

Lehrstuhl für Umformtechnik

Department Product Engineering,
Montanuniversität Leoben



DIPLOMARBEIT

Alternative Verfahren zum Nachverdichten von Zahnrädern aus P/M – Werkstoffen

Florian Planitzer

Studienrichtung Montanmaschinenwesen

November 2007

Danksagung

„Lehrjahre sind keine Herrenjahre“, weiß der Volksmund. Umso schöner ist es, wird einem in eben dieser Zeit Unterstützung zu Teil. Diese durfte ich reichlich erfahren. Gedankt sei an dieser Stelle den Herren Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. mont. Bruno Buchmayr und aO. Univ. Prof. Dipl.-Ing. Dr. mont. Reinhold Ebner für das in mich gesetzte Vertrauen und die Chance mich als Mitarbeiter am Lehrstuhl für Umformtechnik der Montanuniversität Leoben und im Materials Center Leoben Forschung GmbH zu bewähren.

Besonders gedankt sei hier meinem Betreuer Herrn Dipl.-Ing. Dr. mont. Thomas Hatzenbichler, der mir die Einarbeitungsphase durch zahlreiche nützliche Ratschläge wesentlich vereinfachte, mich eine effektive wissenschaftliche Arbeitsmethodik lehrte, und auch außerhalb der Dienstzeiten stets erreichbar war.

Dank gebührt der Miba Sinter Austria GmbH, die diese Arbeit erst ermöglichte. Hier sei ein besonderes Danke an Herrn Dipl.-Ing. Horst Rößler und Herrn Dipl.-Ing. Christian Sandner ausgesprochen, die mir ratvoll zur Seite standen und die vorliegende Arbeit um den Aspekt der industriellen Praxis bereicherten.

Höchster Dank gilt meinen Eltern für die langjährige Begleitung und Unterstützung während meiner gesamten Ausbildung. Danke, dass ihr auf so manchen Luxus verzichtet habt, um mir und meinen Brüdern eine erstklassige Ausbildung Teil werden zu lassen.

Für die schönen Zeiten im Studium danke ich meinen Kommilitonen, den Bewohnern des ÖH-Heimes, meinen Freunden außerhalb der Universität und ganz besonders meiner Lebensgefährtin Daniela.

Eidesstattliche Erklärung

Ich erkläre an Eides statt, dass die vorliegende Diplomarbeit über das Thema

„Alternative Verfahren zum Nachverdichten von Zahnrädern aus P/M - Werkstoffen“

von mir unter Verwendung der angeführten Literaturquellen verfasst wurde.

Leoben, im November 2007

Kurzfassung

Gegenstand der vorliegenden Arbeit ist das Verdichten der Oberfläche von pulvermetallurgisch hergestellten Zahnrädern mittels umformtechnischer Verfahren. Das Hauptziel bestand im Finden eines umformtechnischen Prozesses, der P/M Zahnräder mit den für Hochleistungsanwendungen notwendigen mechanischen Eigenschaften versieht und zudem konkurrenzfähig zu bestehenden Verfahren ist. Um dieses Ziel zu erreichen, wurden bestehende Verfahren analysiert und neue Verfahren angedacht. Mittels FEM – Simulation und Umformversuchen wurden die neuen Verfahren auf ihre Praxistauglichkeit überprüft. Im direkten Vergleich der Verfahren wurden die aussichtsreichsten Prozesse ermittelt. Dabei zeigte sich, dass kein universaler Verdichtungsprozess für Zahnräder existiert. Es war aber möglich, optimale Verfahren für einzelne Verzahnungsarten zu finden. Daraus folgt, dass die Entscheidung für ein Oberflächenverdichtungsverfahren immer an Hand der zu fertigenden Produktpalette getroffen werden muss.

Abstract

The topic of the present work is the surface compaction of powder metallurgical gears using metal forming processes. The main task was the identification of a metal forming process, which provides P/M gear wheels with the required mechanical properties for high demand applications and which is competitive to existing procedures. To reach this goal, existing procedures were analyzed and new ones were developed. Using FEM - Simulations and forming trials, the feasibility of new procedures for daily use was verified. It was found, that no single universal compaction process for gear production is available. Nevertheless, optimal procedures for specific types of gears could be found. As a consequence, the decision for a specific surface compaction process has to be made focused on the target products.

Inhaltsverzeichnis

Danksagung	II
Eidesstattliche Erklärung	III
Kurzfassung	IV
Inhaltsverzeichnis	V
1 Einleitung und Zielsetzung	1
2 Herstellung und Eigenschaften von pulvermetallurgischen Komponenten	2
2.1 Herstellung pulvermetallurgischer Komponenten	2
2.2 Vor- und Nachteile der Pulvermetallurgie	4
2.3 Einfluss der Dichte auf die mechanischen Eigenschaften	6
2.4 Anwendung der Pulvermetallurgie	7
3 Verfahren zum Oberflächenverdichten von P/M Zahnrädern	10
3.1 Kalibrieren	10
3.2 Pulverschmieden	11
3.3 Walzen von P/M Komponenten	14
3.3.1 Axialwalzen von Zahnrädern	15
3.3.2 Querwalzen von Zahnrädern	17
3.4 Fließpressen von P/M Bauteilen	20
3.5 Kugelstrahlen von P/M Bauteilen	22
3.5.1 Konventionelles Kugelstrahlen	22
3.5.2 Ultraschall - Kugelstrahlen	23
4 Vertiefung und alternative Konzepte	25
5 Simulation des Rundschmiedens eines P/M Zahnrades	27
5.1 Simulationsmodell	27
5.2 Simulation mit Standardvorform	29
5.3 Erster Versuch der Vorformverbesserung	32
5.3.1 Ausgangssituation und Zielsetzung	32
5.3.2 Resultate	33
5.4 Zweiter Versuch der Vorformverbesserung	37
5.4.1 Ausgangssituation und Zielsetzung	37
5.5 Resultate	37
6 Simulation des Fließpressens eines P/M – Zahnrades	40

6.1	Simulationsmodell	40
6.2	Simulation mit Standardvorform	41
6.2.1	Allgemeine Beobachtungen	41
6.2.2	Geometrie, Dichteverteilung und Presskraft	41
6.3	Erster Versuch der Vorformverbesserung	46
6.3.1	Ausgangssituation und Zielsetzung	46
6.3.2	Resultate	47
6.4	Zweiter Versuch der Vorformverbesserung	51
6.4.1	Ausgangssituation und Zielsetzung	51
6.4.2	Resultate	51
7	Halbwarmumformversuche	55
7.1	Hintergrund und angedachte Anwendung	55
7.2	Versuchskonzept	55
7.3	Versuchsdurchführung	56
7.4	Auswertung der Fließkurven	57
7.5	Einfluss der Umformtemperatur auf die Porosität	60
7.5.1	Methodik	60
7.5.2	Analyse des Bereichs A	63
7.5.3	Analyse des Bereichs B	66
8	Verfahrensvergleich	68
8.1	Bewertungsmatrix und Bewertungsprozess	68
8.2	Bewertungskriterien	69
8.2.1	Prozesskennwerte	69
8.2.2	Fertigung	70
8.2.3	Anlagentechnik	70
8.3	Beurteilung der einzelnen Verfahren	71
8.3.1	Querwalzprozess	73
8.3.2	Axialwalzen	74
8.3.3	Querwalzen plus Halbwarmumformung	75
8.3.4	Fließpressen	75
8.3.5	Rundschmieden	76
8.3.6	Kugelstrahlen	78
8.3.7	Ultraschallkugelstrahlen	79
8.4	Abschließender Vergleich der Verfahren	80

9	Zusammenfassung und Ausblick	82
10	Literaturverzeichnis	87

1 Einleitung und Zielsetzung

Die Pulvermetallurgie erfuhr in den vergangenen Jahren ein rasches Wachstum im Bereich des Automobilbaus [Tra06]. Dieser stellt mittlerweile den Hauptabsatzmarkt pulvermetallurgischer Bauteile dar [Wal07]. War der Einsatz pulvermetallurgischer Bauteile anfangs auf gering belastete Komponenten beschränkt, finden diese nun verstärkt Anwendung im Hochleistungsbereich [Lor95]. Die momentan am häufigsten im Automobilbau verwendeten pulvermetallurgischen Komponenten sind Zahnräder, die erfolgreich im Motoren- und Getriebebau eingesetzt werden [Wal07].

Grund dafür sind die mittlerweile erreichbaren, hohen Festigkeiten. Diese sind zwar in der Zusammensetzung der Legierung verankert, ändern sich jedoch deutlich mit der lokalen Dichte im Bauteil. Durch Erhöhen der Dichte auf Werte nahe der Volldichte erfahren Sinterbauteile einen linearen Anstieg in Zugfestigkeit, Fließspannung, E – Modul und Härte. Ein noch stärkeres Anwachsen verzeichnen die Dauerfestigkeit, Bruchdehnung und Kerbschlagzähigkeit [Lim07, Lor95, Par00, San02].

Um nahezu porenfreie Bauteile herzustellen, ist es notwendig, die Sintertechnik mit umformenden Fertigungsverfahren zu kombinieren. Allerdings müssen diese nicht das gesamte Sinterteil verdichten. Da die höchsten Spannungen im Betrieb meist in oberflächennahen Regionen auftreten, reicht es aus, die hochbelasteten Bereiche mit hoher Dichte, und somit verbesserten mechanischen Eigenschaften, auszustatten [Lor05, Thi04]. Im Blickpunkt dieser Arbeit stehen daher Prozesse, die in der Lage sind, hohe Dichten in den Randschichten von Zahnrädern zu generieren. Im Einsatz erfahren Zahnräder hohe Belastungen an der Oberfläche durch den aus der Abrollbewegung resultierenden Hertzschen Kontakt [Her82].

Für die Herstellung oberflächenverdichteter Zahnräder existieren mehrere konkurrierende Verfahren. In der vorliegenden Arbeit wird eine Antwort auf die Frage nach dem optimalen Verfahren gesucht. Dazu werden zuerst die grundlegenden Verdichtungsmechanismen und bestehende Verfahren betrachtet. Dem folgt das Andenken und Verifizieren neuer Prozesse mittels FEM – Simulation und Umformversuchen. Den Abschluss bildet ein direkter Vergleich bestehender und möglicher neuer Verfahren.

2 Herstellung und Eigenschaften von pulvermetallurgischen Komponenten

2.1 Herstellung pulvermetallurgischer Komponenten

Die Pulvermetallurgie (P/M) ist ein urformendes Verfahren, welches aus Pulvern unter Anwendung von Druck und/oder Temperatur Halbzeuge oder Fertigteile herstellt, ohne dass alle Pulverkomponenten in den schmelzflüssigen Zustand übergehen. Dies ermöglicht die pulvermetallurgische Verbindung von schmelztechnisch nicht verträglichen Komponenten [Sch07].

Der Prozessablauf der Pulvermetallurgie besteht aus fünf Verfahrensschritten (Abbildung 1):

1. Pulverherstellung
2. Pulveraufbereitung, Mischen
3. Pulverpressen, Verdichten
4. Sintern oder Drucksintern
5. gegebenenfalls Nachbearbeitung

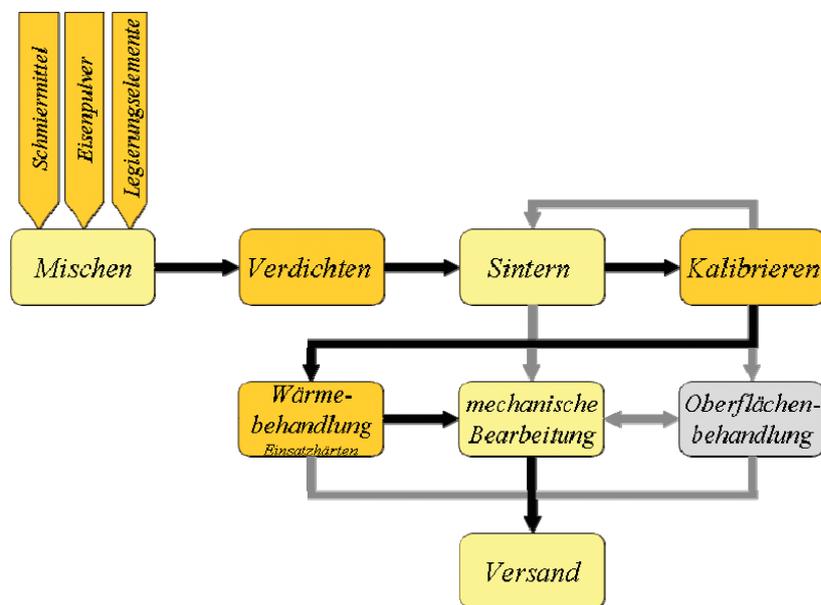


Abbildung 1: Verfahrensschritte der Pulvermetallurgie [Wal07].

Die Pulverherstellung kann auf mechanische oder physikalisch-chemische Weise erfolgen. Als mechanische Methoden kommen das Zerkleinern von Mahlgut in Mühlen und das Zerstäuben von Schmelzen zum Einsatz. Zur Pulvergewinnung durch physikalisch-chemische

Methoden werden die Reduktion, die Elektrolyse, das Fällungsverfahren, sowie die thermische Zersetzung und die Kondensation angewandt. Für die Reduktion werden reine Oxide oder reine Eisenerze verwendet. Von industriell größter Bedeutung ist das Höganäs Reduktionsverfahren, mit dem 40 bis 50 % des weltweiten Eisenpulverbedarfes gedeckt werden [Geb07, Lim07, Sch07].

Die Pulveraufbereitung besteht aus dem Mischen des Basispulvers mit den Legierungselementen und Gleitmitteln. Damit die Eigenschaften im Sinterbauteil keinen örtlichen Schwankungen unterliegen, ist eine gleichmäßige Durchmischung notwendig. Durch das Gleitmittel wird zusätzlich ein Entmischen von Partikeln aufgrund unterschiedlicher Dichte oder Größe verhindert [Geb07, Lim07, Sch07].

Ziel des Verfahrensschrittes des Pulverpressens ist die Herstellung eines Formkörpers. Dazu wird das mit einem Bindemittel versehene Pulver in einen Matrizenraum eingefüllt und zu einem Körper losen Zusammenhaltes verdichtet. Der so entstandene Pressling wird auch als Grünling bezeichnet [Geb07, Lim07, Sch07].

Im anschließenden Sinterschritt geht das Pulver durch thermisch aktivierte Stofftransporte in den energieärmeren Zustand des Festkörpers über. Dabei werden die Dichte des Bauteils und die Kontakte zwischen einander berührenden Teilchen erhöht. Die typischen Sintertemperaturen für Metalle betragen 60 bis 80 % ihres Schmelzpunktes in Grad Kelvin (Tabelle 1).

Für Formkörper, die bei Raumtemperatur nicht hinreichend verdichtet werden können, kommt das Drucksintern zum Einsatz. Dieses Verfahren nutzt zusätzlich zum Druck thermische Energie zum Verdichten der Bauteile. Mit dem Sintern geht stets eine Schwindung des Bauteils einher, welche zu Maßungenauigkeiten führt. Durch Nachbearbeitungsverfahren kann die durch das Sintern verloren gegangene Präzision wieder hergestellt werden und/oder die Festigkeit des Bauteils gesteigert werden [Geb07, Lim07, Sch07].

Neben dem Begriff Pulvermetallurgie wird häufig die Bezeichnung Sintertechnik verwendet. Gemäß Definition bezeichnet die Sintertechnik jedoch alle Verfahrensschritte zur Herstellung eines Bauteils aus Pulvern mit Ausnahme der Pulvererzeugung [Lim07].

Tabelle 1: Sintertemperaturen für einige technische Sinterwerkstoffe [Geb07].

Werkstoff	Sintertemperatur [°C]
Aluminium-Legierung	590 bis 620
Bronze	740 bis 780
Messing	890 bis 710
Neusilber	860 bis 930
Eisen	1120 bis 1280
Eisen-Kupfer	1120 bis 1280
Eisen-Kupfer-Nickel	1120 bis 1280
Eisen-Kohlenstoff	1120
Eisen-Kupfer-Kohlenstoff	1120
Eisen-Kupfer-Nickel-Kohlenstoff	1120
Eisen-Kupfer-Nickel-Molybdän (Distaloy)	1120 bis 1200
Eisen-Mangan	1280
Eisen-Chrom	1200 bis 1280
Eisen-Mangan-Kupfer	1120
Eisen-Chrom-Kupfer	1200 bis 1280
Eisen-Chromkarbid (Cr_3C_2)	> 1280
Eisen-Vandinkarbid	> 1280
Eisen-Wolframkarbid	> 1280
Eisen-Mangan-Chrom-Molybdän-Kohlenstoff	> 1280
Eisen-Mangan-Vanadium-Molybdän-Kohlenstoff	> 1280
Eisen-Chrom-Nickel (316 L)	1200 bis 1280
Eisen-Chrom (430L)	1200 bis 1280
Wolfram-Legierung	1400 bis 1500
Hartmetall	1200 bis 1400

2.2 Vor- und Nachteile der Pulvermetallurgie

Die Pulvermetallurgie ermöglicht eine endformnahe oder Endformfertigung von komplexen Geometrien bei hohem Automatisierungsgrad im großindustriellen Maßstab. Aufgrund der hohen Maßhaltigkeit und den engen erreichbaren Toleranzen ist oftmals eine weitere mechanische Bearbeitung des Sinterteils unnötig [Geb07, Klo07, Sch07, Wal07].

