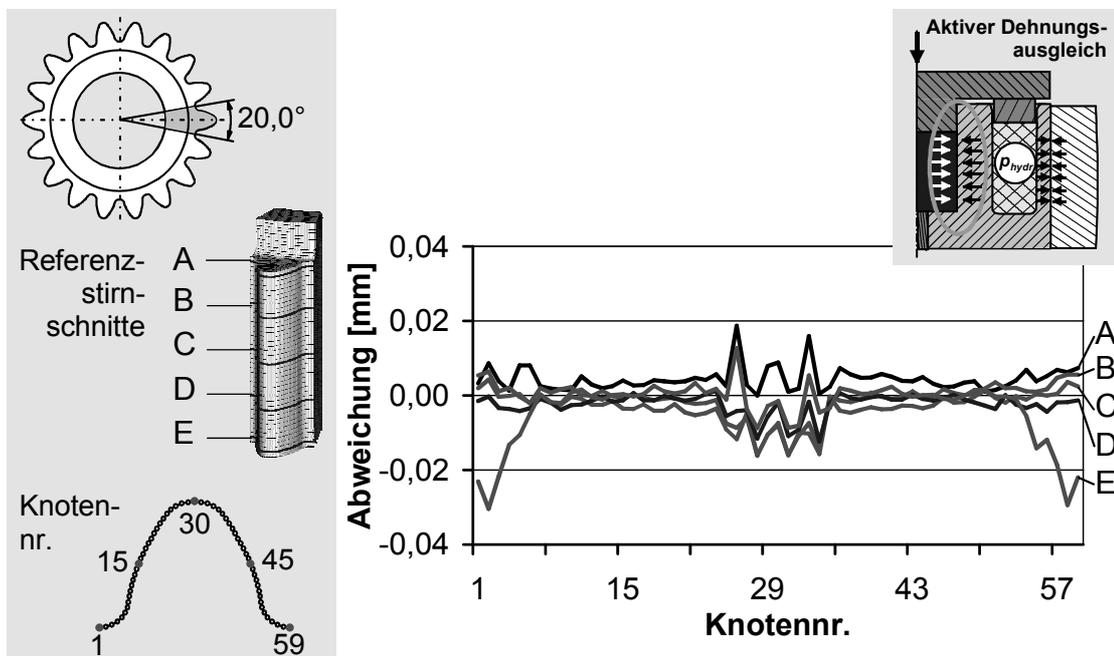


Abbildung 48: Absolute Profilabweichungen des mit aktivem Dehnungsausgleich mit Werkzeugkorrektur zum Ausgleich der Restprofilabweichungen kaltkalibrierten Zahnrads nach dem Ausstoßen (simulationsgestützt ermittelt)

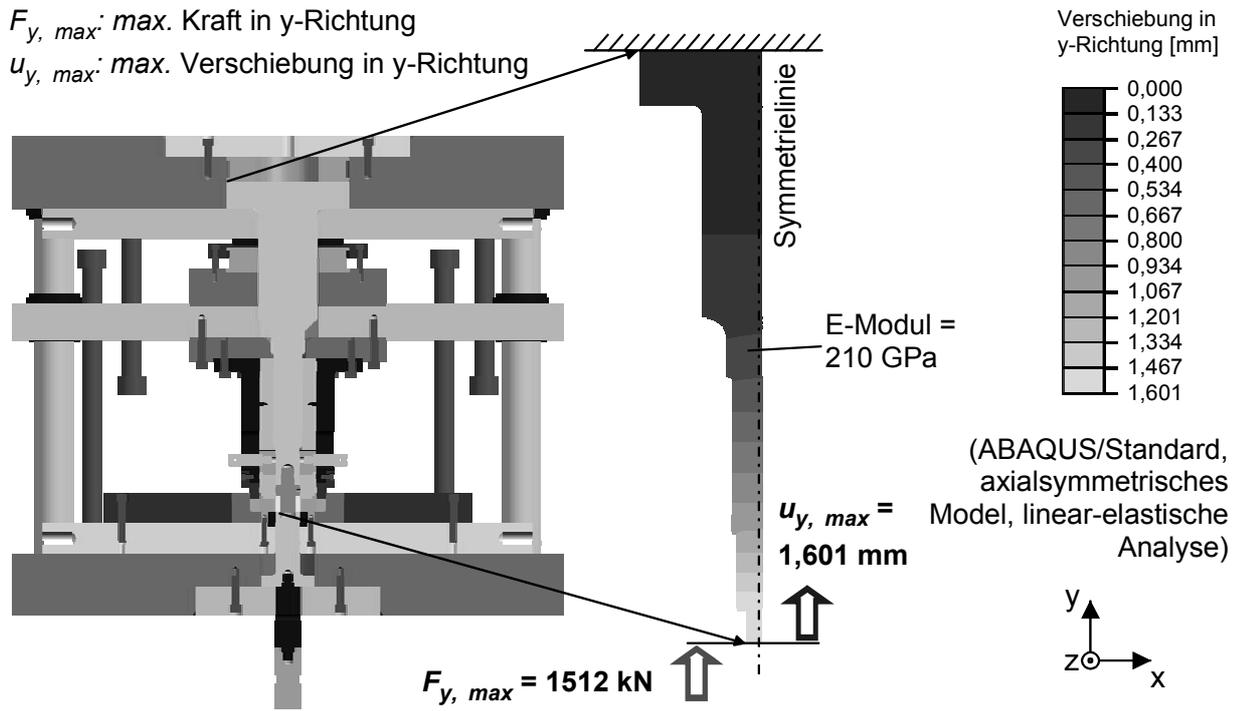


Abbildung 49: Simulationsgestützt ermittelte Auffederung des Oberstempels infolge der Umformkraft

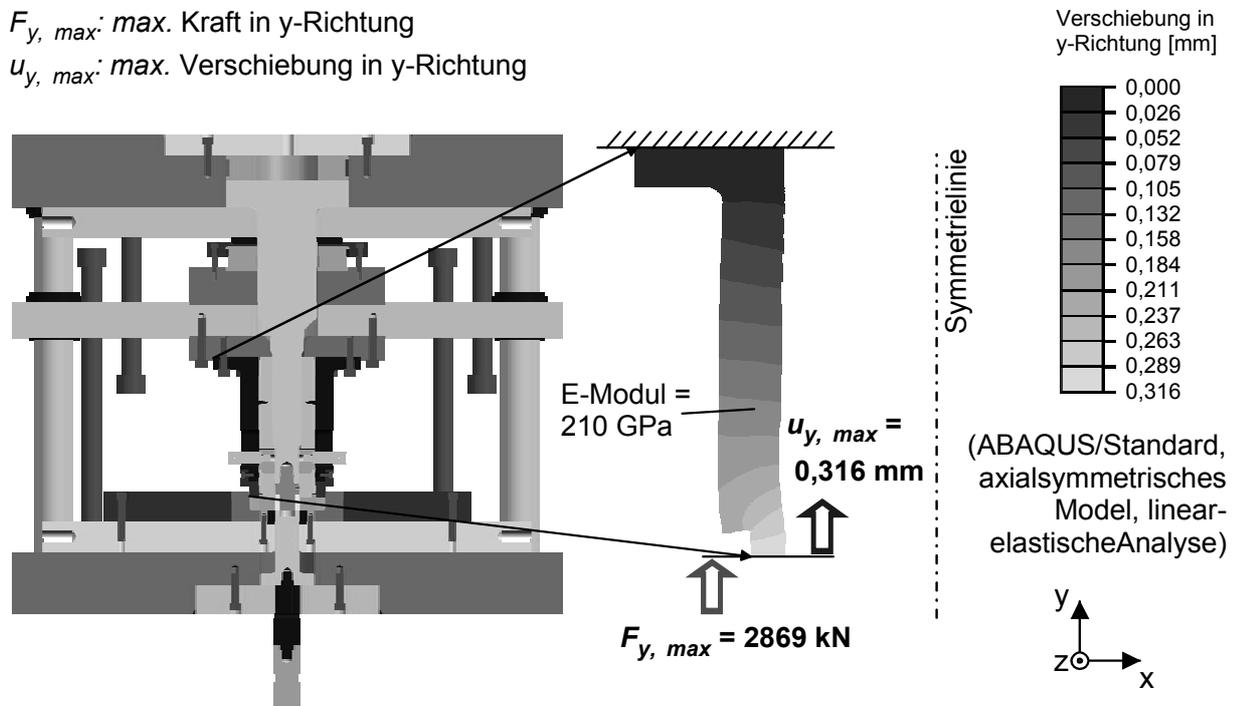


Abbildung 50: Simulationsgestützt ermittelte Auffederung des Kompressionsstempels infolge der Kompressionskraft

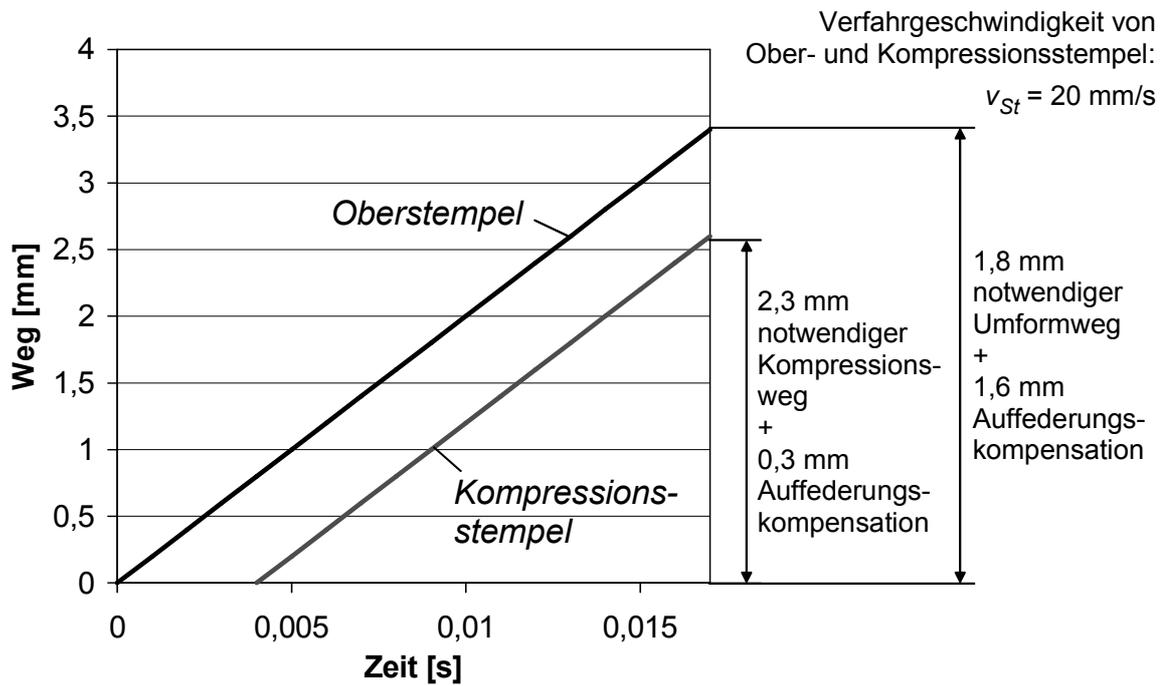


Abbildung 51: Korrigierte Werkzeugverfahrwege des Kaltkalibrierwerkzeugsystems mit aktivem Dehnungsausgleich; dargestellt sind die Verfahrwege als Funktionen der Zeit

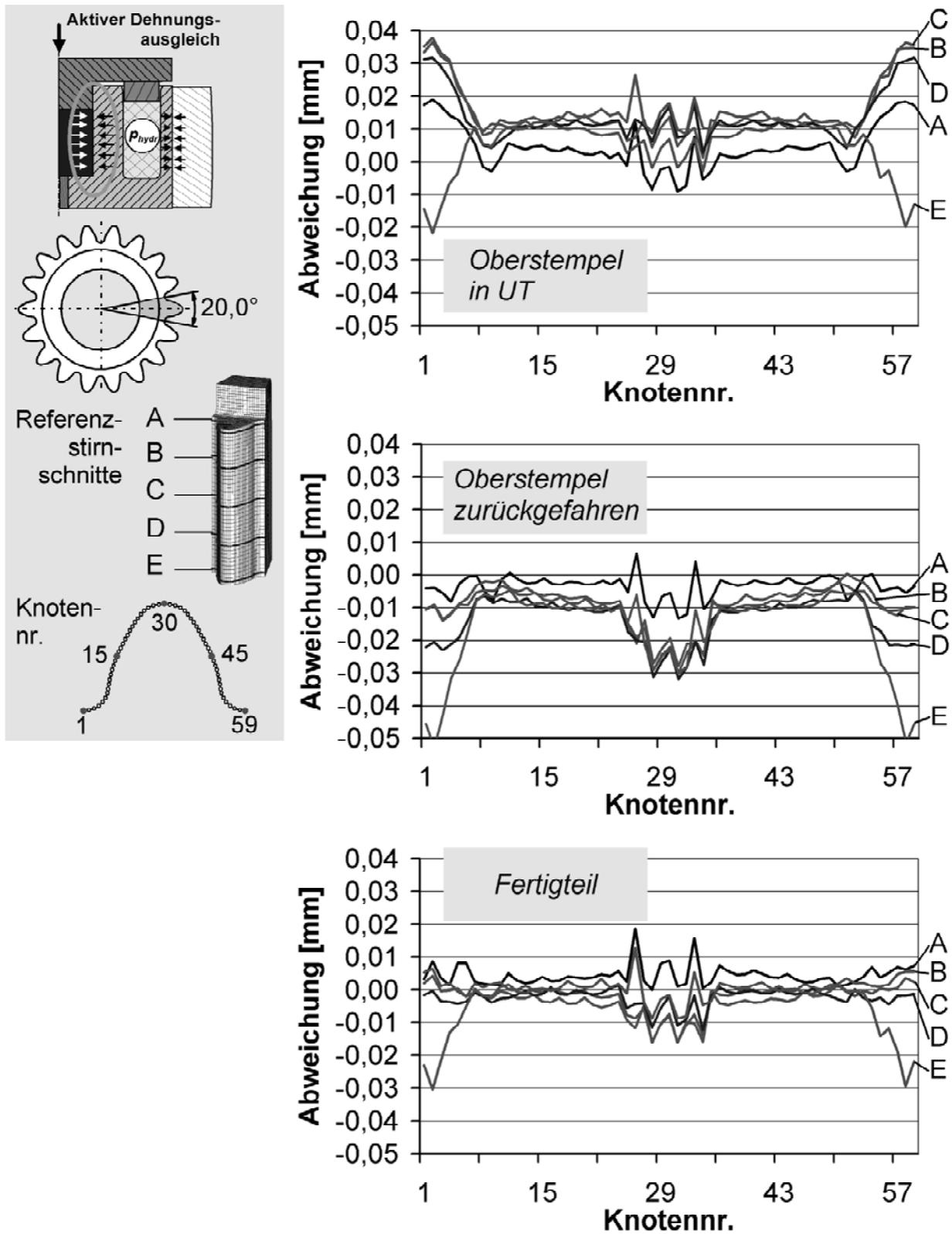


Abbildung 52: Absolute Profilabweichungen des mit aktivem Dehnungsausgleich kaltkalibrierten Zahnrads nach den verschiedenen Prozessphasen (simulationsgestützt ermittelt)