Ein großer Vorteil gegenüber der Schmelzmetallurgie ist das größere Werkstoffspektrum. Dieses resultiert aus der Möglichkeit schmelztechnisch nicht verträgliche Komponenten miteinander zu legieren. So sind unter anderem die günstigen Eigenschaften von Metallen mit den Vorzügen von Nichtmetallen durch gemeinsames Verpressen kombinierbar. Zudem können durch methodisches Verteilen von Material im Grünkörper beziehungsweise über nachbearbeitende Verfahren Eigenschaften im Sinterteil gezielt eingestellt werden [Geb07, Klo07, Schi07, Wal07].

Ein weiteres Merkmal der Pulvermetallurgie ist die hohe Werkstoffausnutzung, die auch in der Fertigung kleiner Komponenten erreicht wird und 100 % betragen kann. Durch den

Einsatz von Schutzgasen, reduzierender Gasatmosphären oder Vakuum während des Sintervorganges wird eine Verunreinigung des Sinterkörpers durch Oxide verhindert, und es werden keine Verunreinigungen in Form von Schlacken und Seigerungen gebildet [Geb07, Schi07, Wal07].

Ein kennzeichnendes Merkmal von Sinterbauteilen ist ihre Porosität, welche vor- wie nachteilig wirken kann. Die Porosität ist erwünscht, um das Gewicht des fertigen Bauteils zu reduzieren und ermöglicht zudem eine Ersparnis an Ausgangsmaterial. Überdies besitzen P/M Bauteile durch die Porosität schwingungsdämpfende Eigenschaften. Da aber die Porosität entscheidenden Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften des Bauteils hat, ist es ein Nachteil der Sintertechnik, dass ohne Nachbearbeitungsschritte keine porenfreien Bauteile hergestellt werden können [Geb07, Klo07, Schi07, Wal07].

Ein großer Nachteil im Vergleich zu Gießen besteht in der eingeschränkten Gestaltungsmöglichkeit von P/M Komponenten, die konstruktiven Einschränkungen, wie einzuhaltenden Querschnittsverhältnissen oder der Unmöglichkeit der Herstellung von Hinterschneidungen und Gewinden im Pressschritt, unterliegen. Weiters ist das maximale Bauteilgewicht durch die maximal verfügbare Presskraft der eingesetzten Pressen begrenzt [Geb07, Schi07, Wal07].

Gegen die Pulvermetallurgie sprechen die hohen Werkstoffkosten. Diese sind beträchtlich, auch wenn durch die Pulvermetallurgie oftmals Nachbearbeitungsschritte und dadurch Grundmaterial eingespart werden kann. Ursache dafür sind die erheblichen Kosten für das Pulver, an das hohe Ansprüche bezüglich Reinheit gestellt werden. Ebenfalls hohe Kosten resultieren aus dem Bedarf an hochpräzisen Werkzeugen und Pressen. Zudem werden hohe Anforderungen an die Reinlichkeit der Arbeitsumgebung gestellt [Geb07, Klo07, Schi07, Wal07].

2.3 Einfluss der Dichte auf die mechanischen Eigenschaften

Die Eigenschaften von Materialien, die pulvermetallurgisch hergestellt werden, sind neben ihrer Zusammensetzung und Mikrostruktur weitgehend bestimmt durch ihre Dichte. Für die Angabe der Dichte sind mehrere Bezeichnungen gebräuchlich (Klo07, Geb07).

- Theoretische Dichte

ρ_{theo} [g/cm³] ... Dichte eines porenfreien Pulverpresslings

- Dichte des Bauteils (Index S für Sinterdichte)

$$\rho_s = \frac{m}{V_a} \text{ [g/cm}^3\text{]} \quad \text{mit} \quad m \dots \text{Masse des Pulvers beziehungsweise Presslings} \quad (1)$$

V_a ... äußeres (umhüllendes) Volumen des Presslings

- Relative Dichte (RD)

$$\rho_{rel} = \frac{\rho_s}{\rho_{theo}} \text{ [1]} \quad (2)$$

- Porosität

$$f = 1 - \rho_{rel} \text{ [1]} \quad (3)$$

Das Gewicht, die Zugfestigkeit, die Fließspannung, die Härte und der E-Modul ändern sich linear über die Dichte, während die Dauerfestigkeit und die Bruchdehnung mit zunehmender Dichte stark ansteigen (Abbildung 2) [Lim07, Lor95, Par00, San02].

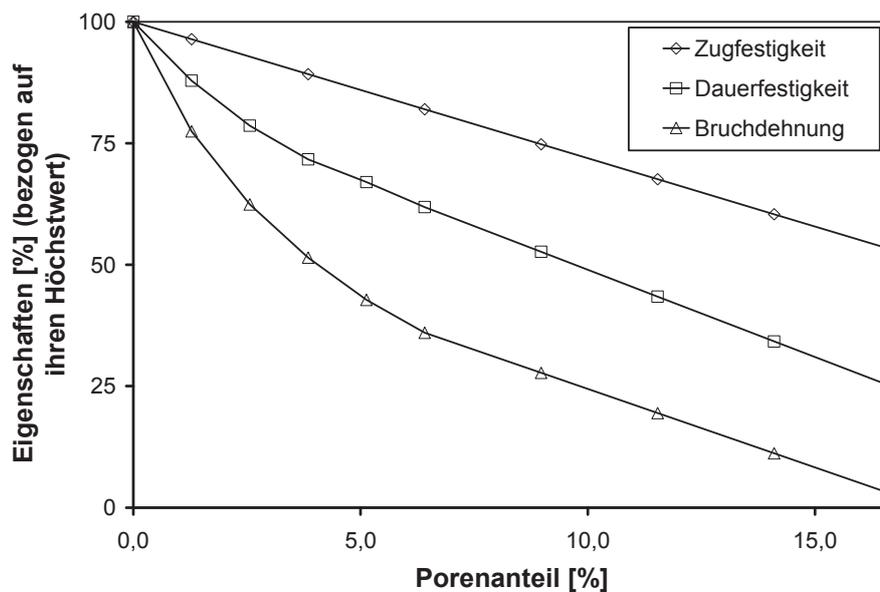


Abbildung 2: Mechanische Eigenschaften von Sinterbauteilen in Abhängigkeit ihrer Restporosität nach [San02].

Um nahezu porenfreie Bauteile herzustellen, ist es notwendig, die Sintertechnik mit umformenden Fertigungsverfahren zu kombinieren [Kön92]. Durch das Überlagern von hydrostatischen- und Scherspannungen ist es möglich, bis zur theoretischen Volldichte zu verdichten (Abbildung 3).

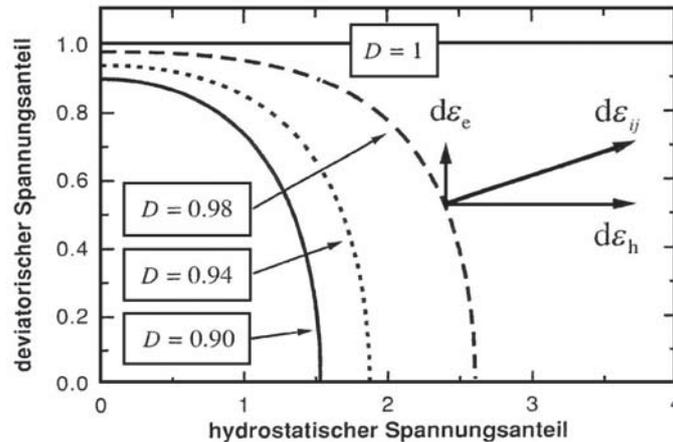


Abbildung 3: Deviatorischer über hydrostatischem Spannungsanteil für ausgewählte Dichten [Wal07].

Dabei gelten folgende Gesetzmäßigkeiten [Tho85]:

- Eine Erhöhung des hydrostatischen Spannungsanteiles führt zu einem Anstieg in Verhältnis von Verdichtung zu Verformung.
- Unter rein hydrostatischer Spannung tritt nur Verdichtung ohne Gestaltänderung auf, während reine Scherspannung nur zu einer Gestaltänderung ohne Verdichtung führt.
- Scherspannungen ohne Überlagerung durch Druckspannungen können zu einer Abnahme der relativen Dichte führen.
- Um über Scherspannungen zu verdichten, genügt es, diese mit relativ geringen hydrostatischen Druckspannungen zu überlagern.

2.4 Anwendung der Pulvermetallurgie

Die Pulvermetallurgie ist ein Massenfertigungsverfahren mit dem Bauteile mit einem Gewicht von 1 g bis 50 kg hergestellt werden [Sch07]. Sie ermöglicht die Erzeugung homogener Bauteile mit nahezu isotropen Werkstoffeigenschaften. Ein wesentlicher Vorteil ist die erhebliche Materialeinsparung bei der Herstellung von komplizierten Bauteilen. Ein Nachteil der Sintertechnik besteht darin, dass durch die konventionellen Verfahrensschritte – Pressen, Sintern und eventuell Kalibrieren – kein porenfreies Bauteil hergestellt werden kann [Kön92].

Die Kosteneinsparungen, die sich durch die pulvermetallurgische net- oder near-net shape Technologie ergeben, haben zu einem raschen Wachstum der Pulvermetallurgie in der

automobilen Anwendung geführt [Tra06]. Grund dafür ist neben den traditionellen Vorzügen von P/M Komponenten in Form enger erreichbarer Toleranzen bei geringen Kosten, dass die mechanischen Eigenschaften von Sinterstählen in den letzten Jahren anwendungsspezifisch verbessert werden konnten [Lor95]. Rund 70% aller P/M Bauteile werden für den Automobilbau produziert. Davon entfallen ca. 44 % auf Zahnräder, die im Motor und ca. 26 % auf Zahnräder, die im Getriebe verbaut werden [Wal07].

Für das weitere Wachstum der Pulvermetallurgie in der Automobilindustrie sind Verbesserungen in zwei Bereichen notwendig. Einerseits ist dies eine Verbesserung der mechanischen Eigenschaften, insbesondere der Zug-, Dauer-, Ermüdungsfestigkeit und Kerbschlagzähigkeit, andererseits eine weitere Verbesserung der Fertigungstoleranzen [Tra06]. Diese Verbesserung der Bauteileigenschaften kann sowohl durch das Finden besserer Legierungen als auch durch das Reduzieren der Restporosität erfolgen, da die Härte und Festigkeit von P/M Bauteilen durch ihre Restporosität bestimmt und limitiert wird [Lor05].

Diese liegt üblicherweise im Bereich von 5 bis 15 Vol.-% [Lor05]. Daraus resultiert eine geringere dynamische Beanspruchbarkeit, bedingt durch die geringe Festigkeit und die Kerbwirkung der Poren [Kön92]. Gelingt es, die mechanischen Eigenschaften von P/M Komponenten noch zu verbessern, eröffnen sich neue Anwendungsbereiche [Lor05]. So stellen Lorenz et al. [Lor05] fest, dass die Eigenschaften von porenfreien Sinterstählen jene von massiven Stählen erreichen oder gar übertreffen.

Heute decken Sinterstähle bereits einen großen traditionellen Anwendungsbereich der konventionellen Stähle ab. Sinterstähle, die kalibriert werden können und somit die Produktion von endkonturnahen Komponenten ermöglichen, erreichen Festigkeiten bis etwa 550 MPa. Härten durch rasches Abkühlen von der Sintertemperatur ermöglicht die Produktion von Sintermaterialien mit Festigkeiten bis ca. 800 MPa, vergleichbar mit hochfesten Baustählen und wärmebehandelten Kohlenstoffstählen [San02].

In vielen Anwendungen führen die auftretenden Belastungen zu hohen Spannungen an, oder nahe unter der Oberfläche. Für diese Bauteile muss eine minimale Restporosität an der Oberfläche gewährleistet werden, während eine Volldichte über das restliche Bauteil unnötig ist. In diesen Fällen stellt das lokale Verdichten der Bauteiloberfläche an den belastungskritischen Stellen eine attraktive Prozessmöglichkeit zur Eigenschaftsverbesserung und zum

Erhöhen der Lebensdauer dar [Lor05, Thi04]. Somit muss jede Strategie um Massivbauteile durch P/M Bauteile zu ersetzen darauf abzielen, einen geeigneten Prozess zur lokalen Verdichtung zu finden [Jon97].

Jedoch werden durch das Verdichten der Oberfläche die Abmessungen um mehrere Prozent geändert. Dies muss durch Aufmaß am Rohling berücksichtigt werden [Bei99]. Aufgrund der Produktvielfalt von PM-Bauteilen und deren Anwendungen, sowie aus technischen und finanziellen Gründen, ist davon auszugehen, dass es keinen universalen Prozess zur Bauteiloberflächenverdichtung gibt, der alle Anforderungen erfüllt. Entsprechende Prozesse müssen für jede Komponente speziell ausgewählt beziehungsweise entwickelt werden [Jon97].

3 Verfahren zum Oberflächenverdichten von P/M Zahnrädern

3.1 Kalibrieren

Durch das Kalibrieren können die Maß- und Formgenauigkeit sowie die Oberflächengüte der Werkstücke erhöht, und die physikalischen Eigenschaften verbessert werden [Lan07]. Das Kalibrieren ist häufig notwendig, um die während des Sinterns verlorene Präzision wieder herzustellen. Dabei können mechanisch hoch belastete Querschnittsübergänge lokal geprägt werden. Dazu werden an den zu verdichtenden Stellen in der Sintervorform Materialüberstände in Kalibrierrichtung vorgesehen. Nach dem Sintern wird das überschüssige Material im Kalibrierprozess verpresst [Bei99].

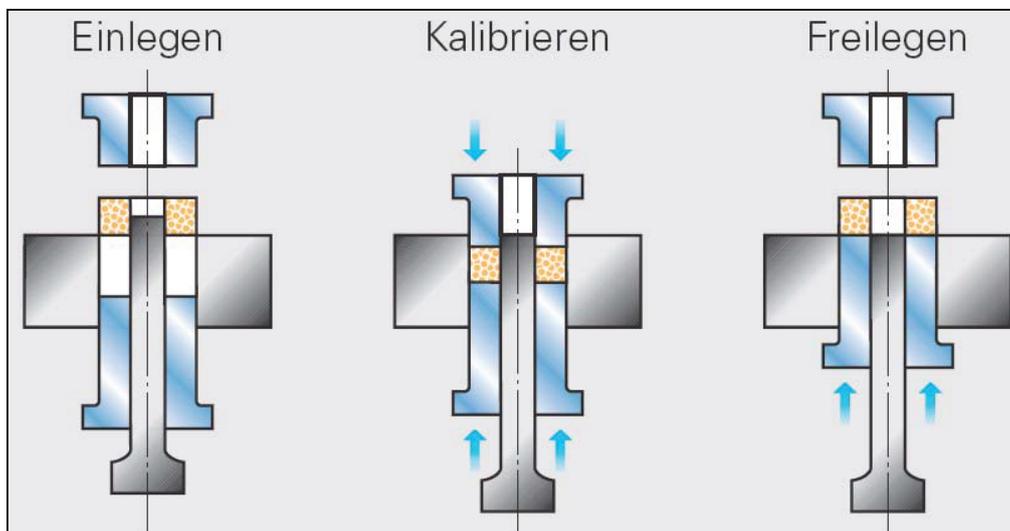


Abbildung 4: Verfahrensschritte des Kalibrierprozesses nach [GKN07].

Durch das Kalibrieren werden die Abmessungen des Formteils reduziert oder vergrößert indem das Teil in die Matrize hinein oder über einen Kernstift gezogen wird. Verschiedene Oberflächen sollen, wenn möglich, nacheinander kalibriert werden. Um Risse und Brüche zu vermeiden, sollen die äußeren vor den inneren Konturen kalibriert werden [Klo07].

Die geringe örtliche Verformung von Querschnittsübergängen beim Kalibrieren ist die kostengünstigste Maßnahme um durch lokale Dichteerhöhung, Kaltverfestigung und Einbringen von Druckspannungen die Schwingfestigkeit zu erhöhen [Bei99].

3.2 Pulverschmieden

Das Schmieden einer gesinterten Vorform stellt seit den frühen 1980er Jahren ein anerkanntes Verfahren dar [Dal05]. Entstanden ist das Pulverschmieden aus der Kombination von Sinter- und Präzisionsschmiedetechnik [Kön92]. Aus technischer und wirtschaftlicher Sicht ist das Pulverschmieden gerechtfertigt, wenn die gewünschten Bauteileigenschaften durch konventionelles Sintern oder Mehrfachpressen - Mehrfachsintern nicht erreicht werden können. Die Hauptforderung an das Pulverschmieden ist das Erreichen der Volldichte in der Randschicht eines Bauteils. Es können Komponenten mit einer Dimensionsgenauigkeit im Bereich von IT10 bis IT13 hergestellt werden, weshalb oftmals keine weitere Bearbeitung mehr notwendig ist [Sal90].

Der Ablauf des Pulverschmiedens besteht aus dem Erzeugen einer Vorform mit einer typischen Restporosität von 10 bis 30% über die Press- und Sintertechnik gefolgt von einem Schmieden auf Endgeometrie [Abd95, Kob89, Kön92]. Das Schmieden des Bauteils erfolgt in einem einzigen Pressenhub (Abbildung 5). Beschränkt sind die Abmessungen und Dichten der durch P/M Schmieden erzeugbaren Komponenten nur durch die verwendeten Anlagen, im Besonderen durch deren maximale Presskraft [Sal90].

Durch eine genaue Kontrolle des Gewichtes der Pulvervorform können geschlossene Gesenke verwendet und Materialabfall in Form eines Grates verhindert werden [Dal05]. Die Duktilität der gesinterten Vorform ist aufgrund der Porosität geringer als die von Massivbauteilen [Kob89]. Die durch die Porosität bedingte erhöhte Rissanfälligkeit von P/M Bauteilen während des Schmiedens kann über die Vorformgeometrie und -dichte, die Gesenkgeometrie sowie über die Schmierung beherrscht werden [Abd95].

Der beim Schmieden auftretende Materialfluss im Bauteil kann in zwei Abschnitte gegliedert werden. Zuerst fließt das Material, bis die Gravur ausgefüllt ist. Dem folgt ein innerer Materialfluss in Form von Porenschließeffekten [Abd95]. Ein Haupteinflussfaktor für den Materialfluss im Gesenk ist die gewählte Gestalt der Vorform. Über optimierte endkonturnahe Vorformen kann der Materialfluss im Gesenk maßgeblich beeinflusst werden. Zum einen kann der Materialfluss zu Gunsten einer höheren Werkzeugstandzeit minimiert werden, zum anderen lässt sich die Richtung des Materialflusses kontrollieren und somit die Bauteileigenschaften verbessern [Dal05].

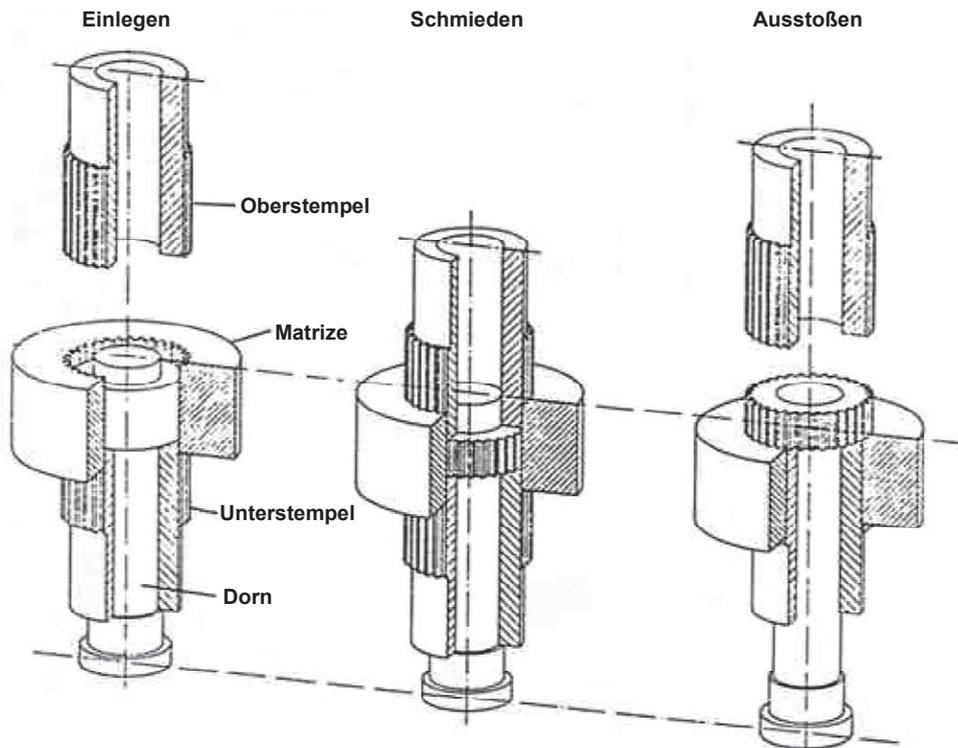


Abbildung 5: Schmieden einer Geradzahnung nach [Vos87].

Am Ende des Pulverschmiedens verbleibt eine äußere Randschicht mit erhöhter Porosität, erst darunter ist eine Schicht vollverdichteten Materials vorhanden. Die Restporosität der Randschicht ist das Ergebnis von Temperaturgradient und Reibung zwischen Werkzeug und Vorform, ungenügendem Materialquerfluss sowie etwaigen Oxidationen aus einem vorhergehenden Schmiedeschritt. Bei der Prozessauslegung ist es wichtig, sicher zu stellen, dass das für die spanende Bearbeitung vorgesehene Aufmaß größer ist, als die Tiefe der porenbehafteten Randschicht [Sal90].

Da das Pulverschmieden von Stahl immer bei Temperaturen von etwa 1050°C bis 1150°C, die somit unter der Sintertemperatur liegen (siehe Tabelle 1), durchgeführt wird, kann durch Schmieden aus der Sinterhitze der Herstellprozess um den Prozessschritt des Wiedererwärmens verkürzt, und eine beträchtliche Menge an Energie gespart werden [Dal05]. Wenn notwendig, können das Sintern und Erwärmen auf Schmiedetemperatur in Schutzatmosphäre erfolgen, um Oxidationen in den Poren und an der Oberfläche zu vermeiden. Daher kann das nötige Aufmaß für eine dem Schmieden folgende Nachbearbeitung klein gehalten werden und beträgt üblicherweise für den Durchmesser einer Komponente 0,5 bis 0,8 mm. Verglichen mit dem Schmieden von massiven Bauteilen ermöglicht das Schmieden von P/M Bauteilen eine beträchtliche Einsparung an Material [Sal90].

Typische Produkte des Pulverschmiedens sind Pleuel, Lagerschalen von Wälzlagern und Zahnräder, wobei neben Geradverzahnungen auch Schrägverzahnungen durch Pulverschmieden hergestellt werden. Hierzu wird der Unterstempel drehbar gelagert, um ein Abscheren der Zähne beim Auswerfen der Verzahnung zu vermeiden [Kön92].

3.3 Walzen von P/M Komponenten

Das Nachwalzen von Oberflächen verbessert das Verhalten poröser Bauteile unter schwingender Beanspruchung auf mehrere Arten. Durch das Nachwalzen steigt die Dichte in der Oberflächenschicht bis in die Nähe der theoretischen Dichte und der Werkstoff erfährt in der verdichteten Zone eine Kaltverfestigung. Gleichzeitig werden durch das Walzen Druckeigenstressungen induziert. Darüber hinaus wird die Oberfläche geglättet und die Maßhaltigkeit erhöht [Bei99, Son90].

Das Prinzip des Nachwalzens eines P/M Bauteils ist in Abbildung 6 an Hand eines Patentes zur Herstellung einer gesinterten Wälzlagerschale mit oberflächenverdichteter Laufbahn dargestellt. Um die Dichte der Laufbahn zu steigern, beschreibt ein rotierendes, rotations-symmetrisches Werkzeug (20) eine radiale Zustellbewegung. Anschläge (12A, 13A) verhindern ein Längen des Bauteils in axialer Richtung [Chm77].

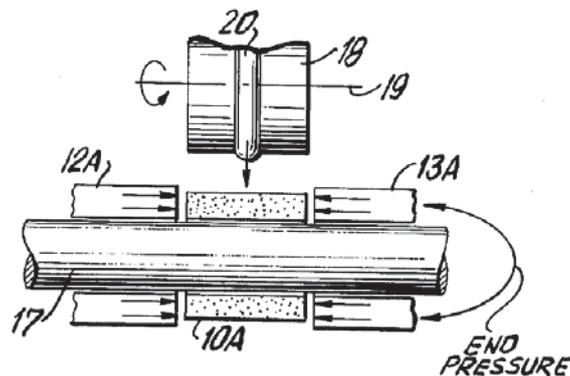


Abbildung 6: Patent von Chmura et al. zur Herstellung einer oberflächenverdichteten Laufbahn in einer Sinterwälzlagerschale [Chm77].

Während des Walzens wird in der oberflächennahen Materialschicht ein Spannungsfeld aufgebaut. Die Verteilung der auftretenden Vergleichsspannung ist eine von der Walzkraft, der Kontaktgeometrie und den E - Moduli von Werkstück- und Werkzeugmaterial abhängige Funktion. Die Größe und die Eindringtiefe der eingebrachten Spannungen steigen mit zunehmender Hertzscher Kontaktspannung. Je höher der E - Modul der Werkzeugmaterialien, desto höhere Vergleichsspannungen können in das Werkstück eingebracht werden, und desto oberflächennaher treten die Spannungsmaxima auf [Bro86].

Die besten mechanischen Eigenschaften werden durch eine Vielzahl von Stichen mit kleiner Stichabnahme bei möglichst großer Gesamtabnahme unter Verwendung kleiner Rollen erreicht [Tak82, Kob78, Bei99]. Gemessen am Aufmaß wird eine relativ breite Zone unter der

Oberfläche [Bei99, Den04] in Abhängigkeit von den Walzbedingungen, der Verformbarkeit sowie der Ausgangsdichte verdichtet [Bei99]. Die lokalen plastischen Verformungen können zu einem axialen Längen des Bauteils und Rissen im Kerbgrund führen, wenn keine axialen Anschläge vorgesehen werden [Bei99, Chm77].

3.3.1 Axialwalzen von Zahnrädern

Im Axialwalzprozess werden die Zahnücken durch Profilwerkzeuge, welche das negative Profil der herzustellenden Zahnücke aufweisen, ausgebildet [Kot03]. Die Umformung erfolgt durch die Relativbewegung der Werkzeuge in axialer Richtung zum Werkstück. Eine Möglichkeit ist das Pressen der Vorform durch einen mit beweglichen Rollen bestückten Käfig (Abbildung 7).

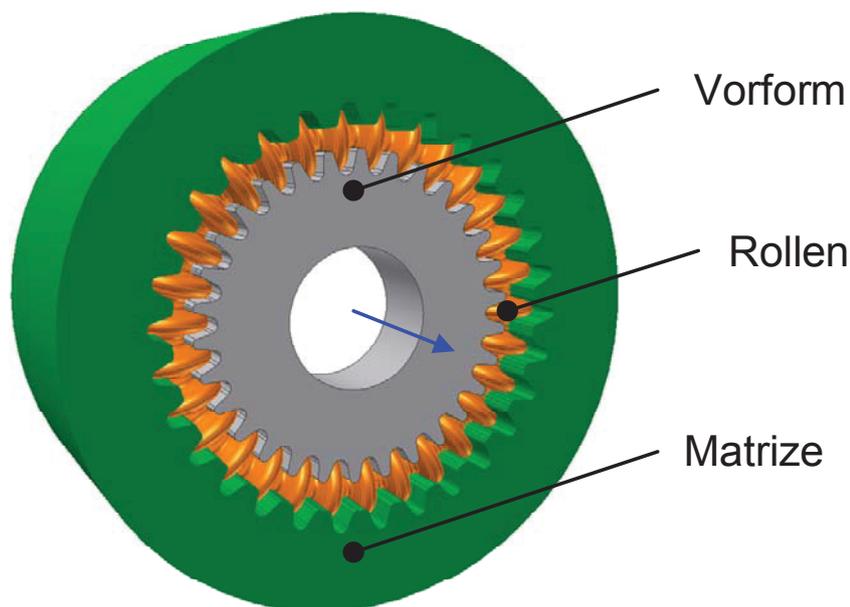


Abbildung 7: Prinzip des Axialwalzens nach [Hat06].

Nachteilig in der Schichtausbildung ist die abnehmende Schichttiefe zu den Stirnseiten hin. Dabei fällt die Verdichtung für die Werkzeugeinlaufseite geringer aus als jene an der Werkzeugauslaufseite (Abbildung 8a). Deshalb empfehlen Hatzenbichler et al. [Hat07] Überwalzungen unter Zustellung von beiden Seiten. Wegen der großflächigen Verdichtungsmechanismen ist einerseits die Dichteverteilung erschwert einstellbar und bleibt andererseits die Bildung eines ausgeprägten Dichtegradienten aus (Abbildung 8b).

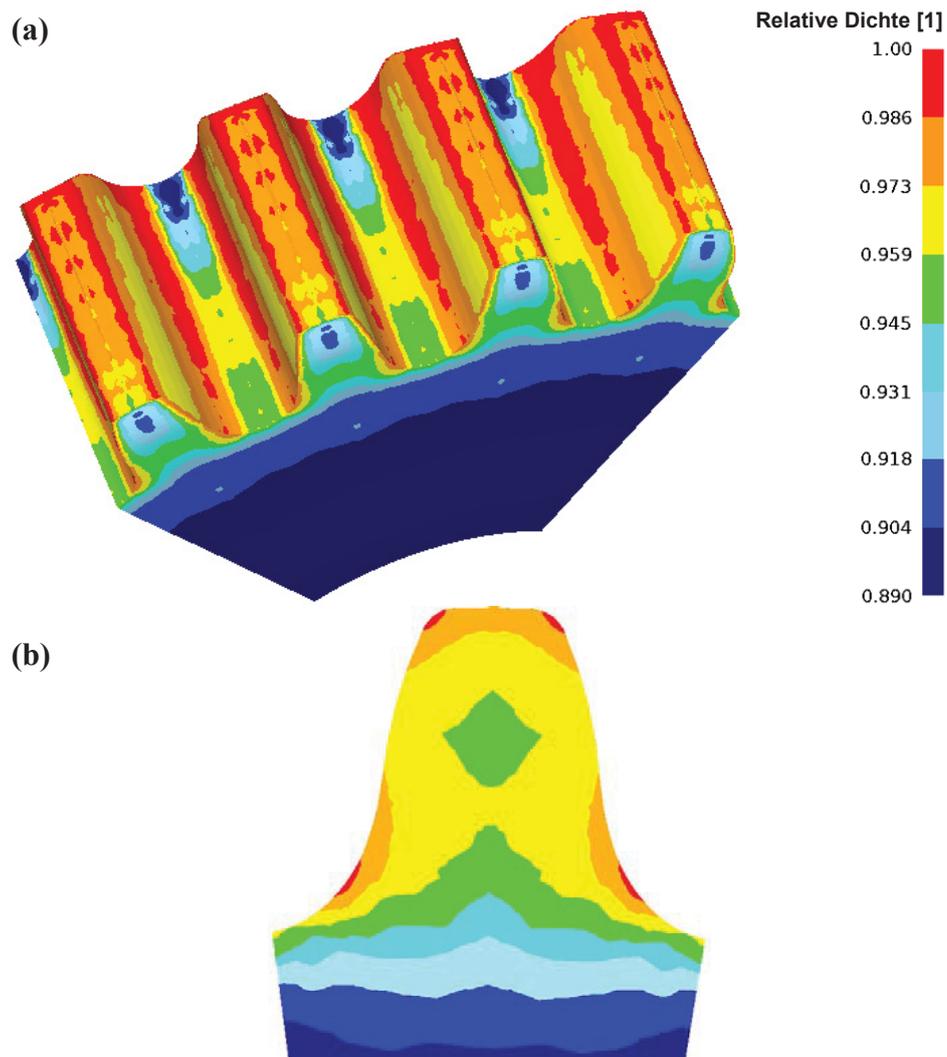


Abbildung 8: Simulierte Dichteverteilung eines axialgewalzten Zahnrades (a) und Schnittansicht eines Zahnes in Mitte der Zahntiefenrichtung (b) nach [Hat07].

Mittels Axialwalzen können Verzahnungen auch direkt aus zylindrischen Vorformen hergestellt werden. Dazu wird der Werkstoff radial aus dem Zahnfußbereich in Richtung Zahnkopf verdrängt, sodass der Umformvorgang ausschließlich in der Randzone stattfindet und der Kern unverändert bleibt [Kot03].