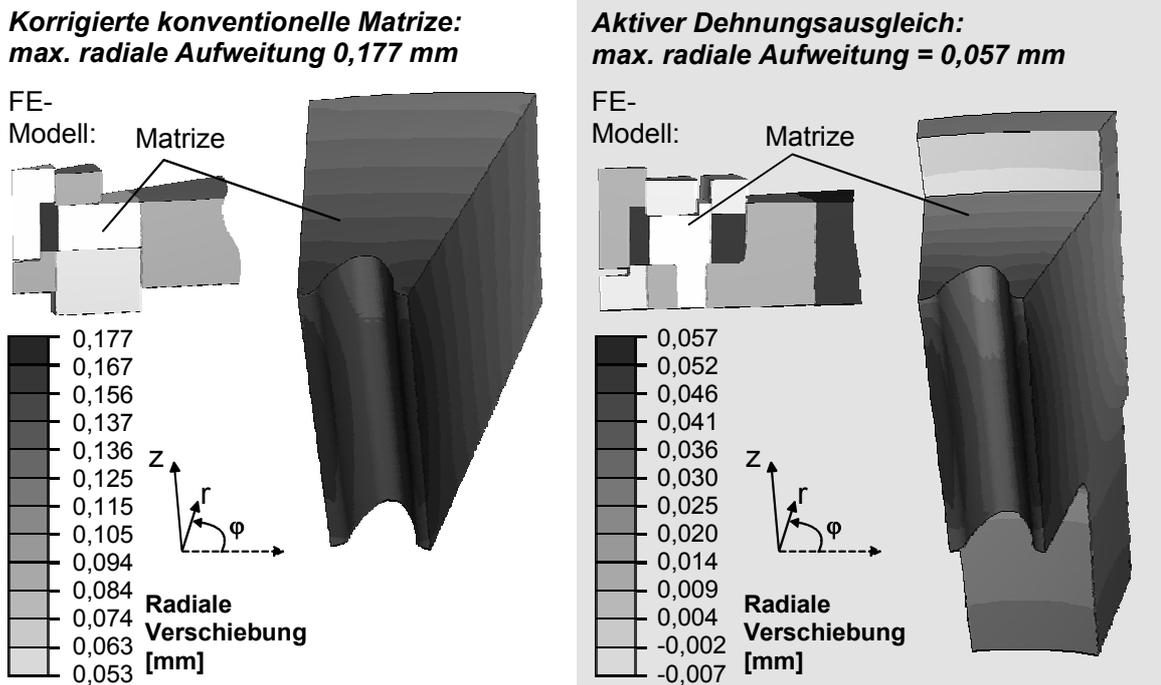


Abbildung 53: Berechnete maximale elastische Aufweitungen der korrigierten konventionellen Matrize und der Matrize mit aktivem Dehnungsausgleich (dargestellt sind die radialen Verschiebungen am Ende der Umformung)

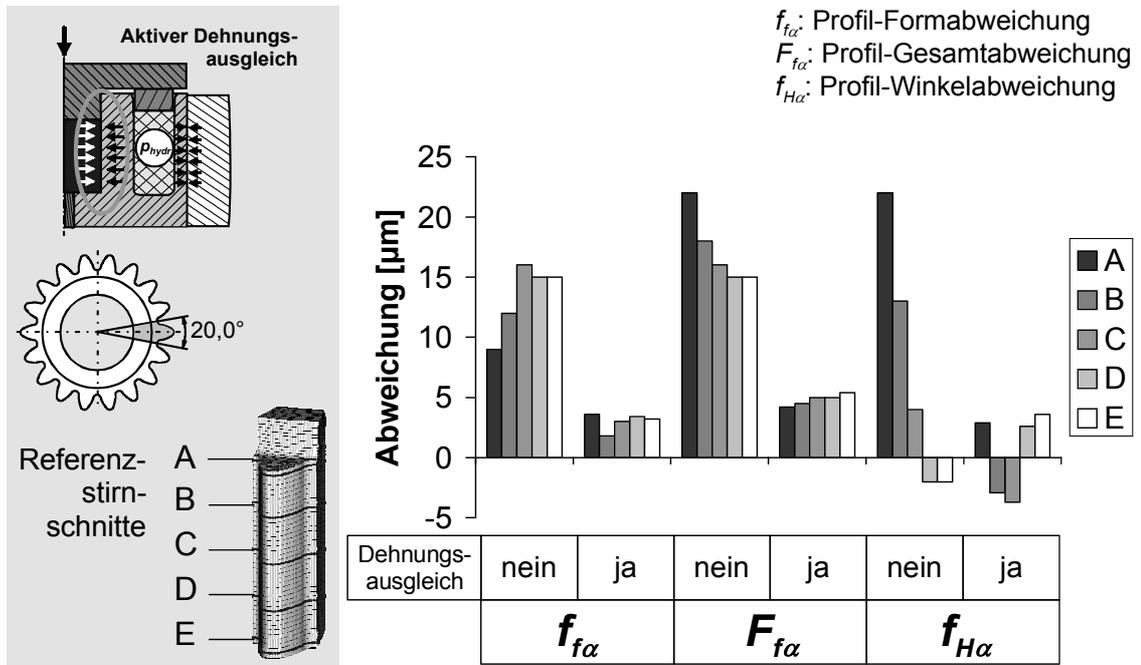


Abbildung 54: Gegenüberstellung der theoretisch auftretenden Profilabweichungen für den Kaltkalibrierprozess mit korrigierter konventioneller Matrize und den Kaltkalibrierprozess mit aktivem Dehnungsausgleich

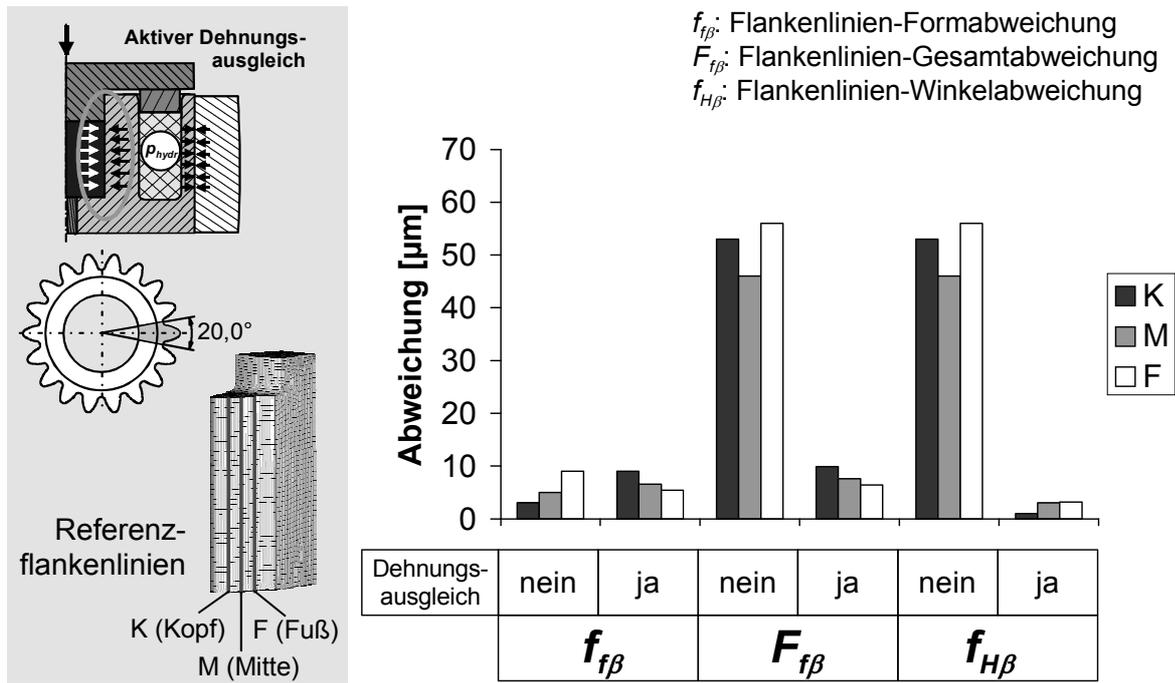


Abbildung 55: Gegenüberstellung der theoretisch auftretenden Flankenlinienabweichungen für den Kaltkalibrierprozess mit korrigierter konventioneller Matrize und den Kaltkalibrierprozess mit aktivem Dehnungsausgleich

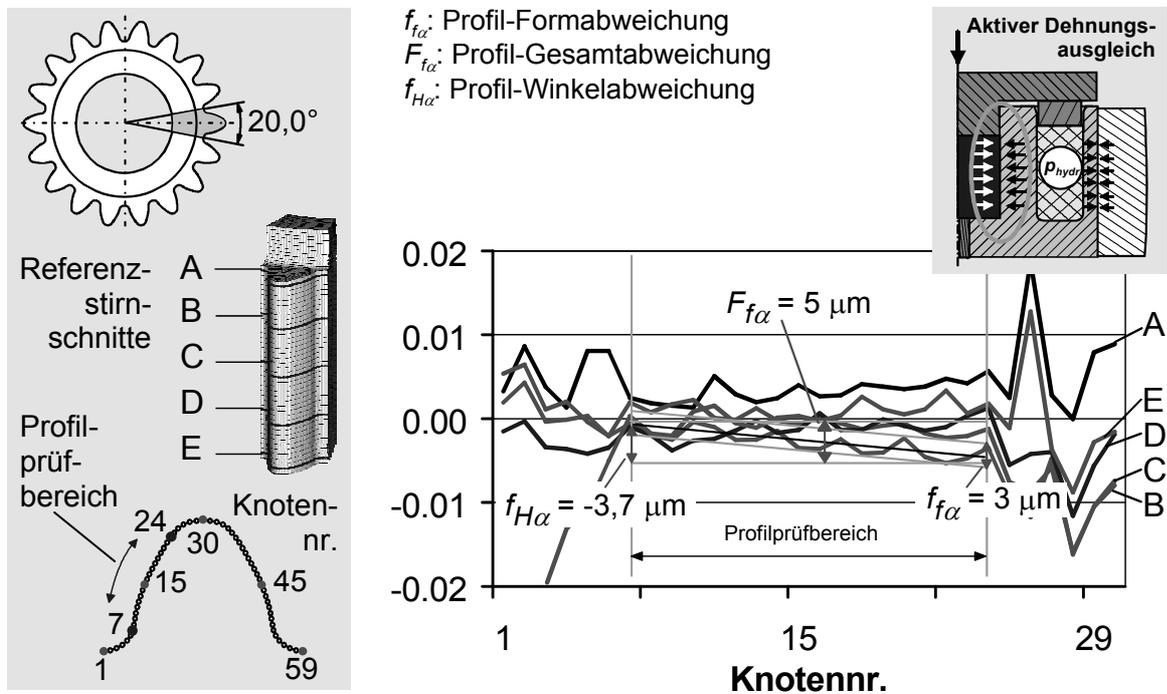


Abbildung 56: Ermittlung der theoretisch auftretenden Profilabweichungen nach [18] für den Stirnschnitt C aus dem entsprechenden Istprofil des Fertigteils (vgl. Abbildung 23)

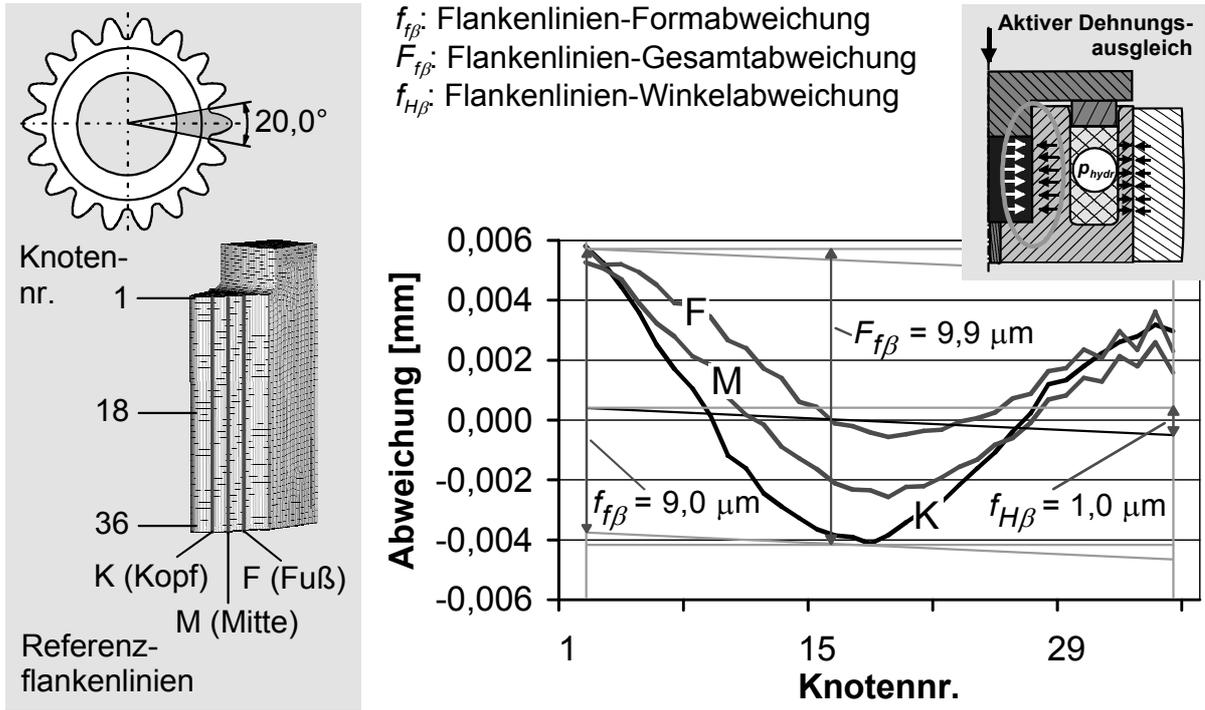


Abbildung 57: Ermittlung der theoretisch auftretenden Flankenlinienabweichungen nach [18] für die Kopf-Flankenlinie aus der entsprechenden Istflankenlinie des Fertigteils (vgl. Abbildung 23)