Erfolgreiche Anwendung fand das Axialwalzen nach Takeya et al. in der Herstellung von Ölpumpen-, Kurbel- und Nockenwellenrädern [Tak82].

3.3.2 Querwalzen von Zahnrädern

Beim Querwalzen erfährt das Bauteil eine lokale Verdichtung durch spielfreies Abrollen an einem harten Werkzeug unter gleichzeitiger Reduzierung des Achsabstandes (Abbildung 9). Um symmetrisch verdichtete Bereiche am Zahn zu erhalten, wird eine Drehrichtungsänderung während des Walzens empfohlen. Während des Walzens wird die Oberflächenschicht des Zahnrades plastisch deformiert, wodurch die Zahnbreite abnimmt [Bon00].

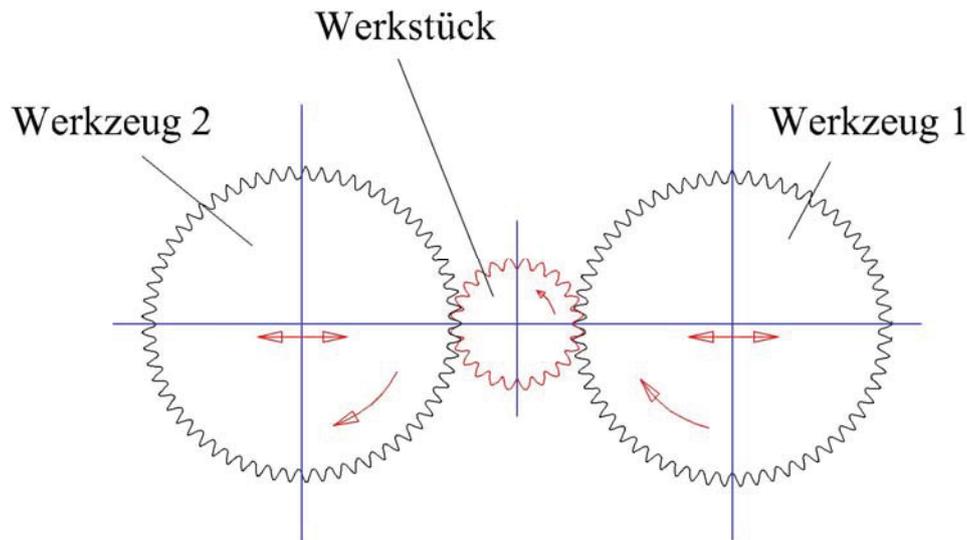


Abbildung 9: Schema des Querwalzprozesses: Ein Zahnradrohteil rollt an Werkzeugen bei gleichzeitiger Reduzierung des Achsabstandes ab [Hat06].

Das für den Walzprozess notwendige zusätzliche Material am Zahn kann durch Erhöhen des Zahnfußdurchmessers oder durch Vergrößern der Zahnbreite bereitgestellt werden. Durch das zusätzliche Material tritt ein Materialfluss in Zahnhöhenrichtung ein, der zu bauteilschädigenden Zugspannungen führen kann. Sandner [San02] löst dieses Problem durch auf den Zahnkopf aufgebrachte, den Zugspannungen entgegenwirkende Druckkräfte. Diese generiert er durch in Kontakt bringen des Zahnkopfes des Werkstückes mit dem Zahngrund des Werkzeuges.

Die Verdichtung während des Querwalzens erfolgt durch die Kontaktspannungen, welche zwischen zwei gekrümmten Flächen (Hertzche Pressung) auftreten. Dabei werden die Kontaktflächen zwischen Werkzeug und Werkstück hoch beansprucht, während das restliche Bauteil und das restliche Werkzeug nur gering belastet werden [San02]. Die beim Querwalzen entstandene Oberflächenschicht weist eine Tiefe von 0,2 – 1,0 mm auf. Die Porosität beträgt annähernd Null an der Oberfläche und nimmt bis zu einer typischen Kerndichte von

10 Vol.-% in einem Bauteil ab. Der Übergang von der fast volllichten Randzone hin zum mit Kerndichte versehenen Bauteilinneren ist ungleichmäßig [Lor05].

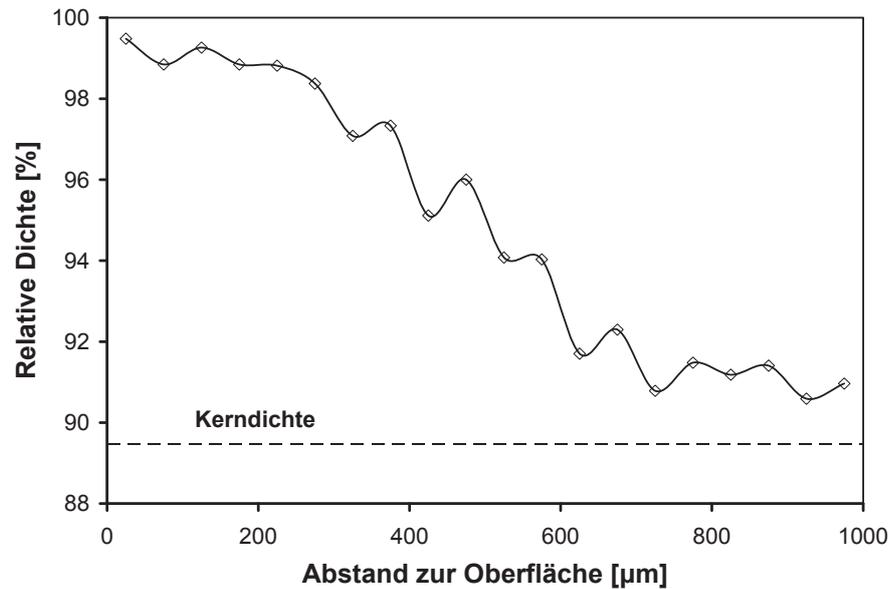


Abbildung 10: Änderung der relativen Dichte mit zunehmenden Abstand zur Oberfläche eines quergewalzten Zahnes im Bereich der 30° Berührtangente.

Durch den Anstieg der lokalen Dichte in den hoch beanspruchten Regionen des Zahnrades werden in diesen stahlähnliche Eigenschaften erreicht [Cap06]. Durch das Beibehalten der Porosität im restlichen Bauteil wirken Sinterzahnräder geräuschreduzierend. Darüber hinaus führt das Querwalzen zu einer erhöhten Dimensions- und Oberflächenqualität [Bon00]. Da nur duktile, gesinterte Bauteile durch Walzen ohne Risse verdichtet werden können, ist anschließendes Einsatzhärten notwendig [San02].

Quergewalzte Sinterzahnräder sind zwar in ihren mechanischen Eigenschaften und in der Wirtschaftlichkeit ihrer Fertigung trotz hoher Taktzeiten mit Massivzahnradern konkurrenzfähig, doch zeigt die betriebliche Erfahrung, dass ein hoher Aufwand notwendig ist, bis ein Querwalzprozess genaue Ergebnisse liefert. Das Entwickeln entsprechender Werkstückvorformen und passender Werkzeuggeometrien ist ein zeitaufwändiger Prozess. Meist sind mehrere Versuche notwendig, um eine passende Werkstück – Werkzeugpaarung zu finden. Um die Entwicklungszeit zu reduzieren, findet die FEM verstärkt Anwendung und hilft im Vorfeld problematische Geometrien zu erkennen [Hat06].

Eine Grenze des Querwalzens von Zahnradern wird mit der Forderung der Automobilindustrie nach immer geräuschärmeren Getrieben erreicht. Um die Geräuschentwicklung zu minimieren, wird die Zahnlänge bei gleichzeitigem Verringern der Zahnbreite erhöht. Die

Herstellung solcher Verzahnungen mittels Querwalzen ist äußerst problematisch, besonders für Schrägverzahnungen. Bei bestimmten Geometrien steigt die Werkzeugbelastung derart an, dass sich die Werkzeugstandzeit der Grenze der Wirtschaftlichkeit nähert. D. Alven [Cap06] stellt in Frage, ob Prozesse wie das Zahnradwalzen ausreichende Oberflächendichten bei komplexeren Zahnprofilen, wie Schrägverzahnungen, bereitstellen können.

3.4 Fließpressen von P/M Bauteilen

Bis in die 1970er Jahre galt das Kaltumformen von Sinterbauteilen aus Stahl als unmöglich. Es wurde angenommen, dass gesinterte Vorformen zu brüchig sind, um kalt umgeformt zu werden. Es fehlten jedoch Experimente, die diese These stützten. Aus diesem Grund unternahm Nakagawa et al. [Nak72] erstmals Experimente um die Möglichkeiten der Kaltumformung von P/M Bauteilen auszuloten. Sie führten unter anderem Versuche im Vollvorwärts-, Vollrückwärts-, und zwei Arten des Gemischten Fließpressens durch. Weiters wurde ein Rohrquerschnitt gepresst sowie eine Extrusion bei gleichzeitiger Stauchung des Probenkörpers ausgeführt. Dabei zeigte sich, dass die Umformbarkeit von Sintervorformen aus Stahl mit jener von konventionellen Stählen mit mittlerem Kohlenstoffgehalt vergleichbar ist. Spätere Untersuchungen widmeten sich der Bauteiloberflächenverdichtung durch Vollvorwärtsfließpressen.

Der Mangel an Duktilität von P/M Vorformen bringt einige Einschränkungen in ihrer Eignung für die Kaltumformung. Schon geringe Zugspannungen führen zu Rissen und Brüchen. Im Vorwärtsfließpressen, sowohl von Massiv- als auch von Hohlkörpern, treten jedoch hauptsächlich Druckspannungen auf, und in der Umformzone liegen alle drei Hauptspannungen im Druckbereich. Selbst brüchige Materialien können mittels hydrostatischem Fließpressen, das einen reinen Druckzustand generiert, erfolgreich fließgepresst werden. Somit ist das Vorwärtsfließpressen grundsätzlich zur Umformung von P/M Bauteilen geeignet. Dennoch können auch beim Vorwärtsfließpressen Zugspannungen durch zu große Geschwindigkeitsunterschiede zwischen Kern- und Randmaterial auftreten. Ein idealer Spannungszustand ist möglicherweise im Vorwärtsfließpressen von Hohlprofilen (Hooker Prozess) erreichbar. Einerseits ist das Material unter Druck, vergleichbar mit dem Vorwärtsfließpressen von Vollprofilen, andererseits ist der Geschwindigkeitsunterschied zwischen Kern und Randmaterial geringer [Ven87].

Die Umformzone befindet sich beim Vollvorwärtsfließpressen zwischen Werkzeugein- und Werkzeugauslauf [Ven87]. Veränderungen der Dichte werden durch die im Werkzeug auftretenden Scherspannungen erzielt [Tho85]. Durch Querschnittsreduzierungen von mehr als 10% können hohe Dichten über mehr als 1 mm Eindringtiefe erzielt werden [Bei99]. Mit zunehmender Querschnittsabnahme nimmt der Dichtegradient ab und die Dichte im Inneren

(Kern) steigt. Risse treten bevorzugt bei geringen Pressdrücken und kleinen Pressverhältnissen auf [Ven87].

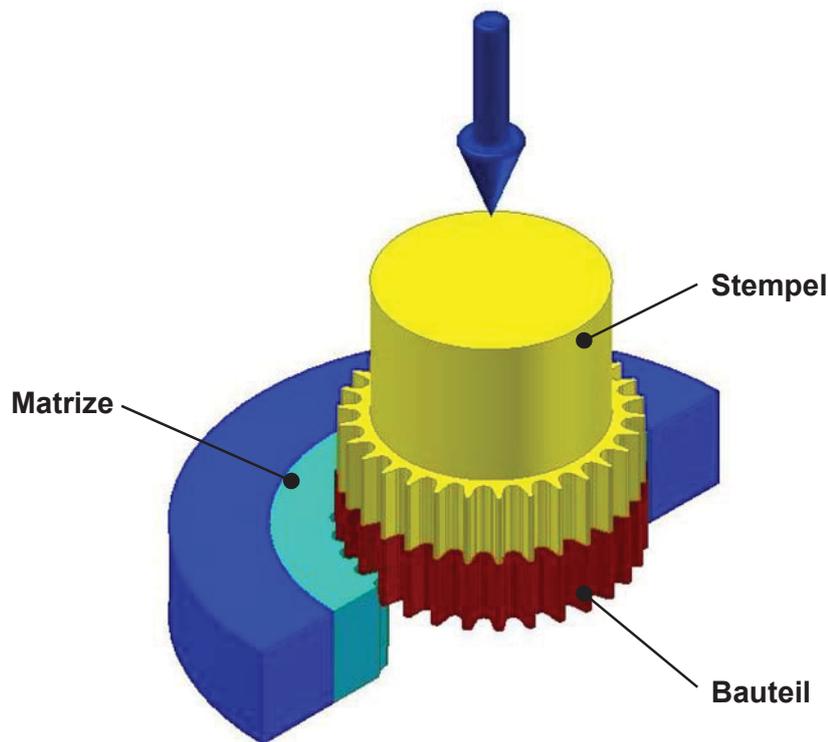


Abbildung 11: Prinzip des Verdichtens durch Vorwärtsfließpressen.

Für das Vorwärtsfließpressen geben Kobayashi et al. [Kob78] den optimalen (höchsten) Dichtegradienten bei einer Querschnittsverringerung von 11% an. Weiters wird davon ausgegangen, dass die Dichte der Vorform nur geringen Einfluss auf den erreichten Dichtegradienten [Kob78] und die benötigte Presskraft [Sal05] hat. Allgemein ist die für das Vollvorwärtsfließpressen benötigte Presskraft niedriger als bei anderen Oberflächenverdichtungsverfahren [Sal05].

Als problematisch beim Fließpressen erweist sich der Grat, welcher an der oberen Seite (der auslaufenden Seite) des Bauteils beim Abstrecken entsteht und dessen Beseitigung zusätzliche Arbeitsgänge erfordert [Bei99]. Dennoch bringt das Fließpressen als Herstellungsverfahren von axialsymmetrischen Komponenten im Vergleich mit dem Sinterschmieden einige wirtschaftlich – technologische Vorteile [Ven87].

3.5 Kugelstrahlen von P/M Bauteilen

3.5.1 Konventionelles Kugelstrahlen

Konventionelles Kugelstrahlen ist ein Kaltumformprozess, in welchem die Oberfläche eines metallischen Bauteils mit einem Strahl aus tausenden kleinen, kugeligen Körpern beschossen wird. Der Kugelstrahlprozess wird für gewöhnlich in einer Kammer ausgeführt, einerseits um die Geschosse aufzufangen und der Wiederverwendung zuzuführen, andererseits um den entstehenden Staub abzusaugen (Abbildung 12). Im Regelfall wird das zu strahlende Bauteil über mechanische Hilfen mit den zu behandelnden Bereichen in einem Kugelstrahl positioniert, und nach einem festgelegten Programm bestrahlt. Dabei werden Größe und Geschwindigkeit der verwendeten Kugeln nach den Abmessungen des Bauteils und den geforderten Toleranzen ausgewählt. Beide Parameter beeinflussen die verbleibenden maximalen Druckspannungen und ihre Tiefe im Bauteil maßgeblich [Sar99].



Abbildung 12: Mehrdüsiges Strahlen eines Bauteils in einer geschlossenen Kammer nach [MIC07].

Während des Kugelstrahlens führen die auftreffenden Kugeln zu kleinen, sphärischen Eindrücken an der Oberfläche, in dem sie die darunter liegenden Metallkörner verdichten. Durch eine Vielzahl von überlappenden Eindrücken entsteht eine homogene Schicht mit ausgeprägten Restspannungen an der Bauteiloberfläche [Sar99, Thi04, Mar97]. Je härter das Material an der Oberfläche, desto höhere Eigenspannungen können eingebracht werden. Die Größe der Druckspannungen an oder nahe unter der Oberfläche eines Bauteils beträgt zumindest die Hälfte der Fließspannung des gestrahlten Materials. Wenn eine bestimmte Dicke an oberflächenverdichteten Material erreicht ist, verhindert diese eine weitere Verdich-

tung des darunter liegenden porösen Materials und das Dichteprofil wird stabilisiert [Sar99, Thi04].

Die Tiefe der Schicht, in der Druckspannungen herrschen, steigt mit der Almenintensität, welche von der kinetischen Energie des Strahlgutes und der Strahlzeit abhängig ist [Bei99, Son87]. Von Saritas et al. [Sar99] untersuchte Proben weisen bis in eine Schichtdicke von 300 μm überwiegend geschlossene Poren auf. Die Restporosität in dieser Schicht wird auf weniger als 5% geschätzt. Ähnliche Schichtdicken werden in den Untersuchungen von Mars et al. [Mar97] für das Strahlen vorgesinterter Bauteile mit einer Mindestbiegefestigkeit von 25 MPa erwähnt. Für das Strahlen von gesinterten Bauteilen stellen sie eine Abnahme der deformierten Schicht um rund ein Drittel auf Schichtdicken im Bereich von 70 bis 130 μm fest.