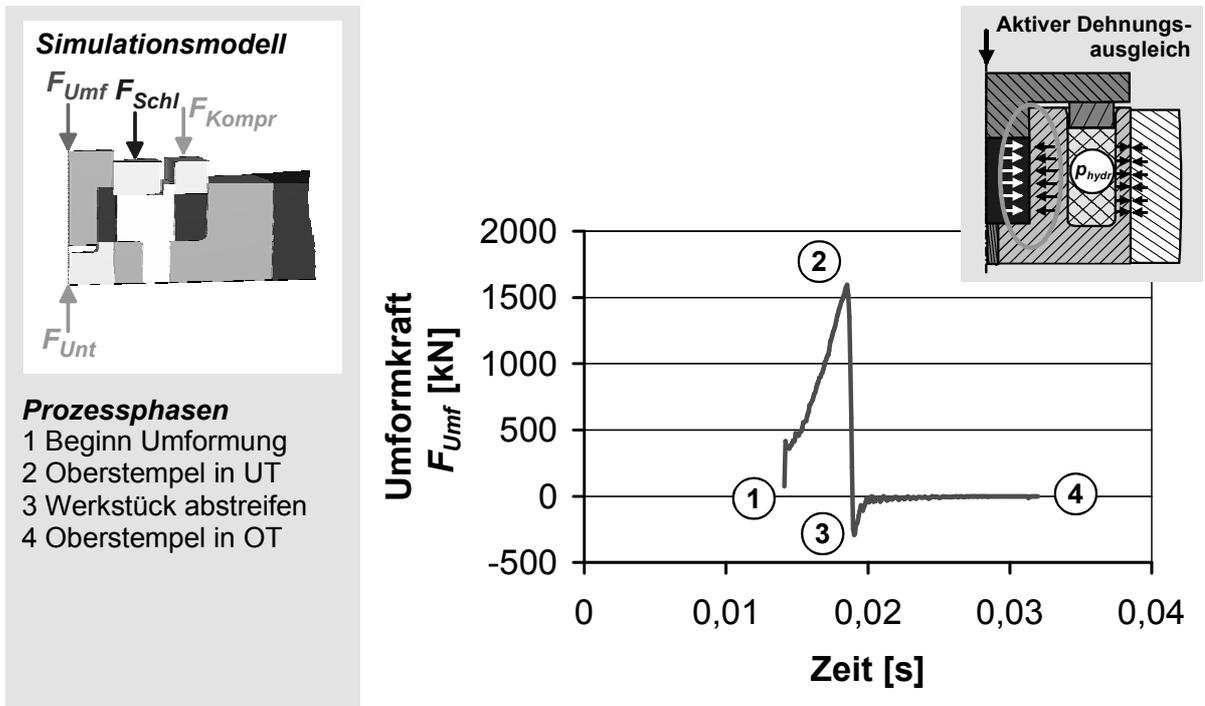


Abbildung 58: Umformkraftverlauf für den Kaltkalibrierprozess mit aktivem Dehnungsausgleich (simulationsgestützt ermittelt)

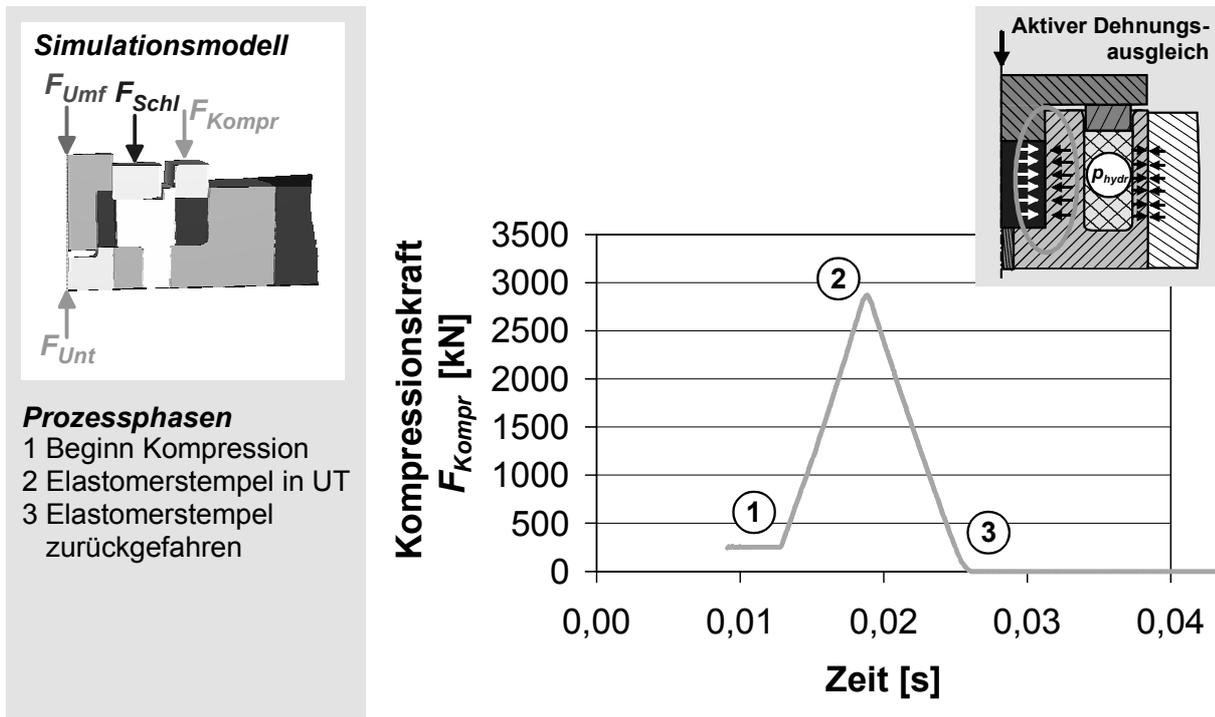


Abbildung 59: Kompressionskraftverlauf für den Kaltkalibrierprozess mit aktivem Dehnungsausgleich (simulationsgestützt ermittelt)

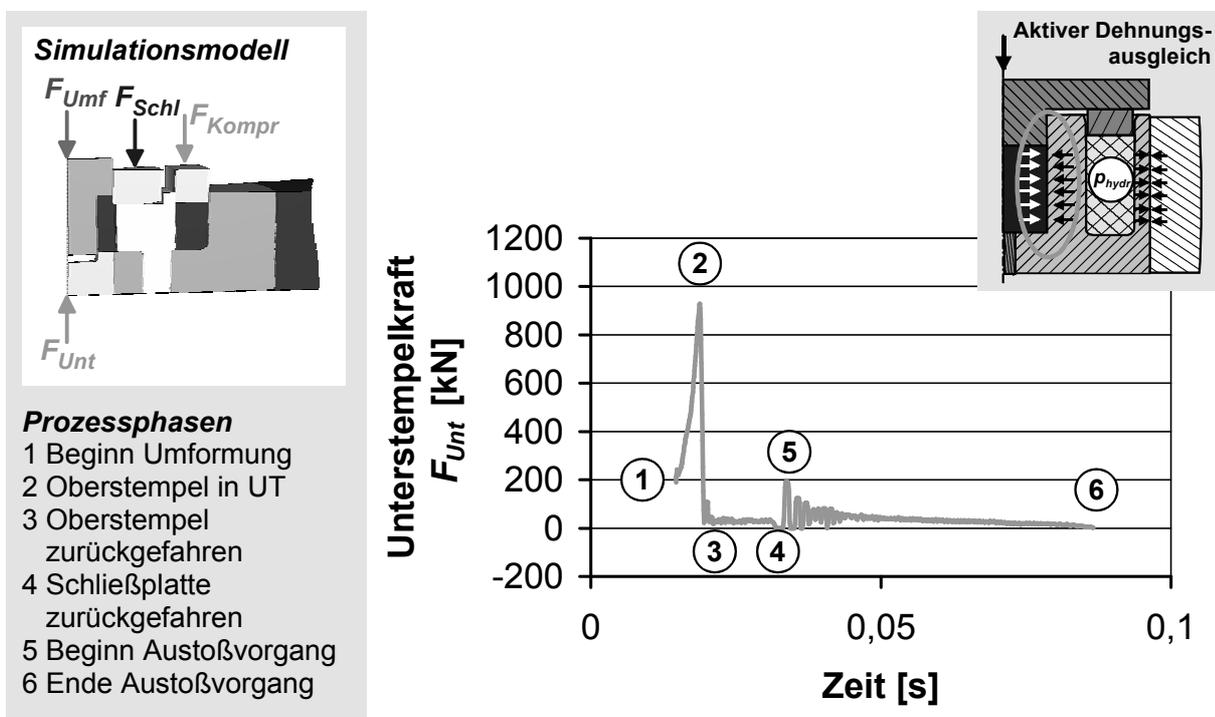


Abbildung 60: Unterstempelkraftverlauf für den Kaltkalibrierprozess mit aktivem Dehnungsausgleich (simulationsgestützt ermittelt)

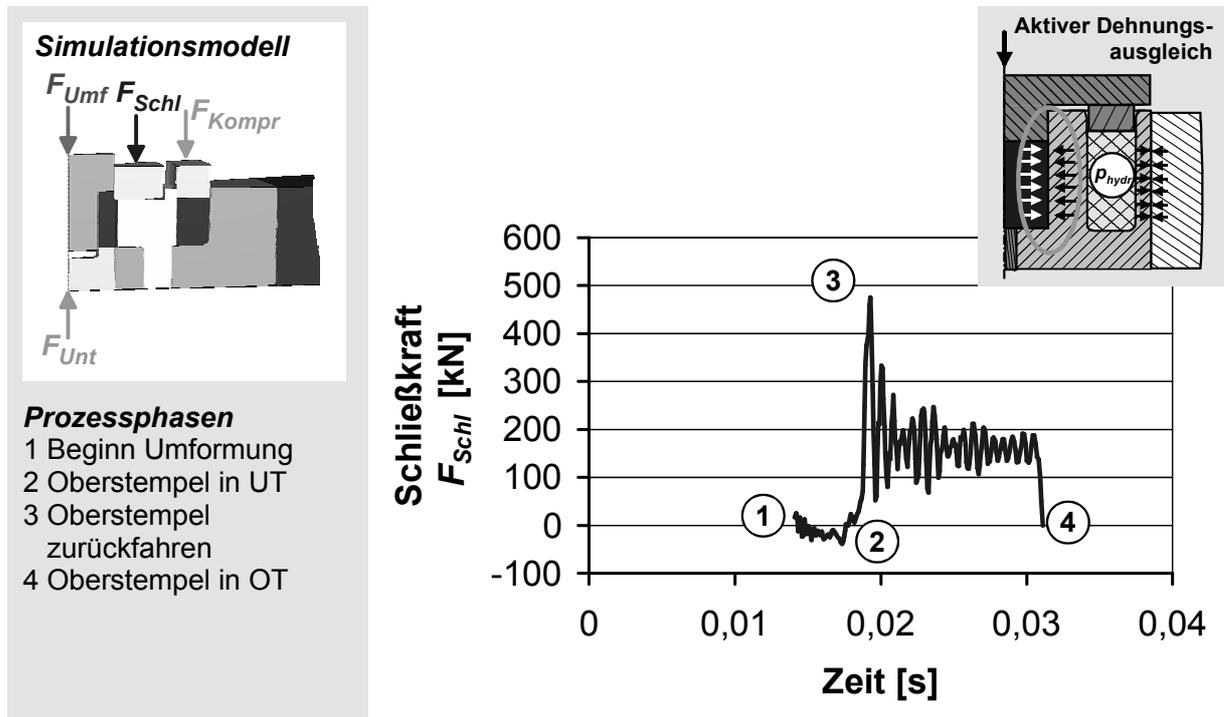


Abbildung 61: Schließkraftverlauf für den Kaltkalibrierprozess mit aktivem Dehnungsausgleich (simulationsgestützt ermittelt)

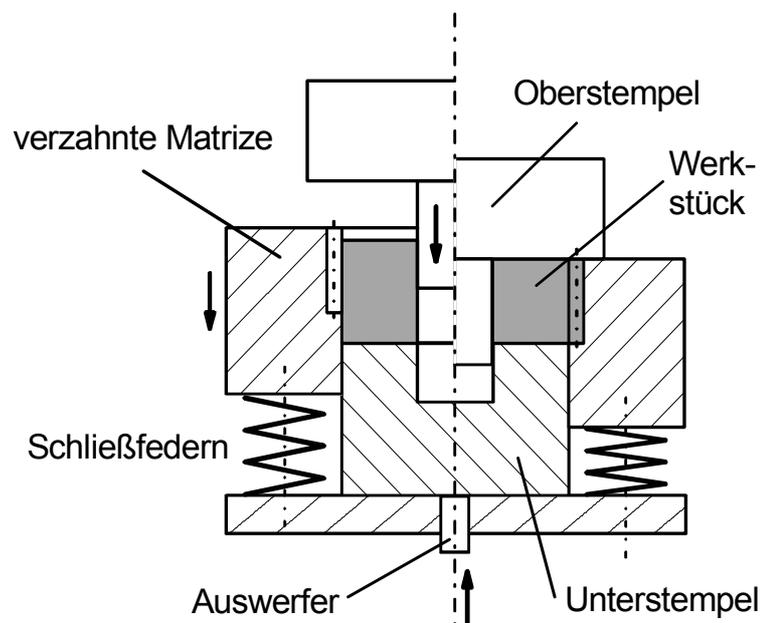
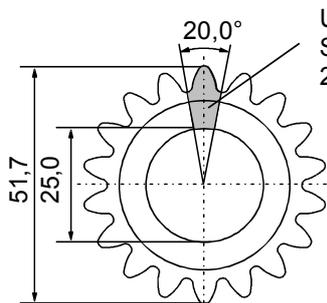


Abbildung 62: Aufbau des zum Präzisionsschmieden der später zu kaltkalibrierenden Planetenräder verwendeten Umformwerkzeugs [6]

Modellierung

- Verwendetes FEM-System: Forge3 Vers. 6.1
- Werkstück: lineare 3D-Tetraederelemente
- Werkzeuge: starre 3D-Dreieckselemente
- Durchschnittliche Elementkantenlänge auf dem Profil des Werkstückmodells: 0,5 mm
- Werkstück viskoplastisch (Werkstoff: 16MnCr5)



Unter Ausnutzung der Symmetrie wird nur ein 20°-Segment betrachtet

Komponenten des Modells

- 1 Werkstück (viskoplastisch)
- 2 Matrize (starr)
- 3 Oberstempel (starr)
- 4 Unterstempel (starr)