Durch das Kugelstrahlen werden Poren geschlossen und die Dauerfestigkeit, die Korrosionsbeständigkeit, das Spannungsrissverhalten, das Reibverschleißverhalten, und die Erosionsbeständigkeit verbessert [Sar99, Bei99]. Weiters erfahren viele Materialien einen Zuwachs an Oberflächenhärte aufgrund von Kaltverfestigung. Zu starkes Kugelstrahlen wirkt sich negativ auf die Dauerfestigkeitseigenschaften aus, in dem die verdichtete Oberflächenschicht abgetragen wird, und gegebenenfalls eine raue Oberfläche verbleibt. Des Weiteren führt das Überschreiten eines Optimums an Strahlintensität zu einer systematischen Abnahme an Druckeigenstressungen in der Oberflächenschicht und zu einer Abnahme der Kaltverfestigung [Sar99, Bei99, Son87]. Darüber hinaus können Kanten durch zu hohe Strahlintensitäten ausfransen. Für jedes Material existieren eigene, optimale Kugelstrahlbedingungen. Durch Kugelstrahlen können die Dauerfestigkeitseigenschaften von gesinterten Bauteilen derart verbessert werden, dass diese in hoch belasteten Anwendungen verwendet werden können [Sar99, Bei99].

3.5.2 Ultraschall - Kugelstrahlen

Das Ultraschallkugelstrahlen unterscheidet sich vom konventionellen Kugelstrahlen in der Flugbahn der Kugeln und deren Beschleunigung. Anstatt auf einer gemeinsamen Flugbahn mit gleicher Geschwindigkeit bewegen sich die Kugeln beim Ultraschallkugelstrahlen chaotisch mit unterschiedlichen Geschwindigkeiten in einer Kammer, in der das Bauteil platziert ist. Durch einen schwingenden Boden bzw. schwingende Wände werden die Kugeln in Bewegung versetzt, treffen auf das Bauteil und prallen von dort zurück auf den vibrieren-

den Boden bzw. die vibrierenden Wände, wo sie neuerlich beschleunigt werden (Abbildung 13) [Cha96].

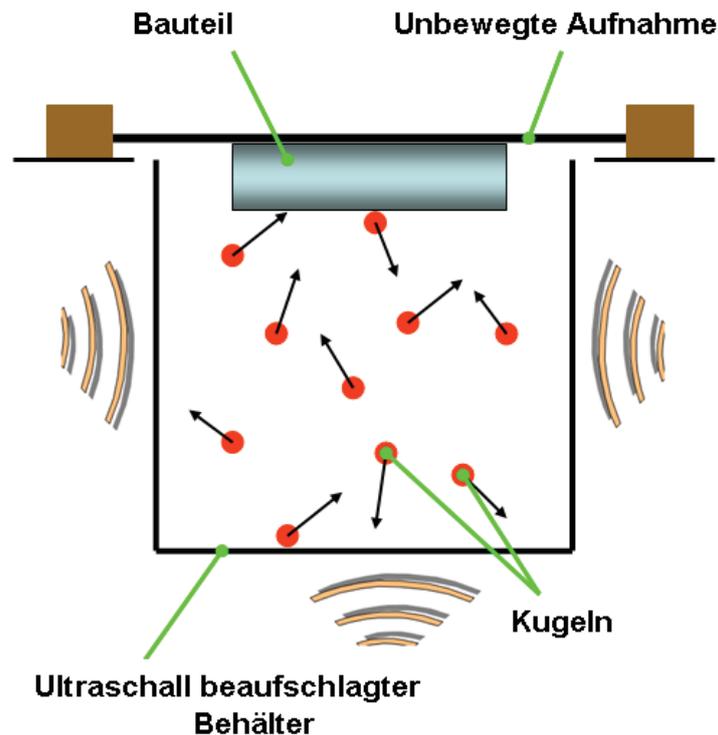


Abbildung 13: Prinzip des Ultraschall – Kugelstrahlens.

Die Geschwindigkeit der Kugeln ist zufällig und auf ca. 20 m/s beschränkt. Grundsätzlich kommen beim Ultraschall - Kugelstrahlprozess größere Kugeln als beim konventionellen Kugelstrahlen zum Einsatz. Der typische Kugeldurchmesser liegt im Bereich von 0,4 bis 3 mm. Meist werden kalibrierte Kugeln des gleichen Durchmessers (Kugeln aus Kugellagern) verwendet. Für eine effiziente Prozessgestaltung ist eine Mindestanzahl von Kugeln (bis zu einigen hundert Gramm Kugelgranulat) notwendig [Cha96].

Das Ultraschall – Kugelstrahlen liefert verdichtete Oberflächen mit einer Schichtdicke von bis zu 500 μm bei einer Restporosität unter 2%, unabhängig vom verwendeten Kugeldurchmesser. Das arithmetische Mittel der Rauheit bleibt dabei bei $R_a < 2 \mu\text{m}$. Haupteinflussfaktoren dieses Prozesses sind die Behandlungsdauer und der Kugeldurchmesser, während die ursprüngliche Porosität keinen signifikanten Einfluss auf den endgültigen Dichteverlauf hat. Die Prozesseffizienz hängt sowohl von der Behandlungsdauer, dem verwendeten Kugeldurchmesser, der Anzahl der verwendeten Kugeln, als auch von der gewählten Amplitude und Frequenz des Ultraschalls, sowie von der Geometrie und Platzierung des Bauteils in der Kammer ab [Cha96].

4 Vertiefung und alternative Konzepte

Ziel dieser Arbeit ist das Finden von alternativen Verfahren zur Oberflächenverdichtung von Zahnrädern und das Abschätzen ihrer Potentiale durch den Vergleich mit bestehenden Prozessen. In Kapitel 3 wird ein Überblick über die bestehenden grundsätzlichen Verfahren zur Verdichtung von Sinterzähnrädern mittels umformtechnischer Prozesse gegeben.

Neben den bestehenden Verfahren wurden in Brainstormings am Lehrstuhl für Umformtechnik und im Hause Miba neue Möglichkeiten zur Oberflächenverdichtung von Zahnrädern angedacht. Als eine Möglichkeit bietet sich die Adaptierung des Rundschmiedeprozesses zur Zahnradoberflächenverdichtung an. Ein weiterer Ansatz besteht in der Anwendung der Halbwarmumformung zur Reduzierung von Umformkräften bei bestehenden oder etwaigen neuen Prozessen. Zu beiden Ansätzen konnte keine Literatur über eine bestehende industrielle Umsetzung gefunden werden. Das Potential dieser beiden Verfahrenstechniken ist somit noch nicht hinreichend genau abschätzbar um in direkten Vergleich mit den bestehenden Verfahren zu treten.

Um die noch unbekanntenen Potentiale der Zahnradoberflächenverdichtung durch ein adaptiertes Rundschmiedeverfahren abschätzen zu können, werden Simulationen mittels des Finite Elemente Programms Abaqus/Standard [Abq07] durchgeführt. Die Möglichkeiten der Halbwarmumformung werden experimentell in Stauchversuchen untersucht.

Um zu klären, welches der bestehenden oder neuen Verfahren ein Optimum hinsichtlich technischer und ökonomischer Faktoren darstellt, müssen noch weitere Informationen über das Oberflächenverdichten durch Fließpressen bereitgestellt werden. Die gefundenen Informationen reichen nicht aus, um einen Vergleich mit den übrigen Verfahren durchzuführen. Um ein besseres Prozessverständnis zu erlangen, und das Prozessspektrum abschätzen zu können, werden FEM - Simulationen durchgeführt. Augenmerk wird dabei auf die Auswirkung des Vorformaufmaßes auf die Schichtausbildung gelegt.

Zur Erstellung der folgenden Simulationen kommt das Finite Elemente Programm Abaqus/Standard [Abq06] zum Einsatz. Zur Beschreibung des Materialverhaltens poröser Werkstoffe wird das Gurson - Tvergaard Model mit dichteabhängigen Tvergaard Parametern verwendet. Die entsprechenden Parameter wurden in einem vorherigen Projekt [Hat06]

ermittelt und verifiziert. Seitdem findet das in dieser Arbeit entwickelte Werkstoffmodell erfolgreich Anwendung in der Simulation des Querwalzprozesses von Zahnrädern und liefert gute Ergebnisse bezüglich Dichte und Dichtegradient im Bauteil. Darüber hinaus ermöglicht das verwendete Simulationsmodell die Detektierung von kritischen Prozessschritten und eine Optimierung der Werkzeuggeometrien in der frühen Entwicklungsphase. Auf Grund der guten Erfahrungen mit diesem Simulationsmodell und seiner mehrfachen Verifizierung wird es als Basis für die in dieser Arbeit durchgeführten Simulationen verwendet und lediglich die Geometrien und die Kinematik dem zu simulierenden Prozess entsprechend abgeändert. Da die übrigen (Werkstoff-) Parameter unberührt bleiben, werden die Ergebnisse als vergleichbar angesehen.

Als Vergleichsbasis zur Aussagenfindung über die Simulationen des Fließpressens und des Rundschmiedens dient die Simulation des Querwalzprozesses eines bereits in Serie produzierten Zahnrades [Hat06]. Die dabei verwendete Zahnradvorform wird als erster Schritt in die neuen Prozessformen implementiert und die Ergebnisse hinsichtlich erreichter Enddichte, Schichttiefe und Schichtausbildung untersucht. Im Anschluss wird versucht, die Zahnradvorform prozessspezifisch zu optimieren und den dazu notwendigen Aufwand zu beurteilen.

Durch diese Vorgehensweise soll es möglich sein, die beiden Verfahren hinsichtlich ihrer grundlegenden Eignung für die Zahnradherstellung zu bewerten und darüber hinaus aufzuzeigen, welche Möglichkeiten zur Endgeometriemodifizierung sowie zur lokalen Verdichtung vorliegen und welcher Aufwand dafür betrieben werden muss.

5 Simulation des Rundschmiedens eines P/M Zahnrades

5.1 Simulationsmodell

Für die Simulation des Rundschmiedens eines geradverzahnten Zahnrades wird ein 2D – Modell für eine ebene Dehnungsrechnung verwendet. Dies entspricht der Abbildung eines Schnittes in der Längssymmetrieebene der beteiligten Komponenten. Zur Berechnung der Reaktionskräfte wird den beteiligten Komponenten eine Tiefe von 7 mm zugewiesen. Das verwendete Modell besteht aus einer Zahnradvorform, einem Hämmerpaar und einem Innendorn (Abbildung 14).

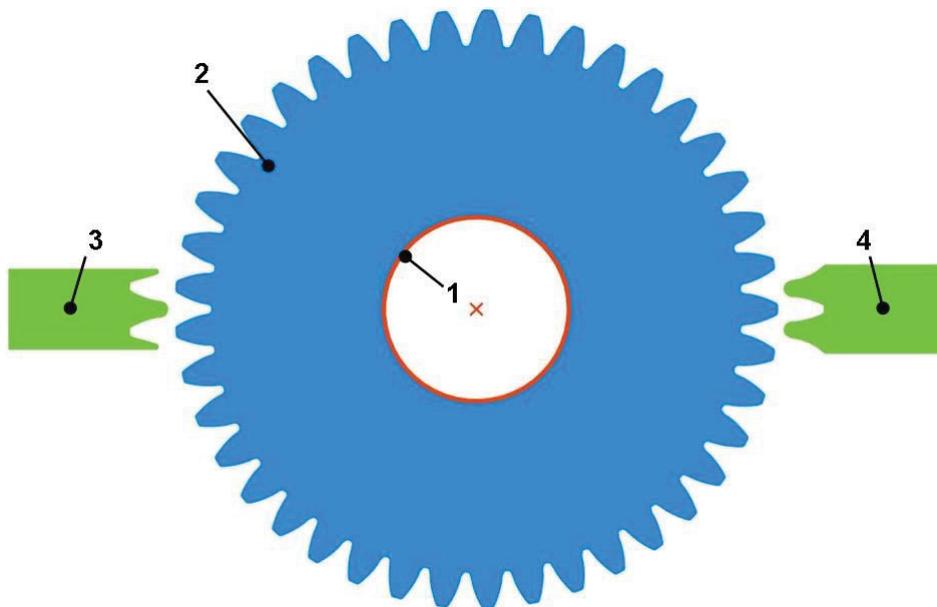


Abbildung 14: Aufbau des Simulationsmodells: Innendorn (1), Zahnradvorform (2), Hämmer (3, 4).

Im Zentrum des Modells ruht der Innendorn (1). Seine Aufgabe ist es, das ansonsten während des Schmiedens ovalisierende Zahnrad zu stützen, und so die Ovalisierung in engen Grenzen zu halten. In der Realität würde diese Komponente als Bauteil aus gehärtetem Stahl ausgeführt, und setzte einer elastischen Verformung einen hohen Widerstand entgegen. Deshalb, und weil die notwendigen Stützkkräfte des Innendornes relativ gering sind, ist der Innendorn als starre, unverschiebbare Geometrie implementiert. Um ihn herum ist mit einem Spiel von 0,03 mm im Durchmesser die Vorform des Zahnrades (2) platziert. Zur Bearbeitung selbiger dient das horizontal angeordnete Hämmerpaar (3, 4), dessen Hämmer als starre Geometrien implementiert werden. Diese Annahme ist vertretbar, da es sich in den ersten Simulationsläufen um eine Machbarkeitsstudie handelt. Sie dient dazu, grundsätzliche Abläufe und Zusammenhänge zu erkennen und prinzipielle Aussagen über die Prozesseigenheiten zu treffen. Im

Mittelpunkt der Betrachtungen steht dabei die Umformung der Vorform zum fertigen Zahnrad.

Dazu wurde die Kinematik des Rundschmiedeprozesses folgendermaßen eingebracht: Im Ausgangszustand stehen die Hämmer in einiger Distanz zur Vorform und werden in einem ersten Umformschritt linear in Richtung Zentrum bewegt, bis sich die Konturen der Hämmer mit der theoretischen Kontur des fertigen Zahnrades decken. Danach werden die Hämmer in die Ausgangslage zurückgezogen, um die Vorform in einem weiteren Schritt um einen Zahn weiter drehen zu können. Dem folgen zwei weitere Hammerschläge mit jeweils anschließendem Zurückziehen der Hämmer und einem Drehschritt um einen Zahn zwischen den beiden Schlägen.

Diese Vorgehensweise ist notwendig, da die Hämmer beim ersten Eingriff in ein links und rechts von ihnen undeformiertes Werkstück eingreifen, während nach dem ersten Schlag stets ein Eingriff in eine bereits deformierte und eine noch unverformte Flanke erfolgt. Aus diesem Grund werden für die Auswertung der Simulation die im zweiten Schlag erzeugten Zahnkonturen verwendet. Diese haben ihre eigene Umformung, sowie die der benachbarten Zähne mit den dabei auftretenden Werkzeugüberdeckungen erfahren.

Schon in dieser frühen Phase der Simulation ist erkennbar, dass hohes Augenmerk auf die Wahl der Hammerkontur gelegt werden muss, um eine all zu starke asymmetrische Werkzeugbelastung zu vermeiden. Außerdem gilt es zu überlegen, in welchen Bereichen die Überdeckung von einem Schlag zum nächsten stattfinden soll, da im realen Prozess am Rande dieses Bereiches mit einem schmalen Grat zu rechnen ist.

In der Phase der Modellgenerierung kristallisiert sich noch ein weiteres, mögliches Problem für die praktische Anwendung dieses Prozesses. Bei ungeradzahligen Zahnradern findet der linke Hammer eine andere Geometriesituation vor als der Rechte (Abbildung 14). Aufgabe der Simulation ist es somit auch abzuklären, welche Unterschiede sich während des Umformens durch die unsymmetrische Ausgangslage, und die damit verbundene ungleiche Bearbeitung der Zähne ergeben, und ob es eine zu bevorzugende Geometriesituation gibt.

5.2 Simulation mit Standardvorform

Die aus der Simulation des Querwalzprozesses [Hat06] übernommene Vorform erfährt durch die Schmiedebearbeitung ein geringes Maß an Zahnwachstum, das jedoch nicht ausreicht um einen Kontakt zwischen Zahnkopf der Vorform und dem Werkzeug herzustellen. In Folge dessen wird der Zahnkopf nur gering ausgeformt und der gefertigte Zahn erreicht die Sollhöhe nicht. Trotz der Verwendung unterschiedlicher Werkzeuge fällt das Zahnwachstum und die erreichte Zahnhöhe für beide Seiten nahezu ident aus. Zu deutlichen Unterschieden führen die unterschiedlichen Werkzeuge in der Profiltreue.