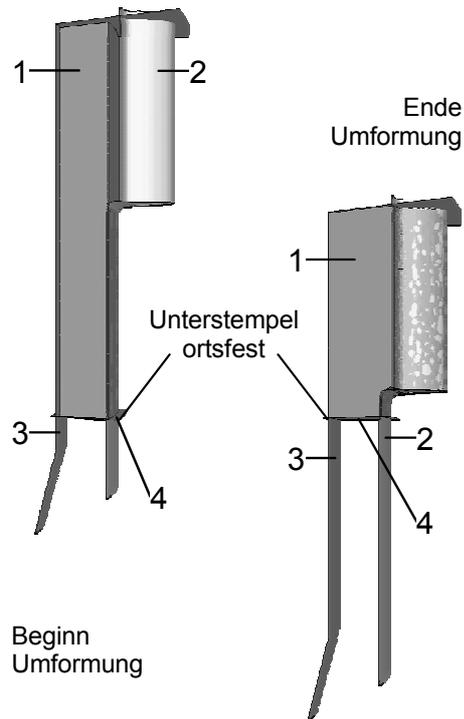


Abbildung 63: Simulationsmodell des Präzisionsschmiedeprozesses zur Herstellung des später zu kaltkalibrierenden Planetenrads

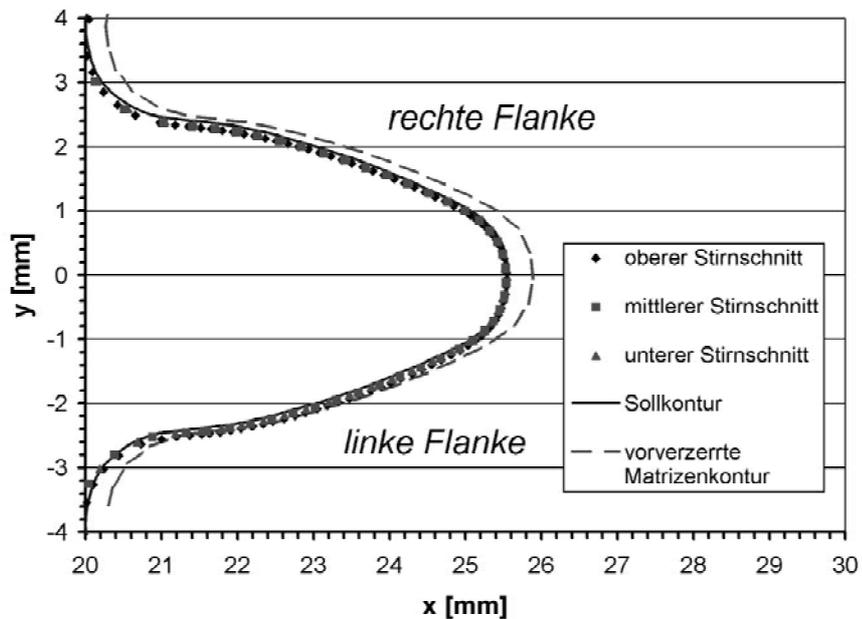
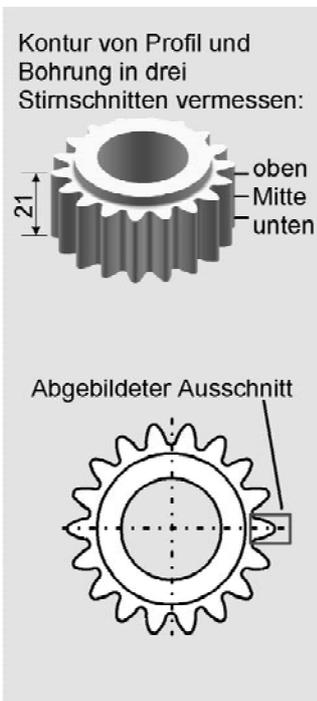


Abbildung 64: Gegenüberstellung der im Rahmen von 3D-Koordinatenmessungen erfassten Istkonturen eines präzisionsgeschmiedeten, noch nicht kaltkalibrierten, Planetenrads mit der Sollkontur im Bereich eines Zahns

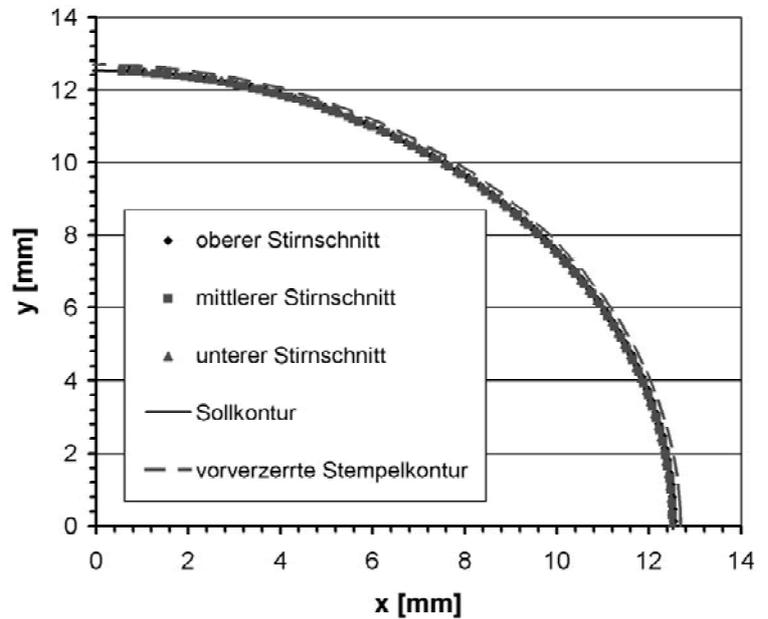
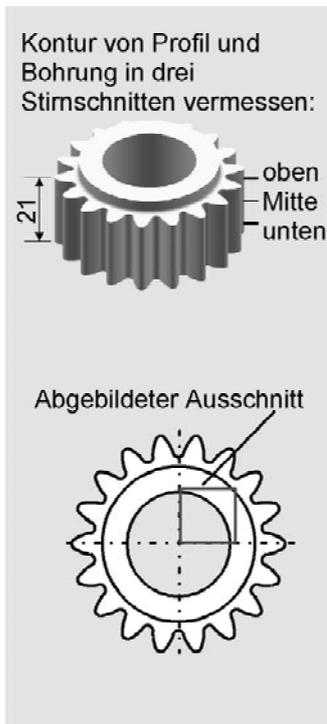


Abbildung 65: Gegenüberstellung der im Rahmen von 3D-Kordinatenmessungen erfassten Istkonturen eines präzisionsgeschmiedeten, noch nicht kaltkalibrierten, Planetenrads mit der Sollkontur im Bereich der Bohrung

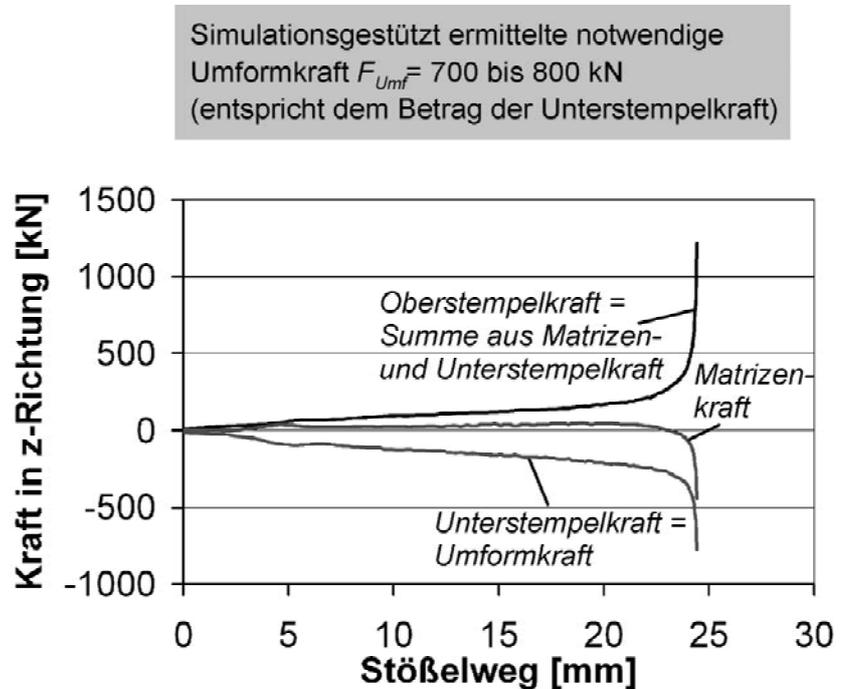
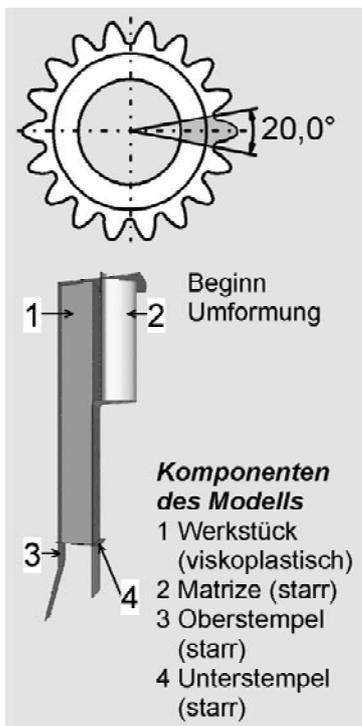


Abbildung 66: Simulationsgestützt ermittelte Prozesskräfte im Präzisionsschmiedeprozess zur Herstellung der später zu kaltkalibrierenden Planetenräder

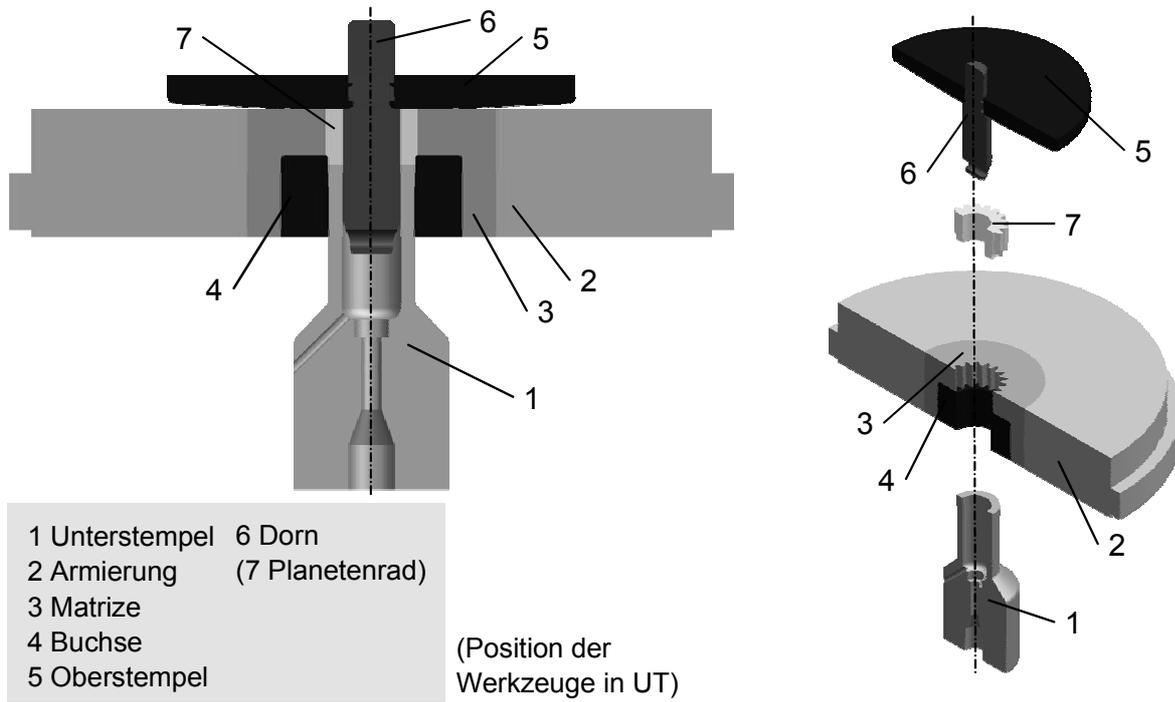


Abbildung 67: Neu ausgelegte und angefertigte Werkzeugteile für den Präzisions Schmiede-
 prozess zur Herstellung der später zu kaltkalibrierenden Planetenräder