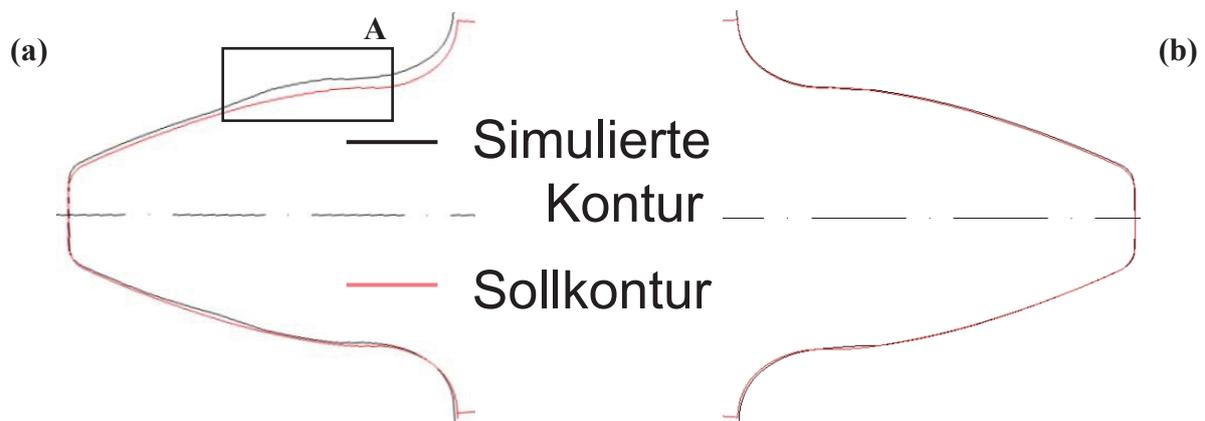


Abbildung 15: Vergleich der simulierten Kontur mit der Sollkontur nach dem Umformen: linker Hammer (a), rechter Hammer (b).

Die Verwendung des linken Werkzeuges führt zu unsymmetrischen Zähnen. Auffällig ist das Ausbilden einer Erhöhung an der zuerst bearbeiteten Flanke des Zahnes (Bereich A in Abbildung 15a und Abbildung 16a). Ein deutlich besseres Ergebnis wird mit dem rechten Werkzeug erreicht. Dieses umschließt und verformt den gesamten Zahn. Das erzeugte Zahnprofil ist symmetrisch und stimmt, mit Ausnahme des nicht ausgeformten Zahnkopfes, gut mit dem Sollprofil überein.

In der Auswertung der Dichteverteilung sind deutliche Unterschiede zwischen den durch das linke Werkzeug generierten Zähnen und denen des rechten Werkzeuges ersichtlich. Die Zähne der linken Seite weisen eine unsymmetrische Dichteverteilung auf (Abbildung 16a), während die Dichteverteilung der Zähne der rechten Seite symmetrisch ausfällt (Abbildung 16b).

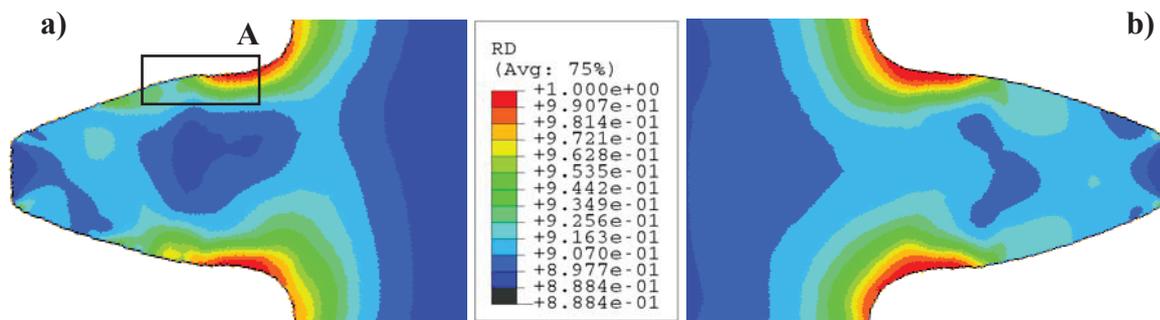


Abbildung 16: Dichteverteilung an linker (a) und rechter (b) Seite.

Die Ursache für die Asymmetrie in der Dichteverteilung und dem Profil der linken Zähne ist das Biegen selbiger während der Herstellung. Wird ein Zahn bearbeitet, hat er zuerst nur zu einer Werkzeugflanke Kontakt und wird vom Werkzeug (nach unten) weggedrückt (Abbildung 17a und b). Wenn die zweite Seite des Zahnes in Kontakt mit dem Werkzeug tritt, wird der Zahn in die durch das Werkzeug vorgegebene Mittenlage zurückgedrückt (Abbildung 17c und d). Die zweite Bearbeitung des Zahnes führt ebenfalls zum Biegen des Zahnes weg vom Werkzeug, diesmal in die entgegengesetzte Richtung (nach oben) (Abbildung 17e und f). Dabei wird an der (oberen) Flanke Material aufgeschoben, welches eine Wölbung ausbildet. Durch den Kontakt mit der zweiten (oberen) Flanke des Werkzeuges wird der Zahn wieder zurück in die Solllage gedrückt (Abbildung 17g und h). Jedoch wird die Wölbung vom Werkzeug, aufgrund seiner Teilung, nicht mehr bearbeitet und verbleibt am Zahn, gemeinsam mit einer Abweichung der Zahnmittellinie von der Solllage (Abbildung 17i).

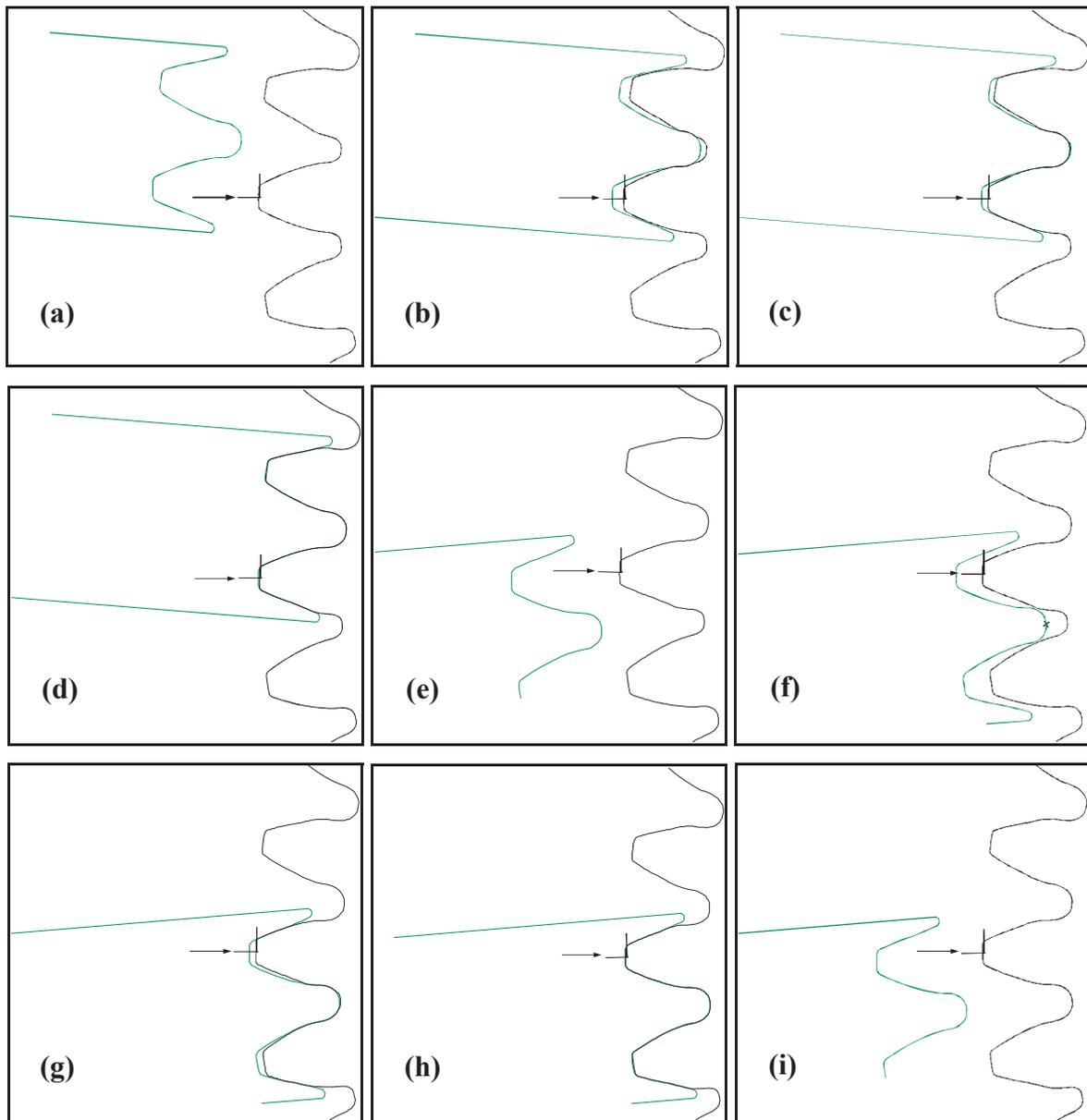


Abbildung 17: Biegebewegungen eines Zahnes der linken Seite während seiner Herstellung.

Trotz der Unterschiede in Profiltreue und Dichteverteilung wird für beide Geometriesituationen die gleiche maximale Presskraft benötigt. Auch die Verläufe der Presskraft sind ähnlich. Durch den verzögerten Kontakt mit der Vorform kommt es zu einem späteren, dafür stärkerem Ansteigen der Presskraft für den linken Hammer (Abbildung 18).

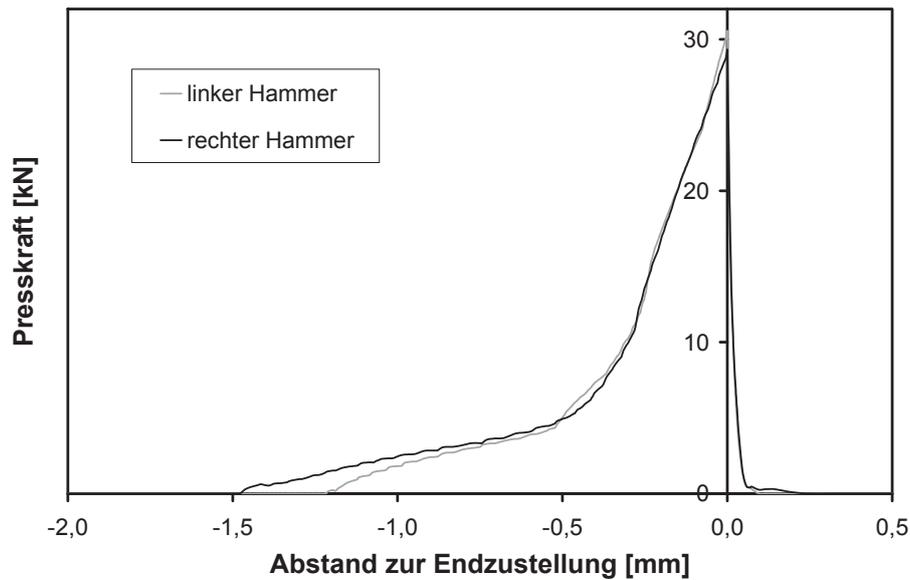


Abbildung 18: Verlauf der Presskraft des linken und des rechten Hammers.

5.3 Erster Versuch der Vorformverbesserung

5.3.1 Ausgangssituation und Zielsetzung

Die Simulation mit der Standardvariante führte zu einem in der Höhe untermaßigen Zahn mit geringer Dichte in der oberen Zahnhälfte (Abbildung 16). Um die geforderte Zahnhöhe zu erreichen, wird der Zahn auf ein Maß über Sollhöhe verlängert. Zur Steigerung der Dichte in der oberen Zahnhälfte wird der Zahn verbreitert. Um die Auswirkungen der Zahnverbreiterung auf die Dichteverteilung, Profiltreue und benötigte Presskraft beurteilen zu können, kommen zwei Vorformen unterschiedlicher Breite zum Einsatz (Abbildung 19).

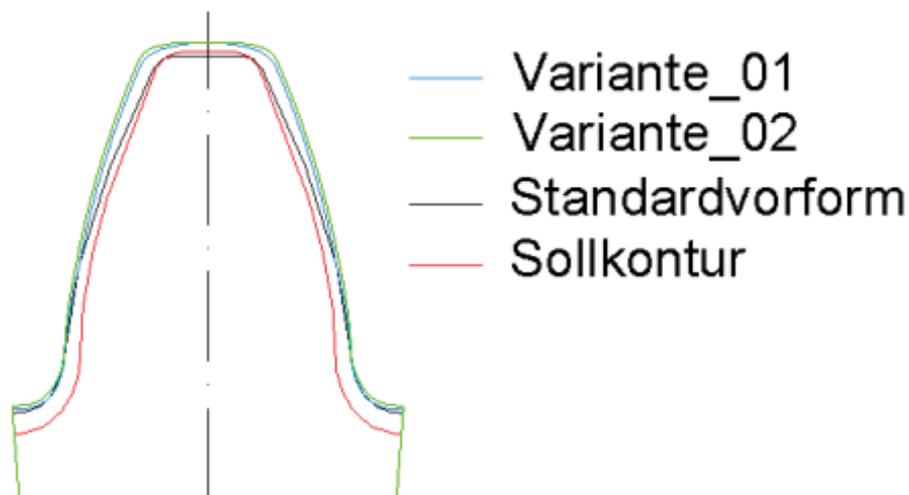


Abbildung 19: Vergleich der Vorformvarianten mit der Standardvariante und Sollkontur.

5.3.2 Resultate

Aus der Simulation der Standardvariante ist bekannt, dass die Verwendung des linken Hammers ungeeignet ist, einen profiltreuen Zahn zu generieren. Deshalb werden im Weiteren nur mehr die Ergebnisse der durch den rechten Hammer bearbeiteten Vorform ausgewertet.

Die Überlagerung der Soll- mit der simulierten Geometrie zeigt für beide Vorformen einen Versatz des Zahnes in radialer Richtung (Abbildung 20).

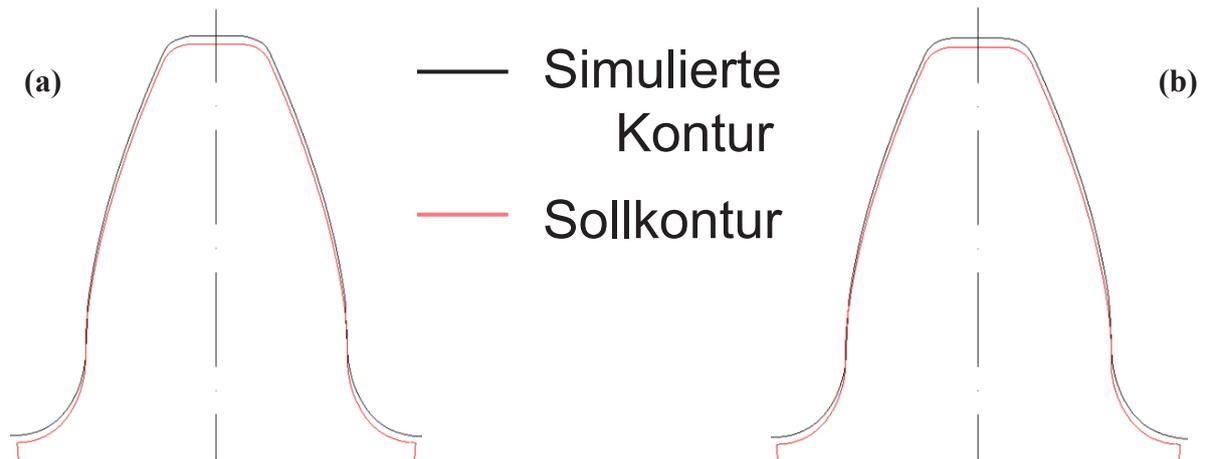


Abbildung 20: Vergleich der simulierten mit der Sollkontur nach dem Umformen für die geänderten Vorformen Variante_01 (a) und Variante_02 (b).

Ursache dafür ist die während des Schmiedens auftretende Bewegung des Zahnes in radialer Richtung. Die daraus resultierenden Kräfte führen während der Zustellbewegung der Hämmer zu einem elastischen Ovalisieren des Werkstückes, bis die Mittenbohrung Kontakt mit dem Innendorn erreicht und von diesem gestützt wird. Durch das Zurückziehen der Hämmer werden die radialen Kräfte abgebaut und das Werkstück wird entspannt.

Durch den Wechsel von der ovalisierten zur kreisrunden Form, wird der Zahn in die radiale Richtung bewegt. Dies führt zu einem Zahn mit zu großem Fuß- und Kopfkreisdurchmesser, wenn das Werkzeug nur bis zum Sollmaß bewegt wird. Um das Auffedern des Zahnes auszugleichen, ist es deshalb notwendig, die Zustellung über das theoretische Maß zu erhöhen. Für die vorliegenden Simulationen betrug das Korrekturmaß 0,08 mm.

Das Überlagern der mit der neuen Aufmaßvariante und der korrigierten Zustellung erzielten Endgeometrie mit der Sollgeometrie zeigt, dass die Verlängerung des Zahnes in der Vorform auf ein Maß über Sollkontur in der Endgeometrie zu einem Zahn mit Sollhöhe führt

(Abbildung 21). Ebenso ist eine hohe Profiltreue des gefertigten Zahnes über die gesamte Zahnkontur für beide Vorformen erkennbar (Abbildung 21).

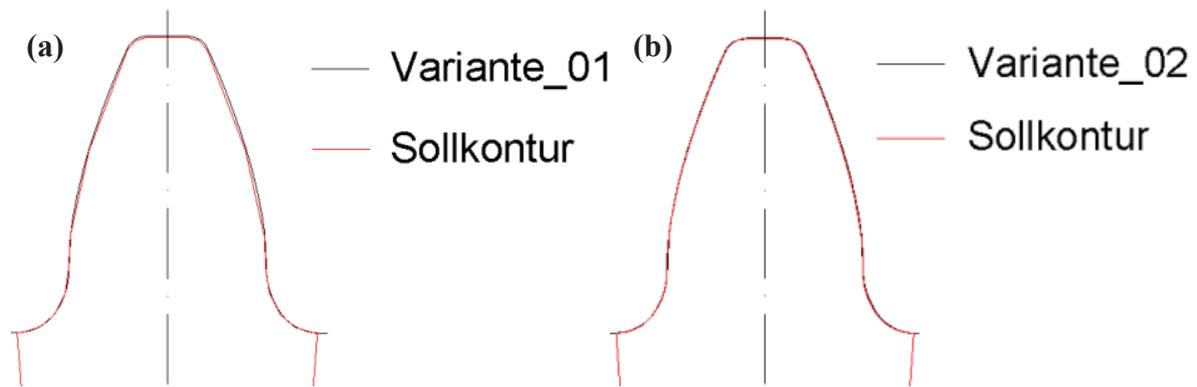


Abbildung 21: Vergleich erreichten Endkonturen mit der Sollgeometrie nach dem Umformen: Variante_01 (a), Variante_02 (b).

Aus dem Übermaß an Zahnbreite in der oberen Zahnhälfte und die größere Zahnhöhe resultiert für beide Vorformen ein Anstieg der relativen Dichte über den gesamten Zahn. Am Fußkreis verbleibt, erkennbar an den schmalen Farbbändern parallel zur Zahnoberfläche, welche die verschiedenen Dichten darstellen, ein ausgeprägter Dichtegradient. Dieser ist in den übrigen Regionen des Zahnes nicht erkennbar (Abbildung 22).

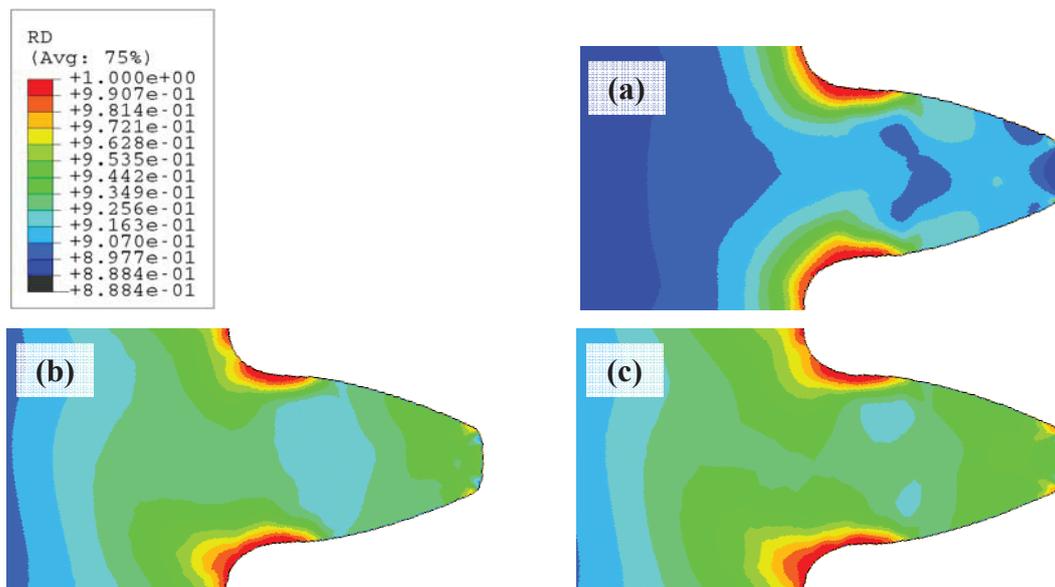


Abbildung 22: Relative Dichte der Standardvorform (a) der ersten (b) und der zweiten (c) Aufmaßvariante.

Ein deutlich schwächerer, dafür großflächiger Dichtegradient wird am Zahngrund ausgebildet (Abbildung 22). Ursache dafür ist das vollständige Umschließen des Zahnes durch die Werkzeuge, bevor diese ihre Endlage erreichen (Abbildung 23). Zu Beginn dieser Zeitspanne ist der Zahn nahezu fertig ausgeformt (Abbildung 23a). Durch die verbleibende Zustellbewegung wird das Zahnprofil auf die richtige Position, bezogen auf Fuß- und Kopfkreisdurchmesser, gepresst (Abbildung 23b und c). Dabei erfährt das Profil kaum Änderungen, während die

Dichte über den gesamten Zahn ansteigt. Dieser Effekt wird durch das höhere Aufmaß der zweiten Variante, welches zu einem früheren Einfedern des Zahnes führt, noch verstärkt.

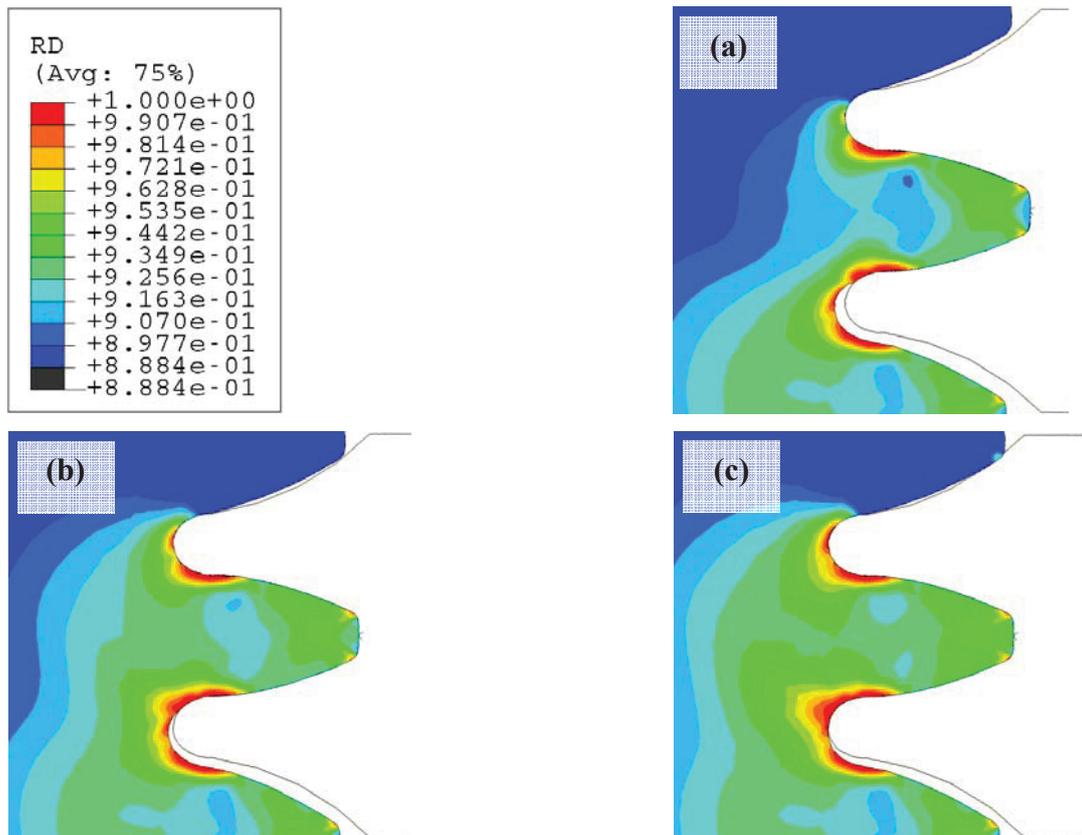


Abbildung 23: Ausbildung der Dichte zu verschiedenen Zustellzeitpunkten: 0,3 mm (a) und 0,15 mm vor Endlage (b) sowie Endlage (c).

Im Verlauf der Presskraft ist ersichtlich, dass mit zunehmender Breite der Vorform der Kontakt zwischen Hämmer und Werkstück früher eintritt. Deshalb, und wegen des zusätzlich zu verdichtenden Materials, wird der Verlauf der Presskraft für die beiden neuen Vorformen gegenüber der Standardvorform nach links und zu höheren Werten für höhere Aufmaße verschoben. Durch das starke Ein- und Ausfedern des Zahnes für die neuen Vorformen wird der Kontakt zwischen Hämmer und Werkstück später gelöst als bei der Standardvorform (Abbildung 24).

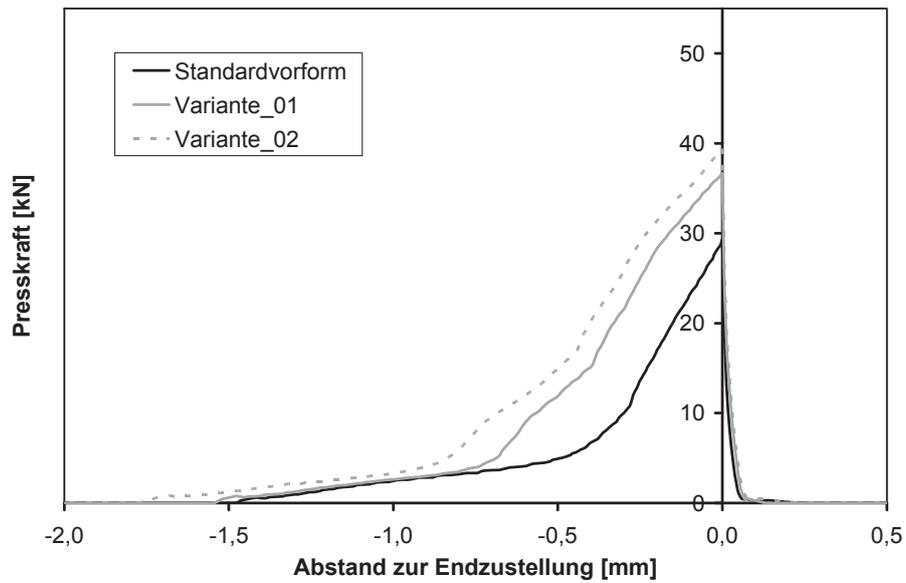


Abbildung 24: Verlauf der Presskraft für die Simulation mit Standardvorform und der ersten Aufmaßvariante.

Zusammengefasst ist das Simulationsergebnis für einen Prozess zur gezielten Oberflächenverdichtung von im Einsatz hoch belasteten Bereichen, aufgrund der zu niedrigen Dichten entlang der Zahnflanke, nicht zufrieden stellend. Dieser Mangel soll durch erneute Vorformmodifikation behoben werden.

5.4 Zweiter Versuch der Vorformverbesserung

5.4.1 Ausgangssituation und Zielsetzung

Im zweiten Versuch der Vorformverbesserung wird versucht, durch ein Verlängern des Zahnes einen früheren Kontakt mit dem Werkzeug herzustellen. Dadurch soll der Zahnkopf, bevor der Zahn vollständig vom Werkzeug umschlossen wird, verstärkt in radialer Richtung gedrückt werden. Durch die auftretenden Scherspannungen soll ein deutlicher Dichtegradient am Zahnkopf ausgebildet werden. Um zusätzlich zum erwarteten Effekt in der Dichteverteilung die Auswirkungen eines Zahnverlängerens auf die Presskraft und Profiltreue abschätzen zu können, werden zwei Vorformvarianten verwendet. Beide basieren auf der zweiten Variante des ersten Vorformverbesserungsversuches (Abbildung 19). Im Unterschied zu dieser wird für die neuen Vorformen die Zahnhöhe in zwei Schritten vergrößert (Abbildung 25).

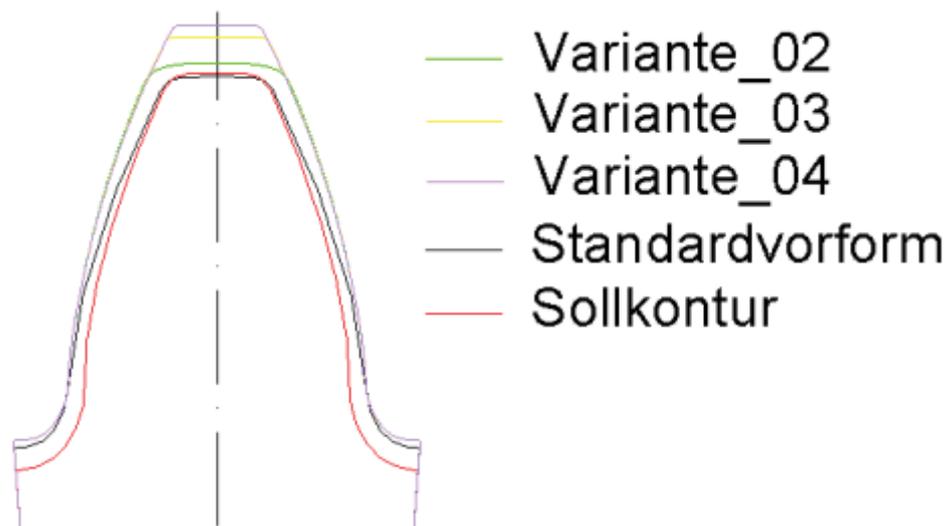


Abbildung 25: Verlängerte Vorformen des zweiten (Varianten_03 und _04) im Vergleich mit der größten Aufmaßvariante des ersten Vorformverbesserungsversuches (Variante_02) sowie der Standardvorform und der Sollkontur.

5.5 Resultate

Aus der vollkommenen Umschließung des Zahnes während des Schmiedens resultiert zwangsläufig eine hohe Profiltreue, so dass auch mit den vergrößerten Aufmaßen eine gute Profilsprechung erreicht wird (Abbildung 26), solange die Zustellbewegung um das Maß des Auffederns korrigiert wird. Für die Varianten_03 und _04 konnte das in den vorhergehenden Simulationen ermittelte Korrekturmaß von 0,08 mm beibehalten werden.

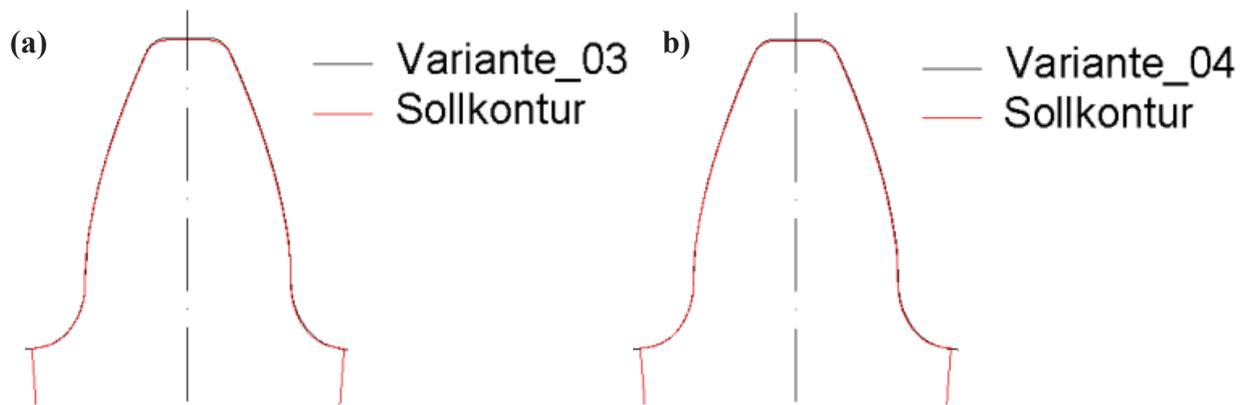


Abbildung 26: Gegenüberstellung der mit den neuen Vorformvarianten (Variante_03 (a), Variante_04 (b)) erzielten Endkonturen mit der Sollkontur.