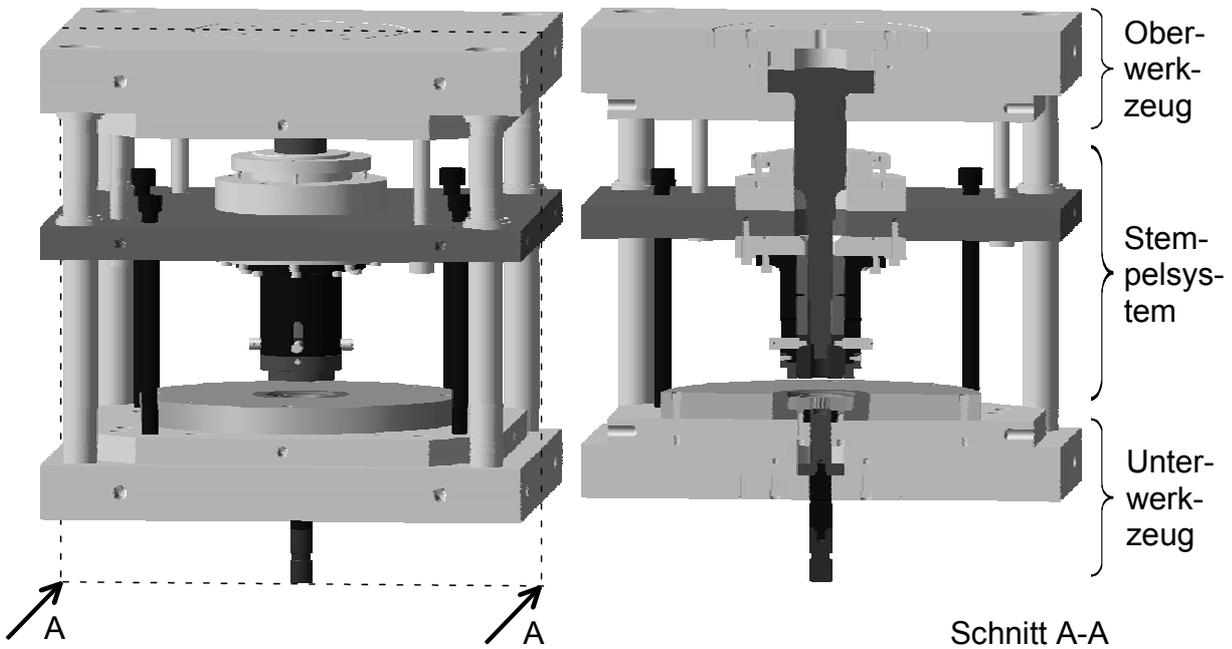


Abbildung 68: Gesamtwerkzeugsystem zum Kaltkalibrieren von Zahnrädern

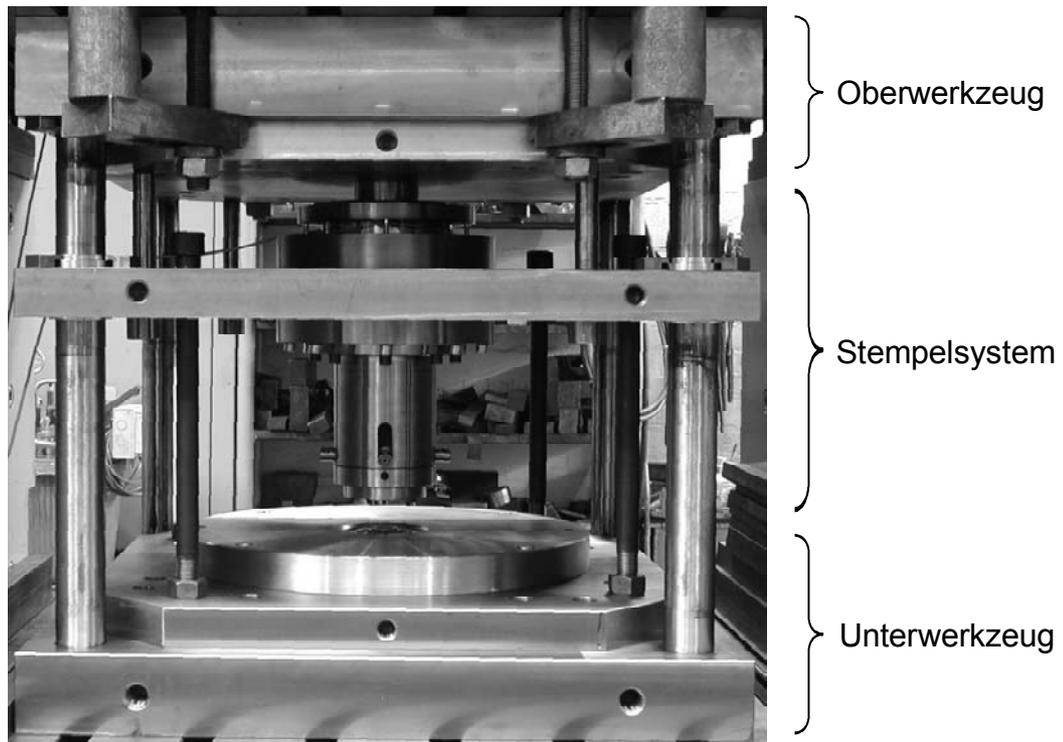


Abbildung 69: In die verwendete Presse eingebautes Gesamtwerkzeugsystem zum Kaltkalibrieren von Zahnrädern

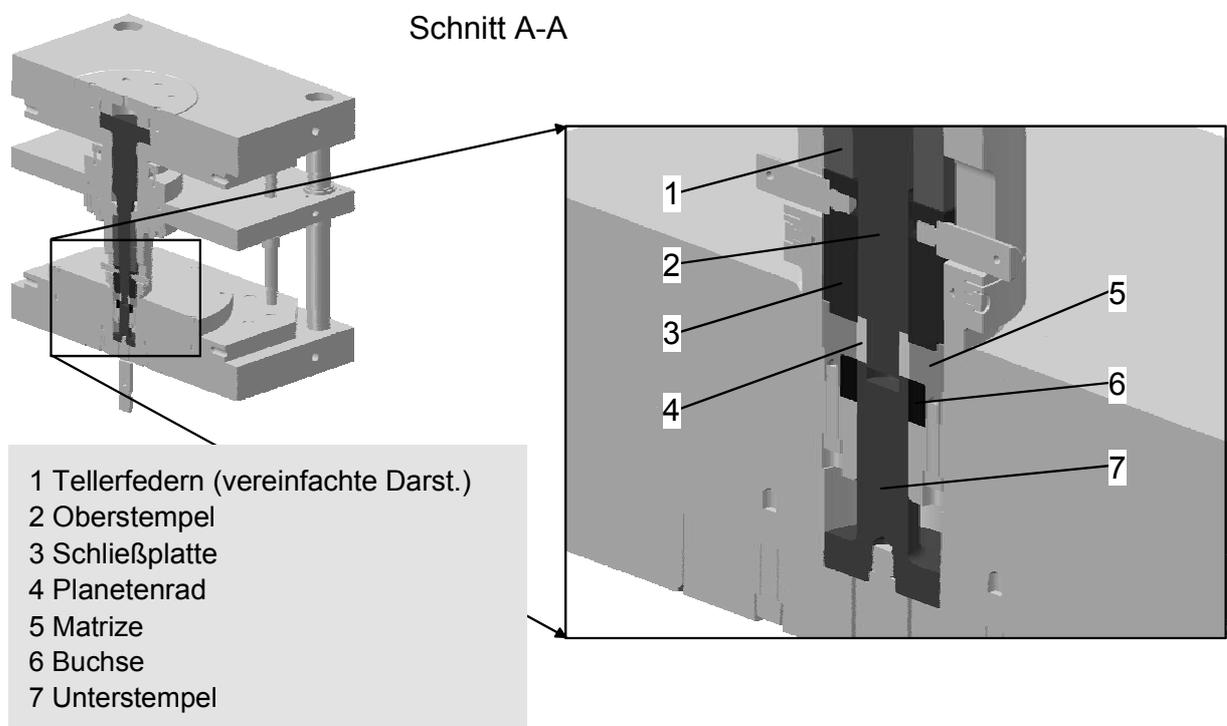


Abbildung 70: Anordnung der formgebenden Werkzeugteile des Werkzeugsystems zum Kaltkalibrieren von Zahnrädern

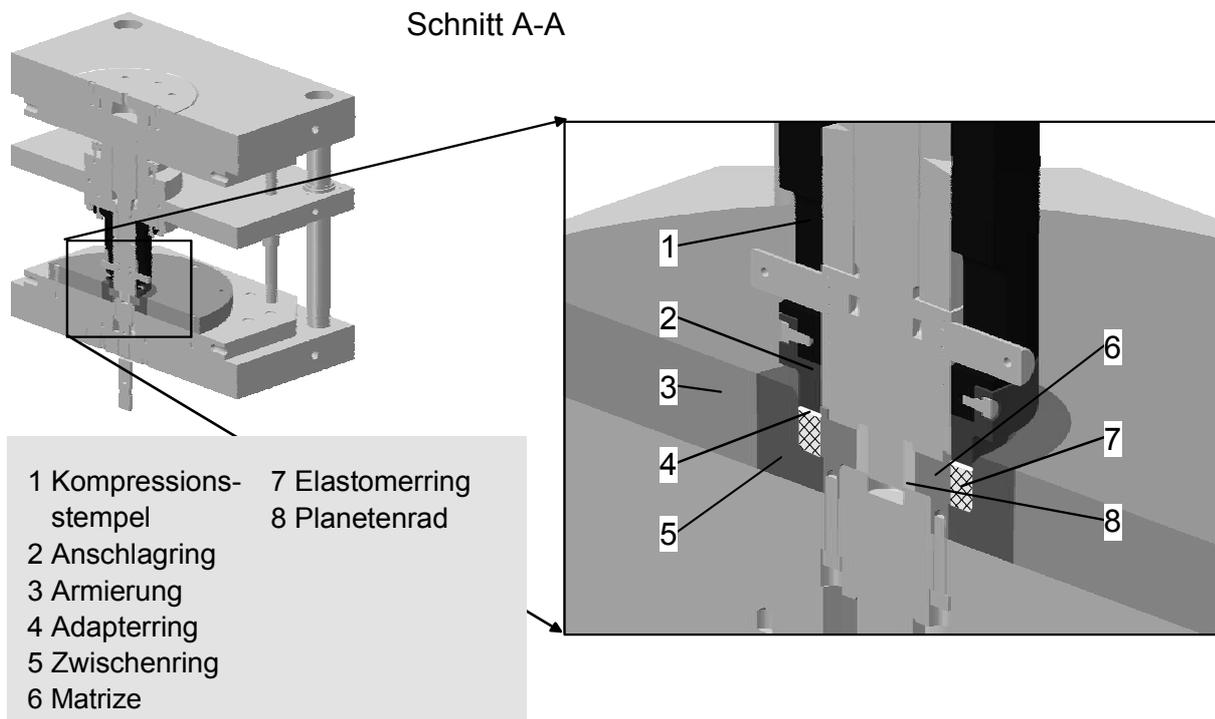


Abbildung 71: Mechanismus zur Erzeugung des Gegendrucks zur Kompensation der elastischen Matrizenaufweitung des Werkzeugsystems zum Kaltkalibrieren von Zahnradern

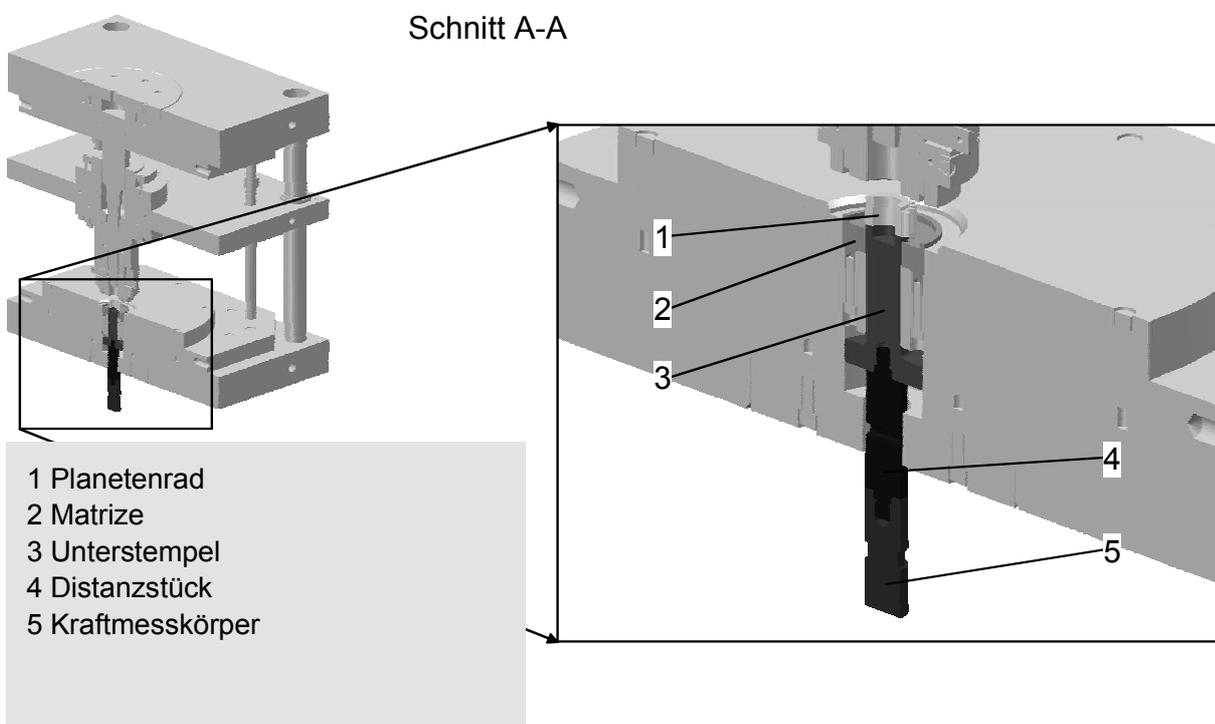


Abbildung 72: Ausstoßmechanismus des Werkzeugsystems zum Kaltkalibrieren von Zahnradern

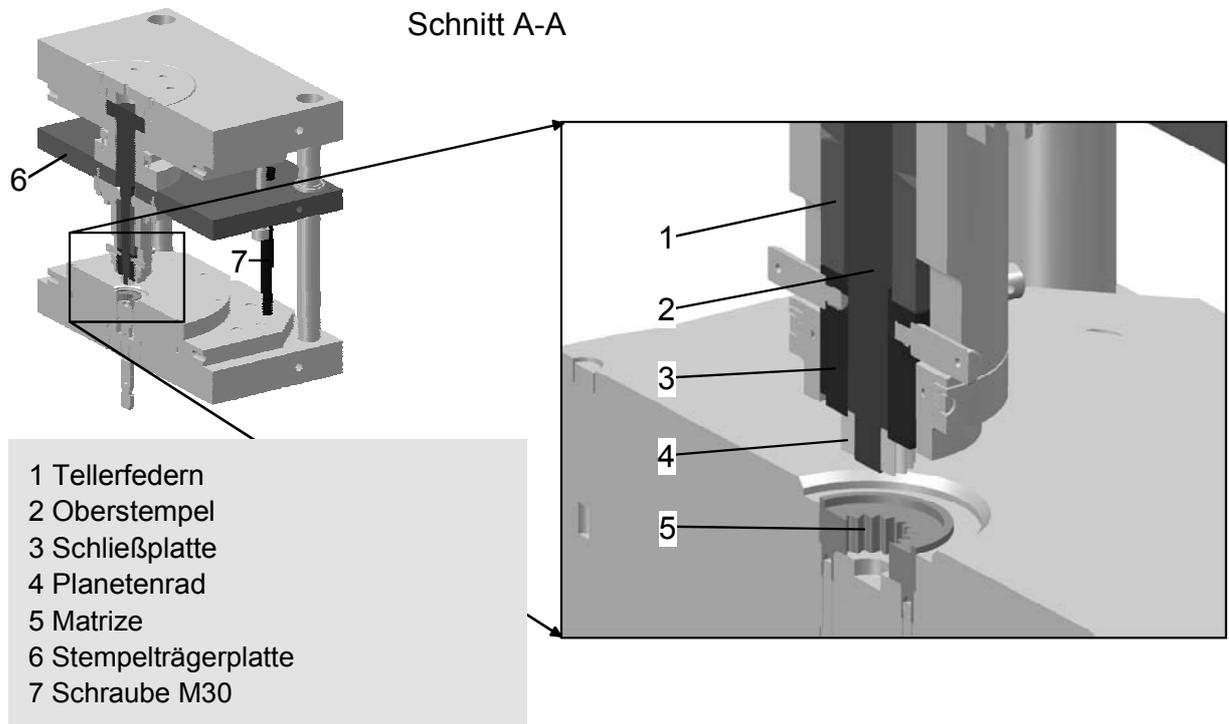


Abbildung 73: Abstreifmechanismus des Werkzeugsystems zum Kaltkalibrieren von Zahnrädern

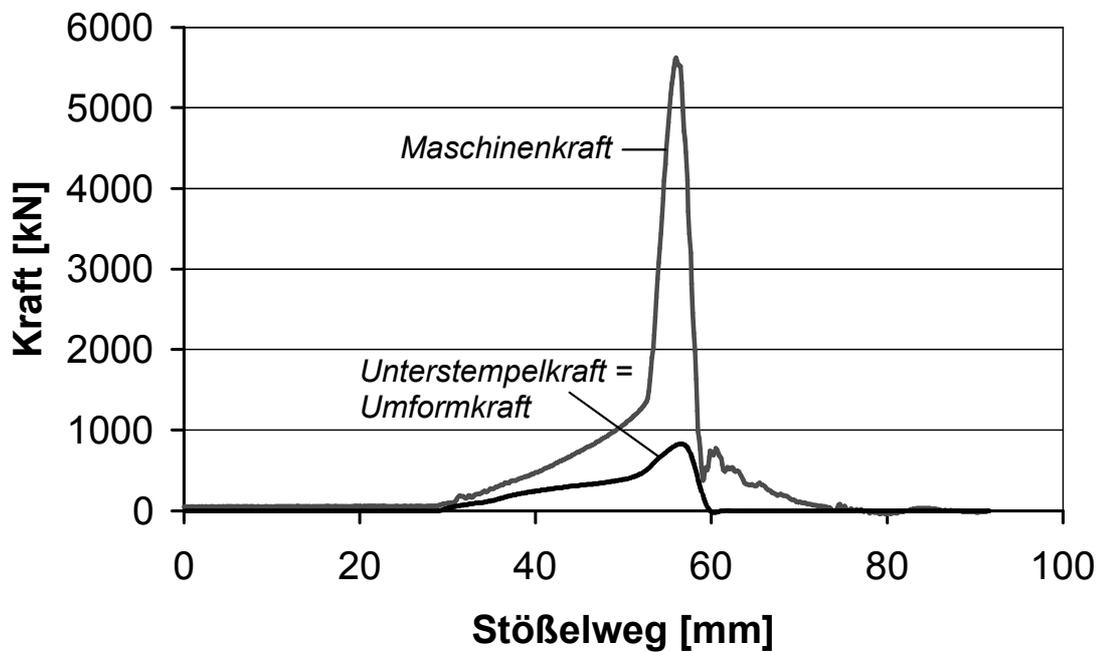


Abbildung 74: Gemessene Verläufe der Unterstempel- und Maschinenkraft beim Präzisions-schmieden der später zu kaltkalibrierenden Planetenräder

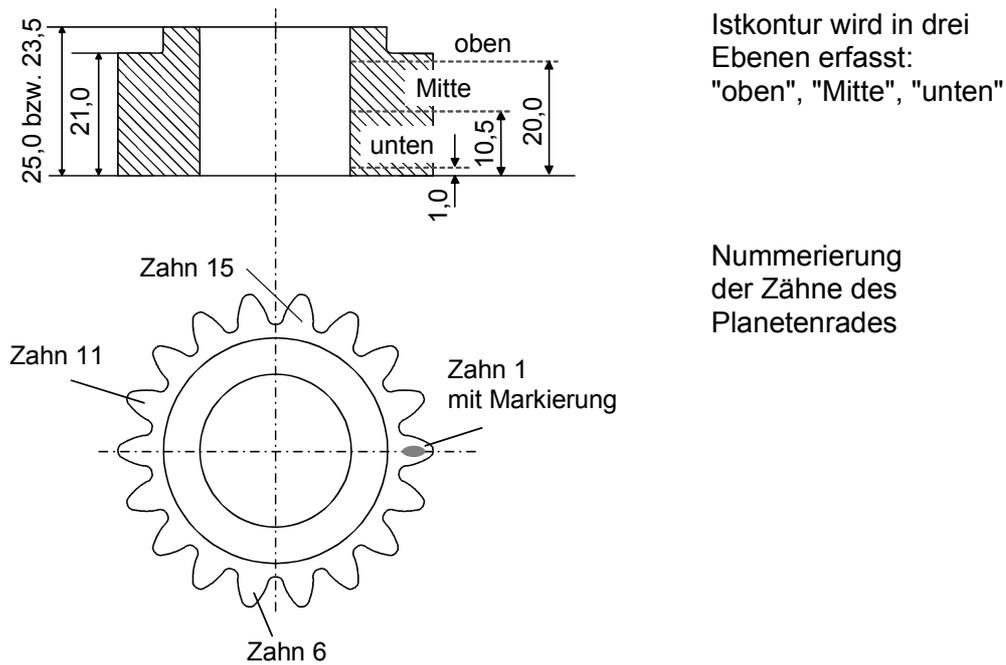


Abbildung 75: Vermessung der Planetenräder in drei Ebenen und Nummerierung der Zähne der Planetenräder

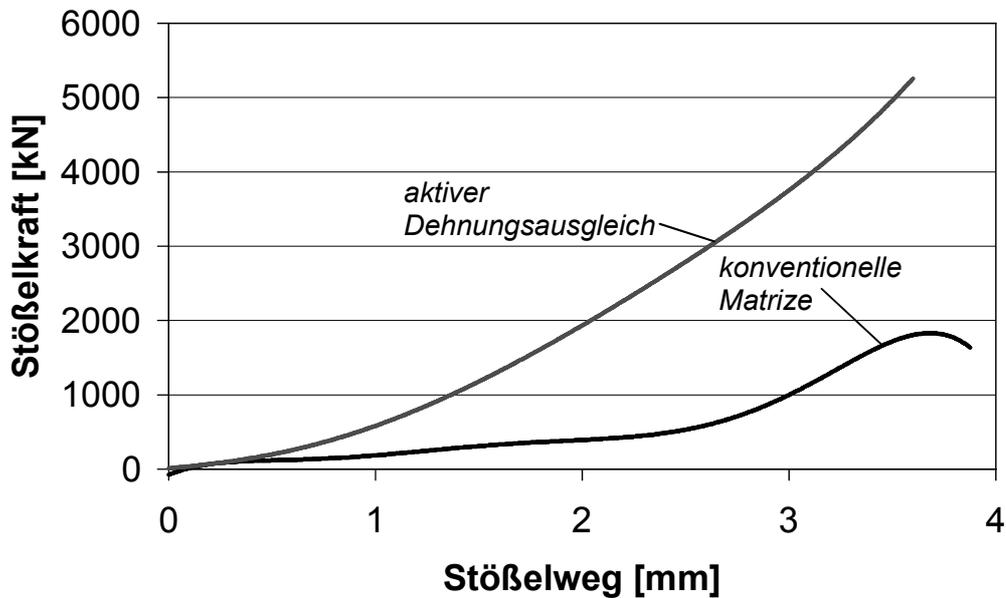


Abbildung 76: Gegenüberstellung der Verläufe der beim Kaltkalibrieren mit korrigierter konventioneller Matrize und mit aktivem Dehnungsausgleich gemessenen Stößelkräfte

R: rechte Zahnflanke; L: linke Zahnflanke

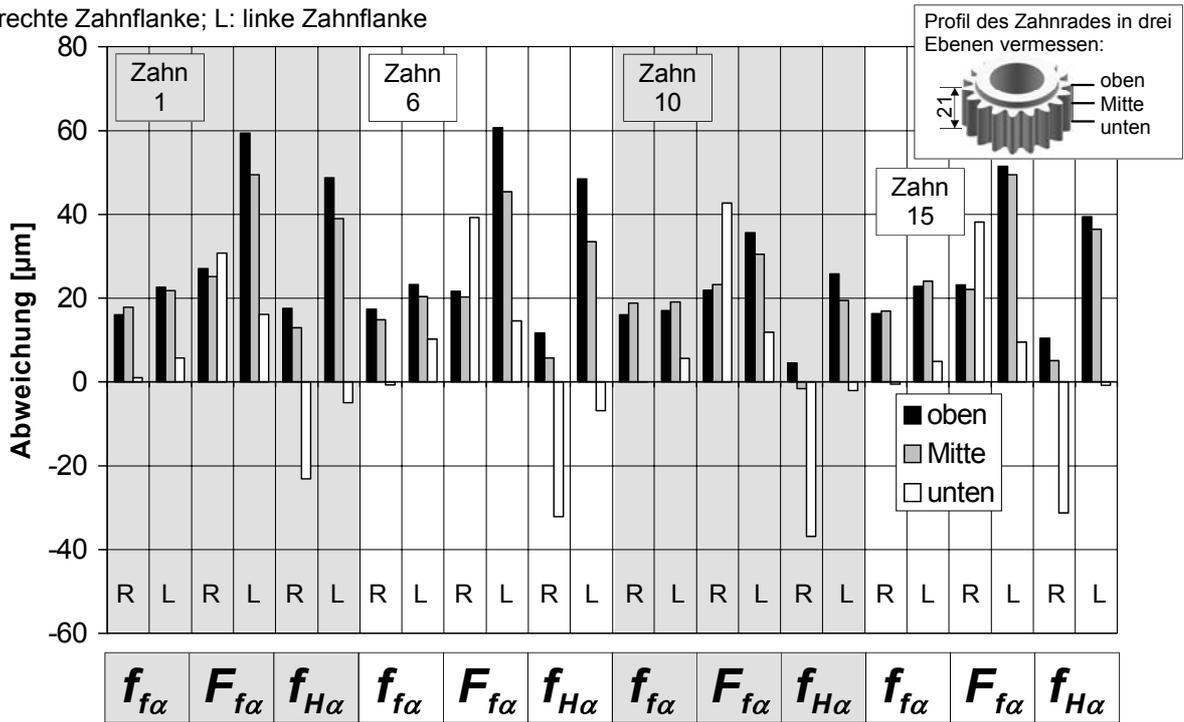


Abbildung 77: Durchschnittliche Profil-Formabweichung $f_{f\alpha}$, Profil-Gesamtabweichung $F_{f\alpha}$ und Profil-Winkelabweichung $f_{H\alpha}$ der mit der korrigierten konventionellen Matrize kaltkalibrierten Zahnräder für vier ausgewählte Zähne

R: rechte Zahnflanke; L: linke Zahnflanke

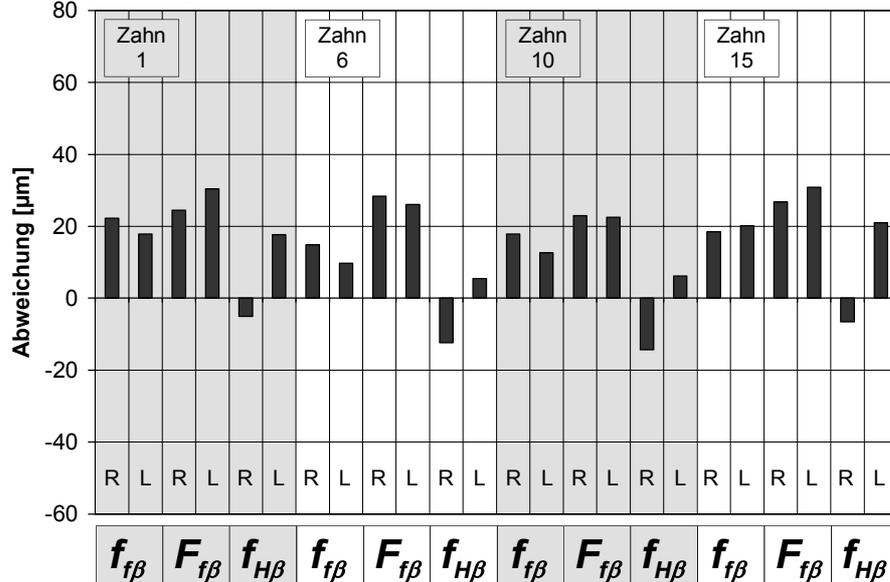


Abbildung 78: Durchschnittliche Flankenlinien-Formabweichung $f_{f\beta}$, Flankenlinien – Gesamtabweichung $F_{f\beta}$ und Flankenlinien -Winkelabweichung $f_{H\beta}$ der mit der korrigierten konventionellen Matrize kaltkalibrierten Zahnräder für vier ausgewählte Zähne

R: rechte Zahnflanke; L: linke Zahnflanke

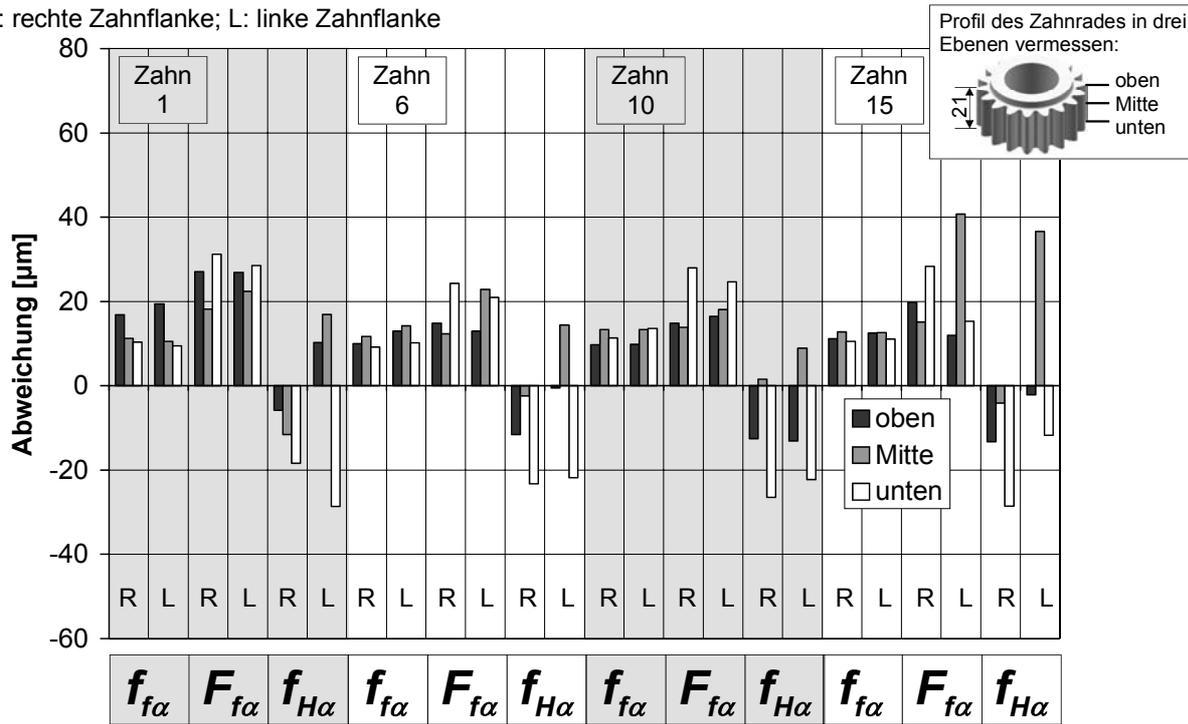


Abbildung 79: Durchschnittliche Profil-Formabweichung $f_{f\alpha}$, Profil-Gesamtabweichung $F_{f\alpha}$ und Profil-Winkelabweichung $f_{H\alpha}$ der mit aktivem Dehnungsausgleich kaltkalibrierten Zahnräder für vier ausgewählte Zähne

R: rechte Zahnflanke; L: linke Zahnflanke

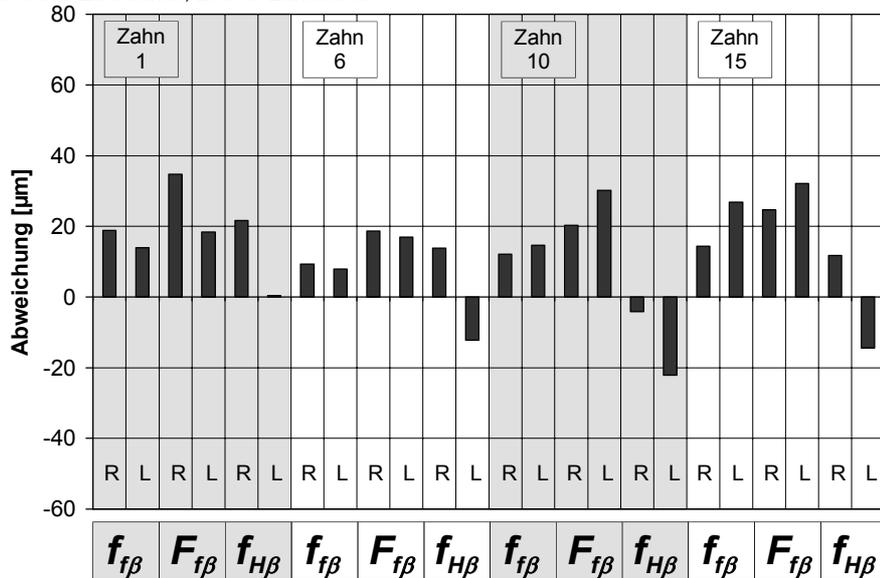


Abbildung 80: Durchschnittliche Flankenlinien-Formabweichung $f_{f\beta}$, Flankenlinien -Gesamtabweichung $F_{f\beta}$ und Flankenlinien -Winkelabweichung $f_{H\beta}$ der mit aktivem Dehnungsausgleich kaltkalibrierten Zahnräder für vier ausgewählte Zähne

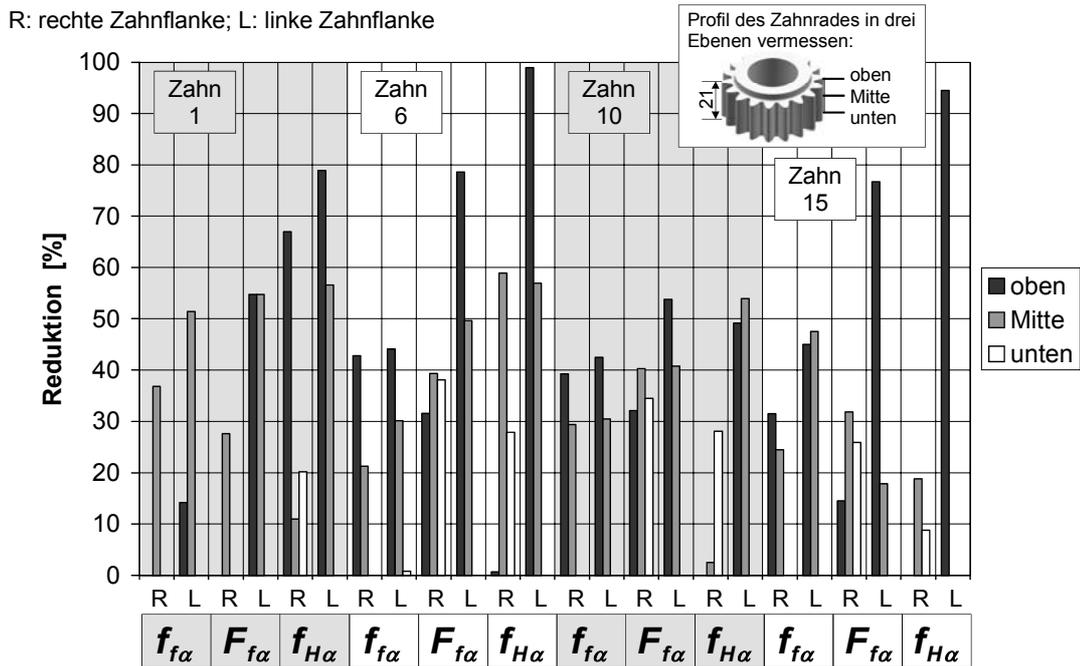


Abbildung 81: Durchschnittliche Reduktion der Profil-Formabweichung $f_{f\alpha}$, Profil-Gesamtabweichung $F_{f\alpha}$ und Profil-Winkelabweichung $f_{H\alpha}$ durch die Verwendung des aktiven Dehnungsausgleichs (eine Reduktion um 100% entspricht einer Reduktion des durchschnittlichen Fehlers auf Null)

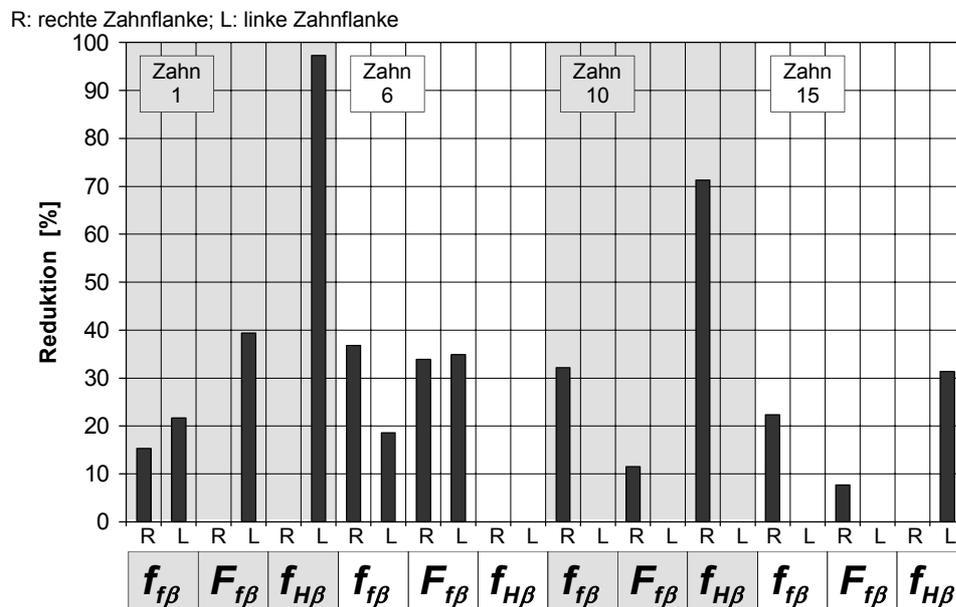


Abbildung 82: Durchschnittliche Reduktion der Flankenlinien-Formabweichung $f_{f\beta}$, Flankenlinien -Gesamtabweichung $F_{f\beta}$ und Flankenlinien -Winkelabweichung $f_{H\beta}$ durch die Verwendung des aktiven Dehnungsausgleichs (eine Reduktion um 100% entspricht einer Reduktion des durchschnittlichen Fehlers auf Null)

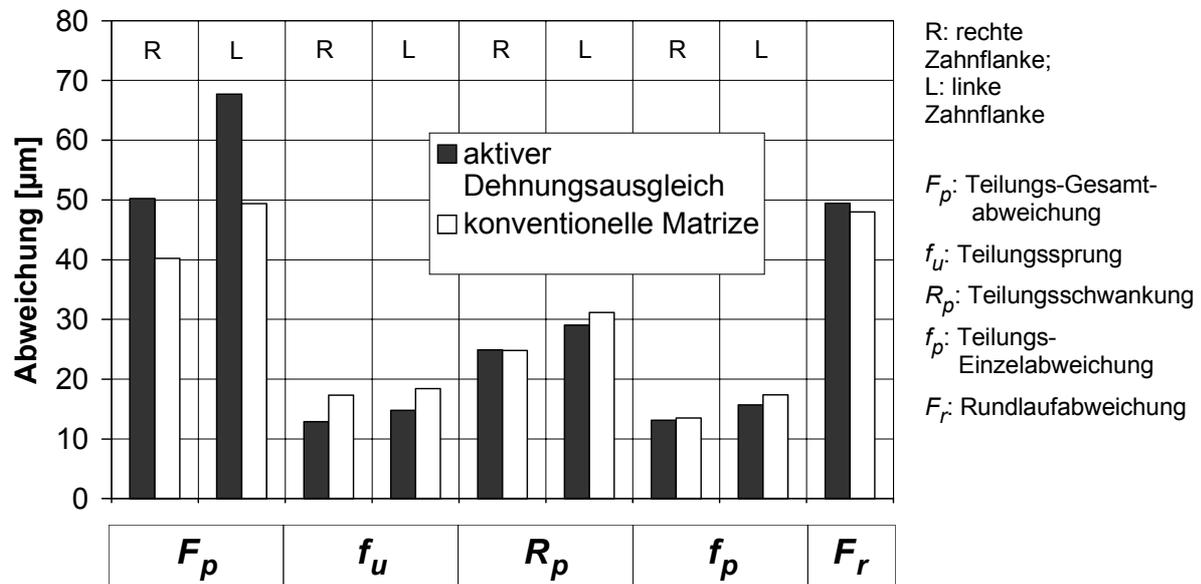


Abbildung 83: Gegenüberstellung der durchschnittlichen Teilungs- und Rundlaufabweichungen der mit korrigierter konventioneller Matrize und aktivem Dehnungsausgleich kaltkalibrierten Zahnräder

Literatur

- [1] BALENDRA, R.: *Nett-shape forming: state-of-the-art*.
Journal of Materials Processing Technology, Band 115 (2001) Heft 2, Seite 172-179.
- [2] BALENDRA, R.: *Overview of "Die-cavity elasticity considerations for nett-forming (DICAIVITY)"*.
Journal of Materials Processing Technology, Band 115 (2001) Heft 2, Seite 180-186.
- [3] BALENDRA, R.: *Economic considerations in die-form compensation for nett-forming*.
Journal of Materials Processing Technology, Band 115 (2001) Heft 2, Seite 260-263.
- [4] BALENDRA, R., OU, H.: *Influence of Forming Press Elasticity on the Accuracy of Formed Components*.
Advanced Technology of Plasticity 1996, Proc. of the 5th International Conference on
Technology of Plasticity, Columbus, Ohio, USA. 7.-10. Oktober, 1996, Band I (1996) Seite
291-294.
- [5] N.N.: *Vulkollan. Polyurethan-Elastomere auf Basis Desmodur 15 für höchste mechanische und dynami-
sche Beanspruchung*.
Produktinformation der Firma BAYER AG (1998), Leverkusen: BAYER AG, Geschäftsbe-
reich Polyurethane.
- [6] BOHNSACK, R.: *Untersuchungen zum Präzisions Schmieden von Laufverzahnungen*.
Dissertation (1999), Universität Hannover.
- [7] CAI, J.; HU, Z. M.; DEAN, T. A.: *A study of ironing as a cold post-process to achieve net-shape*.
Advanced Technology of Plasticity 1999, Proc. of the 6th Internat. Conf. on Technol. of
Plasticity, Nürnberg, 19.-24. September, 1999, Band II (1999) Seite 753-758, Berlin, Hei-
delberg, New York: Springer.
- [8] CANTA, T.; FRUNZA, D.; DRAGOSTE, A.: *Results on Closed-Die Forging Using Elastic Dies*.
Proc. of MATEHN'98, Cluj-Napoca, Rumänien, 10.-13. September, Band I (1998), Seite
307-312.
- [9] CANTA, T.; NOVEANU, D.: *Researches on Powder Metal Compaction Using an Elastic Die*.
Proc. of MATEHN'98, Cluj-Napoca, Rumänien, 10.-13. September, Band I (1998), Seite
507-512.
- [10] CANTA, T.; FRUNZA, D.: *Development of elastic die for powder pressing of aluminium metal matrix
composites*.
Powder Metallurgy, Band 40 (1997) Heft 3, Seite 189-192.
- [11] CANTA, T.: *Research on using the elastic dies for metals plastic deformation*.
Metallurgy and New Materials Researches, Vol. V, No. 1 (1997), Seite 18-26.

- [12] CHANG, Y. C.; HU, Z. M.; KANG, B. S.; DEAN, T. A.: *A study of cold ironing as a post-process for net-shape manufacture.*
International Journal of Machine Tools and Manufacture, Band 42 (2002) Heft 8, Seite 945-952.
- [13] DEAN, T. A.; HU, ZHONGMIN: *Net-shape forged gears - The state of the art.*
Gear Technology, Band 19 (2002) Heft 1, Seite 26-30.
- [14] DEAN, T. A.: *The relation of die design to process characteristics in near net-shape forging.*
Proc. of ICIT 2001, 3rd Internat. Conf. on Industrial Tools, TECOS, Celje, Slowenien, 22.-26. April, 2001, (2001) Seite 25-30.
- [15] DIETZE, M.: *Entwicklung präzisionsgeschmiedeter Serienteile.*
Schmiede-Journal, (2002) Heft September, Seite 26-27.
- [16] Norm DIN 3960: *Toleranzen für Stirnradverzahnungen. Toleranzen für Abweichungen einzelner Bestimmungsgrößen.* Berlin (1978): Beuth Verlag.
- [17] Norm DIN 3961: *Begriffe und Bestimmungsgrößen für Stirnräder (Zylinderräder) und Stirnradpaare (Zylinderradpaare) mit Evolventenverzahnung.* Berlin (1987): Beuth Verlag.
- [18] Norm DIN 3962: *Toleranzen für Stirnradverzahnungen. Grundlagen.* Berlin (1978): Beuth Verlag.
- [19] BAUMGARTEN, J.; DOEGE, E.; NEUMAIER, T.: *The Concept of Active Deflection Compensation and its Application in Precision Forging.*
Tagungsband: 10th International Conference on Precision Engineering (ICPE), Yokohama, Japan, 18.-20. Juli, 2001, Seite 27-31, Boston, Dordrecht, London: Kluwer Academic Publishers.
- [20] DOEGE, E.; DITTMANN, J.; SILBERNAGEL, C.: *Neue Wege beim Präzisions Schmieden von PKW-Gangrädern.*
UTF science, Band 2 (2001) Heft I, Seite 32-38.
- [21] DOEGE, E.; MEYER-NOLKEMPER, H.; SAEED, I.: *Fließkurvenatlas metallischer Werkstoffe.*
München (1986): Carl Hanser Verlag.
- [22] DOHMANN, F.: *Untersuchung der Prozesskette Umformen – Härten – Hartnachbearbeiten zur Herstellung einbaufertiger Laufverzahnungen.*
Forschungsbericht über das im Rahmen des Verbundprojektes „Kaltmassivumformen“ (Vorhaben 02FT49210) vom BMFT geförderte gleichnamige Teilprojekt (1994), Universität Gesamthochschule Paderborn.
- [23] DOUGLAS, R.; KUHLMANN, D.: *Guidelines for precision hot forging with applications.*
Proc. of 4th Int. Conf. on Cold, Warm and Hot Forging Technology, Columbus, USA, 12.-14. Oktober, 1998, Journal of Materials Processing Technology, Band 98 (2000) Heft 2, Seite 182-188.

- [24] DREYER, G.; BAUMGARTEN, J.: *Untersuchungen zum Formfüllungsverhalten beim Präzisionsschmieden von Verzahnungen.*
UTF science, Band 3 (2002) Heft III, Seite 16-20.
- [25] DREYER, G.: *Untersuchungen zur Herstellung von komplexen Antriebsbauteilen durch Präzisionsschmieden.*
Dissertation (2002), Universität Hannover.
- [26] N. N.: EXTRUDEHONE.
Produktinformation der Firma EXTRUDE HONE GmbH (2002), Remscheid:
EXTRUDE HONE GmbH.
- [27] GEIGER, R.; HÄNSEL, M.: *Von Near-Net-Shape zu Net-Shape beim Kaltfließpressen - Stand der Technik.*
Tagungsband: Neuere Entwicklungen in der Massivumformung, Fellbach, 13.-14. Juni, 1995, (1995) Seite 435-456, Oberursel: DGM Informationsgesellschaft.
- [28] GUTMANN, P.; ZITZ, U.: *Leicht und hochbelastbar: Präzisionsgeschmiedete Getriebeteile.*
Umformtechnik, Band 33 (1999) Heft 4, Seite 16-18.
- [29] HEINZE, R.: *Taumelpressen geradverzahnter Zylinderräder.*
Dissertation (1999), RTWH Aachen.
- [30] HELLFRITZSCH, U.; STREHMEL, P.: *Walzen statt spanen in der Stirnradfertigung.*
WB Werkstatt und Betrieb, Band 135 (2002) Heft 3, Seite 54-56.
- [31] HERLAN, T.: *Warm forging of straight tooth bevels for the utility vehicle's production.*
Advanced Technology of Plasticity 1999, Proc. of the 6th Internat. Conf. on Technol. of Plasticity, Nürnberg, 19.-24. September, 1999, Band II (1999) Seite 767-778, Berlin, Heidelberg, New York: Springer.
- [32] N. N.: *Massivumformtechniken für die Fahrzeugindustrie: Verfahren, Werkstoffe und Entwicklung / Hirschvogel.*
Landsberg/Lech (2001): Verlag Moderne Industrie.
- [33] HOLOWINA, B. P.: *Balanced die method for metal powder compaction.*
Powder Metallurgy Vol. 39, (1996) Seite 207-209.
- [34] HONEGGER, H.-R.: *Taumel-Kaltumformen.*
Tagungsband: 1. Fachtagung inkrementelle Umformtechnik am PtU Darmstadt, Darmstadt, 11.-12. September, 2002, (2002) PtU Darmstadt.
- [35] N. N.: IFUM IM PROFIL.
Imagebroschüre des INSTITUTS FÜR UMFORMTECHNIK UND UMFORMMASCHINEN (IFUM) DER UNIVERSITÄT HANNOVER (2002), Hannover: IFUM.

- [36] JUSTUS, H.; KASSNER, P., MÜLLER, D.: *Verfahren zum Kalibrieren von Werkstücken mit einer profilierten Außenkontur.*
Offenlegungsschrift DE 195 23 689 A 1 (1997), Deutsches Patentamt.
- [37] JUSTUS, H.; KASSNER, P., MÜLLER, D.: *Verfahren und Vorrichtung zur Herstellung von außenprofilierten Werkstücken.*
Offenlegungsschrift DE 195 23 690 A 1 (1997), Deutsches Patentamt.
- [38] JÜTTE, F.; HELMRICH, I.; STELLBRINK, B.; STUKE, S.: *Fließpressen von Verzahnungen mit hoher Genauigkeit ist eine Alternative zum Spanen.*
Maschinenmarkt, Würzburg, Band 105 (1999) Heft 29, Seite 20-22.
- [39] JÜTTE, F.; SONNENBERG, M.: *Fließpressen von Mehrfachverzahnungen.*
Umformtechnik 1 (1997), Seite 26-29.
- [40] JÜTTE, F.: *Aktive Matrixe zur Prozessregelung in der Umformtechnik.*
Umformtechnik 27 (1993), Seite 207-210.
- [41] JÜTTE, F.: *Beitrag zum Präzisionsumformen von Stirnradverzahnungen.*
Dissertation (1986), Universität Gesamthochschule Paderborn.
- [42] KEPPLER-OTT, T.; Siegert, K.: *Compensation of the press frame Expansion for cold extrusion dies.*
Proc. of 10th Internat. Cold Forging Congress 2000, Fellbach, 13.-15. September, 2000,
VDI-Berichte, Band 1555 (2000) Seite 119-135, Düsseldorf: VDI-Verlag.
- [43] KLOCKE, F.; KÖNIG, W.; SWEENEY, K.; RAEDT, H. W.: *Kaltfließgepresste Zähne: Bauteile mit Biß.*
Umformtechnik 2000 Plus, Festschrift zu Ehren von Prof. Kurt Lange, Erlangen, 1999,
(1999) Seite 179-186, Bamberg: Meisenbach.
- [44] KOLL, W.: *Kaltfließpressen von Bauteilen mit Verzahnungen.*
Dissertation (1990), RTWH Aachen.
- [45] KRAPPENBAUER, H.: *Kaltwalzen von Verzahnungen: Umformen statt Zerspanen.*
Industrie Anzeiger, Band 105 (1983) Heft 41, Seite 48-51.
- [46] LAHOTI, G. D.; ALTAN, T.: *Prediction of Metal Flow and Temperatures in Axisymmetric Deformation Process.*
Advances in Deformation Processing, New York, London (1978): Plenum Press, Seite 99-125.
- [47] LANGE, K. (Hrsg.): *Umformtechnik. Handbuch für Industrie und Wissenschaft. Band 2: Massivumformung.*
Berlin, Heidelberg (1988): Springer.
- [48] LAUFER, M.: *Untersuchungen über das Kaltfließpressen gerad- und schrägverzahnter Stirnräder.*
Dissertation (1991), Universität Gesamthochschule Paderborn.

- [49] LENNARTZ, J.: *Kaltfließpressen von gerad- und schrägverzahnten Getriebewellen*.
Dissertation (1995), RWTH Aachen.
- [50] LONG, H.; BALENDRA, R.: *Evaluation of elasticity and temperature effects on the dimensional accuracy of back-extruded components using finite element simulation*.
Metal Forming 98. Proc. of the 7th Internat. Conf. on Metal Forming, Univ. Birmingham, GB, 1.-3. September, 1998, Journal of Materials Processing Technology, Band 80-81 (1998), Seite 665-670.
- [51] LONG, H.; BALENDRA, R.: *FE simulation of the influence of thermal and elastic effects on the accuracy of cold-extruded components*.
Journal of Materials Processing Technology, Band 84 (1998) Heft 1-3, Seite 247-260.
- [52] LU, X.; BALENDRA, R.: *Finite element simulation for die-cavity compensation*.
Journal of Materials Processing Technology, Band 115 (2001) Heft 2, Seite 227-232.
- [53] LU, X.; BALENDRA, R.: *Temperature-related errors on aerofoil section of turbine blade*.
Journal of Materials Processing Technology, Band 115 (2001) Heft 2, Seite 240-244.
- [54] N. N.: *Nonlinear Finite Element Analysis of Elastomers*.
Informationsschrift der MARC ANALYSIS RESEARCH CORPORATION, Palo Alto, CA, USA (1996): MARC ANALYSIS RESEARCH CORPORATION.
- [55] MARCINIAK, Z.: *The Influence of the Type of Motion of the Tools on the Cold or Warm Metal Forming Process*.
Proc. of 4th International Conference on Production Engineering, Tokyo, 1980.
- [56] NEUMAIER, T.: *Optimierung der Verfabrensauswahl von Kalt-, Halbwarm- und Warmmassivumformverfahren*.
Dissertation (2003), Universität Hannover.
- [57] OSAKADA, K.: *New methods of precision forging*.
Advanced Technology of Plasticity 1999, Proc. of the 6th Internat. Conf. on Technol. of Plasticity, Nürnberg, 19.-24. September, 1999, Band II (1999) Seite 735-740, Berlin, Heidelberg, New York: Springer.
- [58] OU, H.; BALENDRA, R.: *Die-elasticity for precision forging of aerofoil sections using finite element simulation*.
Journal of Materials Processing Technology, Band 76 (1998) Heft 1-3, Seite 56-61.
- [59] N. N.: *Vulkollan[®] Diepothan[®] / Vulkocell[®] Diepocell[®]*.
Produktinformation der Fa. P+S POLYURETHAN-ELASTOMERE GMBH & CO. KG (2002), Diepholz: P+S POLYURETHAN-ELASTOMERE GMBH & CO. KG.

- [60] QIN, Y.; BALENDRA, R.: *FE simulation of the influence of die-elasticity on component dimensions in forward extrusion.*
International Journal of Machine Tools and Manufacture, Band 37 (1997) Heft 2, Seite 183-192.
- [61] ROSOCHOWSKI, A.: *Die compensation procedure to negate die deflection and component springback.*
Journal of Materials Processing Technology, Band 115 (2001) Heft 2, Seite 187-191.
- [62] ROSOCHOWSKI, A.; BALENDRA, R.: *Secondary yielding of forged components due to unloading.*
Journal of Materials Processing Technology, Band 115 (2001) Heft 2, Seite 233-239.
- [63] ROSOCHOWSKI, A.; BALENDRA, R.: *Effect of secondary yielding on nett-shape forming.*
Journal of Materials Processing Technology, Band 58 (1996) Heft 2-3, Seite 145-152.
- [64] RÜSCH, S.: *Kennzahlen zur Berücksichtigung des Maschineneinflusses beim Gesenkschmiedeprozess mit Grat.*
Dissertation (2002), Universität Hannover.
- [65] SADEGHI, M. H.; DEAN, T. A.: *The ejection of precision-forges straight and helical spur-gear forms.*
Journal of Materials Processing Technology, Band 31 (1992) Heft 1-2, Seite 147-160.
- [66] SAECHTLING, H.: *Kunststoff Taschenbuch.*
25. Ausgabe (1992), München, Wien: Carl Hanser Verlag.
- [67] SCHMIEDER, F.: *Beitrag zur Fertigung von schrägverzahnten Stirnrädern durch Fließpressen.*
Dissertation (1992), Universität Stuttgart.
- [68] SCHÖCK, J.; KAMMERER, M.: *Verzahnungsherstellung durch Querfließpressen.*
Umformtechnik, Band 34 (2000) Heft 1, Seite 70,73-74,76.
- [69] SHIRAIISHI, M.; KAWASAKI, K.; OSAKADA, K.: *A new die structure for compensating dimensional error in cold extrusion and drawing.*
Advanced Technology of Plasticity 1990, Proc. of the 3rd Int. Conf. of The Jap. Soc. for Technology of Plasticity, Kyoto, Japan, 1.-6. Juli, 1990, Band 1 (1990), Seite 429-434.
- [70] SIEBEL, E.; KOBITZSCH, R.: *Die Erwärmung des Ziehgutes beim Drahtziehen.*
Stahl und Eisen 63 (1963), Seite 110-113.
- [71] STANDRING, P.: *Neue und zukünftige Entwicklungen im Rotary Forging.*
Tagungsband: Neuere Entwicklungen in der Massivumformung, Internat. Konferenz, IFU Stuttgart, DGM Frankfurt, Fellbach/Stuttgart, 15.-16. Mai, 2001, (2001) Seite 347-370.
- [72] STREHL, R.: *Umformtechnische Herstellung von Zahnrädern (Studie).*
Abschlussbericht Forschungsvorhaben 219 (1992), Laboratorium für Werkzeugmaschinen und Betriebslehre der RWTH Aachen.
- [73] SWEENEY, K.: *Kaltfließpressen von Schrägverzahnungen.*
Dissertation (2000), RTWH Aachen

-
- [74] SZENTMIHÁLYI, V.: *Beitrag der Prozesssimulation zur Entwicklung komplexer Kaltumformteile*. Dissertation (1994), Universität Stuttgart.
- [75] Norm VDI/VDE 2607: *Rechnerunterstützte Auswertung von Profil- und Flankenlinienmessungen an Zylinderrädern mit Evolventenprofil*. Berlin (2000): Beuth Verlag.
- [76] Norm VDI/VDE 2612: *Profil- und Flankenlinienprüfung an Zylinderrädern mit Evolventenprofil*. Berlin (2000): Beuth Verlag.
- [77] Norm VDI 3176: *Vorgespannte Presswerkzeuge für das Kaltmassivumformen*. Berlin (1986): Beuth Verlag.
- [78] WESTERKAMP, C.: *Präzisionsschmieden verzahnter Antriebs Elemente am Beispiel schrägverzahnter Zahnräder*. Dissertation (1996), Universität Hannover.
- [79] WHITTAKER, D.: *Competition between powder metallurgy and steel forgings*. Steel Times, Band 223 (1995) Heft 5, Seite 184, 186-187.
- [80] WIARDA, M.: *Rechnerunterstützte Konstruktion von Gravuren für das Präzisionsschmieden von Zahnrädern*. Dissertation (1997), Universität Hannover.

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name: Jens Baumgarten
Geburtsdatum: 23.05.1973
Geburtsort: Hildesheim
Familienstand: ledig

Schulbildung

1979 – 1980 Grundschole Nordstemmen
1980 – 1983 Grundschole Himmelsthür
1983 – 1985 Orientierungsstufe Himmelsthür
1985 – 1992 Gymnasium Himmelsthür
19.05.1992 Abschluss: Abitur

Grundwehrdienst

1992 – 1993 Instandsetzungsausbildungskompanie 6/1, Hannover

Studium

WS 93/94 – SS 99 Studium des Maschinenbaus an der Technischen
Universität Braunschweig
Fachrichtung: Werkstoffe und Fertigung
WS 96/97 – SS 97 Auslandssemester an der University of Glasgow,
Schottland
SS 98 Experimentelle Studienarbeit bei der Salzgitter AG,
Salzgitter
SS 99 Diplomarbeit am Fraunhofer Institut für
Werkstoffmechanik, Freiburg i. Brsg.
09.08.1999 Abschluss: Diplom-Ingenieur

Beruf

seit 01.09.1999 Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für
Umformtechnik und Umformmaschinen der Universität
Hannover, Abteilung Numerische Methoden
seit 01.06.2001 Leiter der Abteilung Numerische Methoden