Der Trend zu höheren Presskräften mit steigendem Aufmaß ist auch für die Variante_03 und Variante_04 feststellbar (Abbildung 27). Als aufmaßreichste Vorform erreicht Variante_04 eine um rund 45 % höhere maximale Presskraft als die mit geringstem Aufmaß versehene Standardvorform.

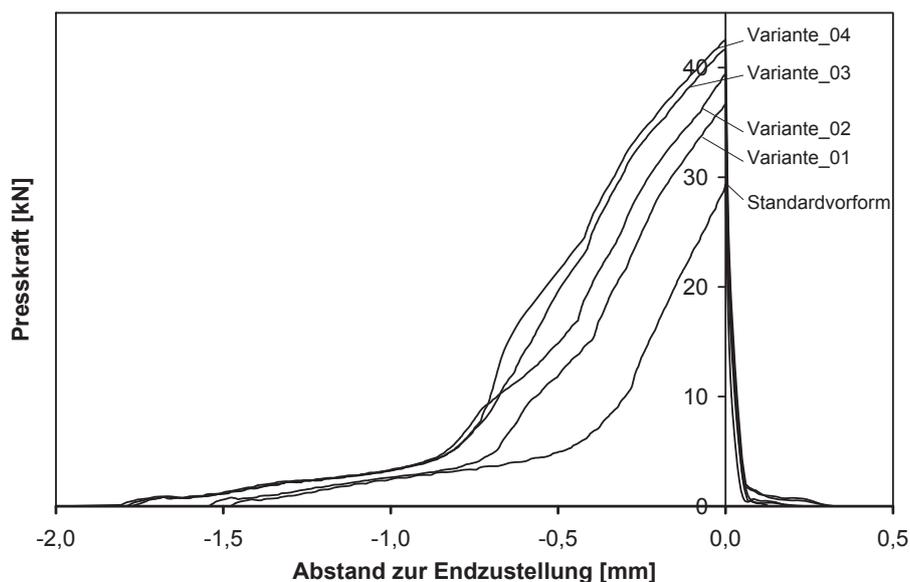


Abbildung 27: Verlauf der Presskraft für die simulierten Vorformvarianten.

Bezüglich der Dichteverteilung kann keine wesentliche Verbesserung festgestellt werden. Zwar führt das frühere Stauchen des Zahnes zu einer verstärkten Verdichtung entlang des Schmiedekreuzes, doch mit dem Eintreten der vollständigen Umschließung des Zahnes und der folgenden Bewegung in radialer Richtung wird, wie bei den vorherigen Aufmaßvarianten, über den gesamten Zahnquerschnitt verdichtet. Nach dem Schmieden verbleibt ein gleichmäßig verdichteter Zahn, ähnlich der ersten Versuche der Vorformverbesserung. Lediglich das Absolutmaß der Dichte kann durch das vermehrte Aufmaß der Vorformen erhöht werden (Vergleiche Abbildung 28a mit b und c).

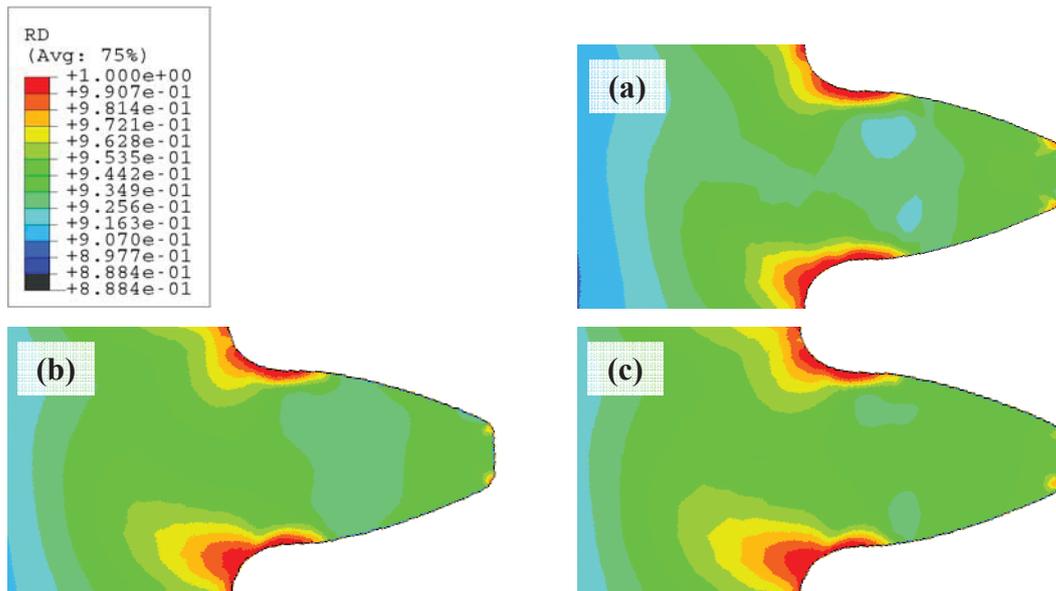


Abbildung 28: Dichteausbildung von Variante_02 (a), Variante_03 (b) und Variante_04 (c).

Ursache dafür ist der aus der Umschließung resultierende hohe hydrostatische Spannungsanteil. Um diese Problematik zu umgehen, ist die Kontur des Werkzeuges abzuwandeln. Daraus resultiert eine Änderung des gefertigten Zahnprofiles. Dieses unterliegt jedoch engen Toleranzen in denen es der Sollkontur zu folgen hat. Somit erscheint die einzige Möglichkeit einen gradierten Zahn durch Rundschmieden zu erhalten in der Verwendung mehrerer Schmiedestufen, gefolgt von einem Kalbrierschlag mit einem auf Sollprofil gearbeiteten Werkzeug. Der Aufwand für die Gestaltfindung der einzelnen Werkzeuge für einen derartigen Prozess ist beträchtlich und nicht Gegenstand dieser Arbeit.

6 Simulation des Fließpressens eines P/M – Zahnrades

6.1 Simulationsmodell

Zur Abbildung des Verdichtungsvorganges während des Fließpressens, wurde 1/82 der Gesamtgeometrie der Referenzvorform (Abbildung 29a) mit 41 Zähnen in eine Abaqus/Standard Simulation [Abq06] eingelesen und auf 7 mm Tiefe extrudiert (Abbildung 29b).

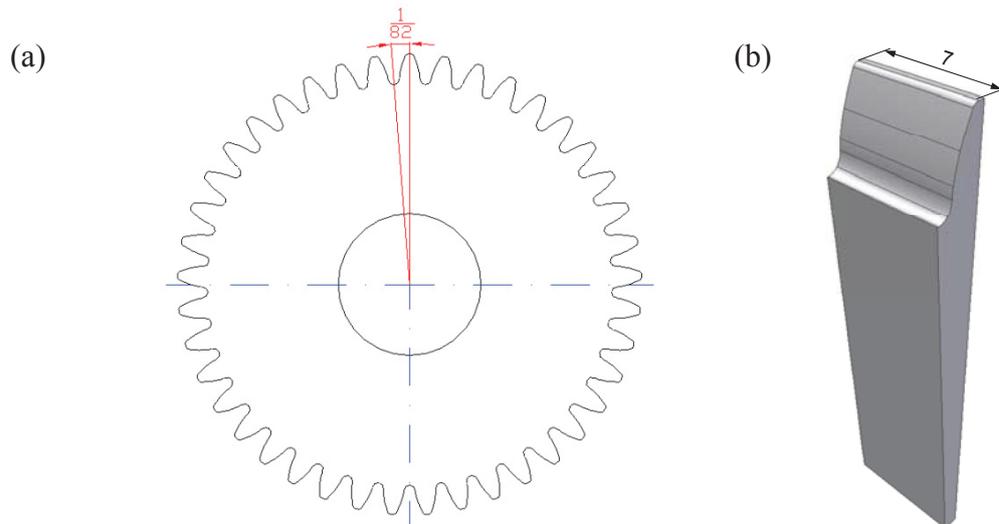


Abbildung 29: Modellvereinfachung durch Symmetrieebenen (a) und daraus extrudierte Vorformgeometrie (vergrößert und gedreht) (b).

Die so entstandene dreidimensionale Vorformgeometrie (Abbildung 29b, Abbildung 30 (1)) wird im Simulationsmodell von einem Stempel (Abbildung 30 (2)) durch eine Matrize (Abbildung 30 (3)) gepresst. Der Einlauf der Matrize (Abbildung 30 Bereich A) ist konisch unter 8° auf eine Länge von 5 mm ausgeführt. Dem folgt ein vertikaler Abschnitt (Abbildung 30 Bereich B) mit einer Länge von 8 mm und ein Auslauf (Abbildung 30 Bereich C) unter 3° und 3 mm Länge. Die beiden Werkzeuge, Stempel und Matrize, werden als starre Körper modelliert. Für die Vorform kommt das gleiche Materialmodell wie für die Simulation des Rundschmiedens zum Einsatz. Als Reibwert zwischen den Werkzeugen und der Vorform wird $\mu = 0,1$ gewählt.

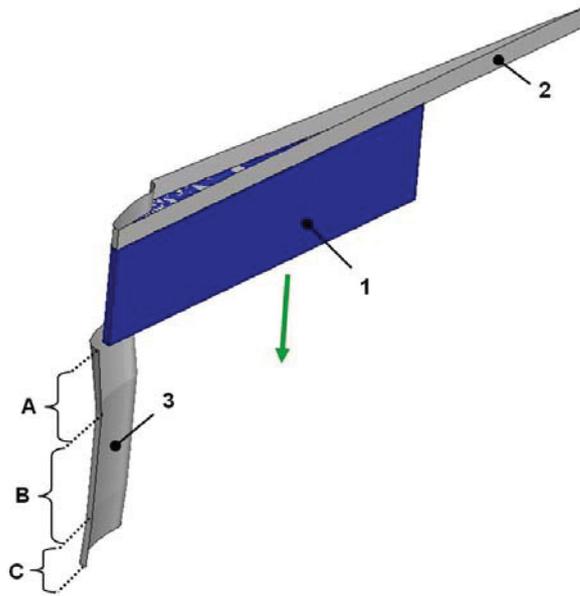


Abbildung 30: Aufbau des Simulationsmodells.

6.2 Simulation mit Standardvorform

6.2.1 Allgemeine Beobachtungen

In der Simulation des Fließpressens sind mehrere prozessspezifische Abläufe deutlich erkennbar. So ist die Hauptumformzone als ein enger Bereich am Werkzeugeinlauf (Bereich A Abbildung 30) lokalisierbar. Hier findet ein Großteil der Verdichtung statt. Diese geht an den Kontaktbereichen zum Matrizenwerkzeug in eng begrenzten Bereichen vor sich und führt zu keinem ausgeprägten Zahnwachstum wie dies beim Querwalzen der Fall ist.

6.2.2 Geometrie, Dichteverteilung und Presskraft

In den umgeformten Bereichen stimmt die erlangte Endgeometrie sehr gut mit der Sollgeometrie überein. Allerdings erreicht der gefertigte Zahn die Sollhöhe nicht (Abbildung 31).

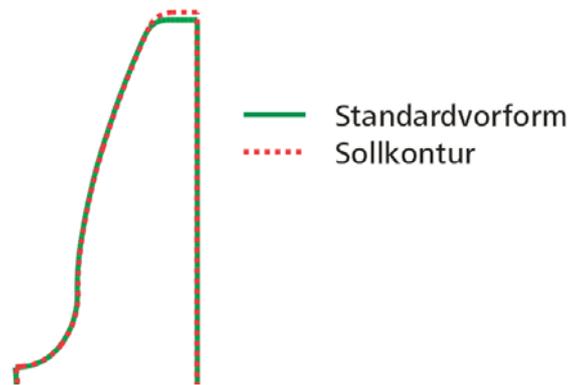


Abbildung 31: Vergleich der mit der Standardvorform erzielten Endkontur mit der Sollkontur.

Während die Profiltreue in den umgeformten Bereichen über die gesamte Zahntiefenrichtung gegeben ist, variiert die Dichteverteilung in dieser. Die Dichteverteilung wird deshalb an Hand von Schnitten normal zur Zahntiefenrichtung im Abstand von 1 mm (Schnitt A-A in Abbildung 32), 3,5 mm (Schnitt B-B in Abbildung 32) und 6 mm (Schnitt C-C in Abbildung 32) von der Zahneinlaufseite ausgewertet. Zusätzlich werden Dichteverläufe entlang von drei Pfaden entlang der Zahnoberfläche erstellt. Der erste Pfad liegt an der Oberfläche des Zahnfußes (Pfad_01 in Abbildung 32), der zweite im Abstand von 0,24 mm zur Zahnoberfläche und 0,18 mm zur Symmetrieebene (Pfad_02 in Abbildung 32). Der dritte Pfad verläuft im Abstand von 0,12 mm hinter dem Wendepunkt der Zahnprofilinie (Pfad_03 in Abbildung 32).

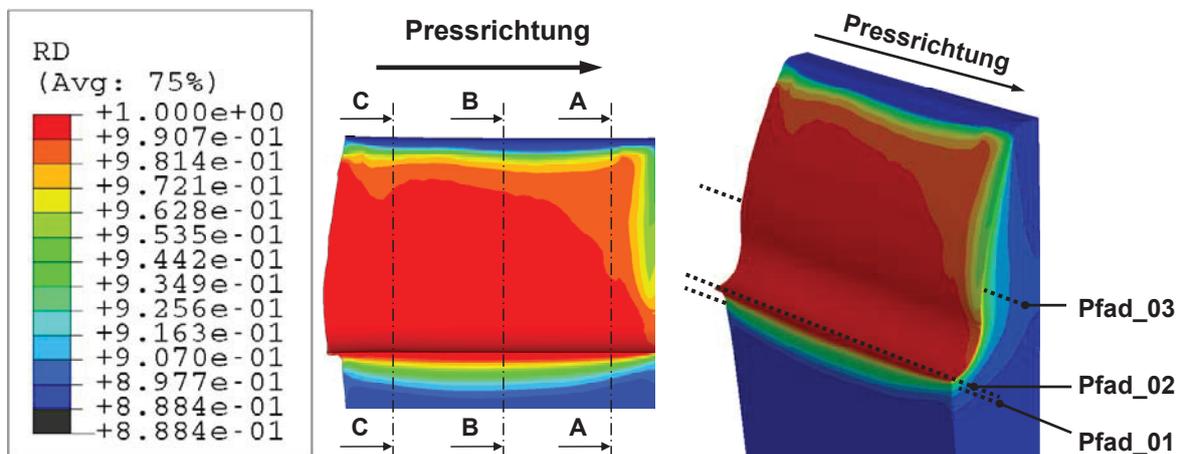


Abbildung 32: Schnitte und Pfade entlang der Zahntiefenrichtung zur Auswertung der Dichteverteilung.

Daraus resultieren die folgenden Schnittbilder (Abbildung 33) und Dichteverläufe (Abbildung 34).

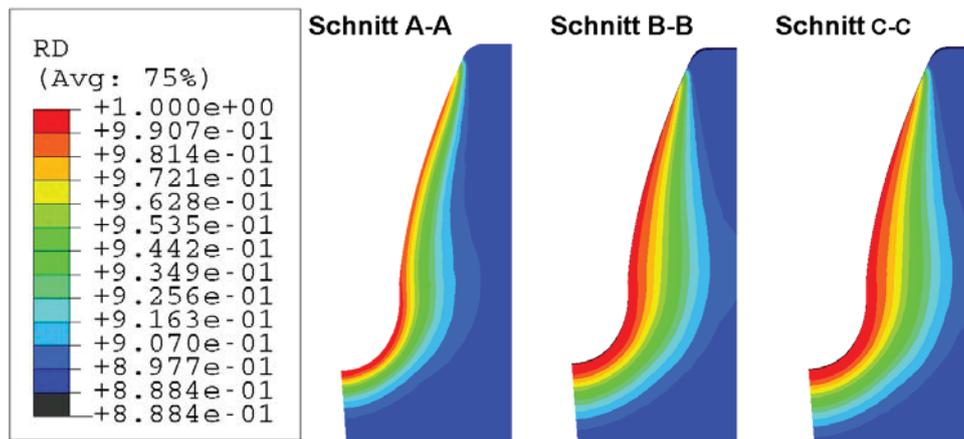


Abbildung 33: Relative Dichte in den Schnittebenen.

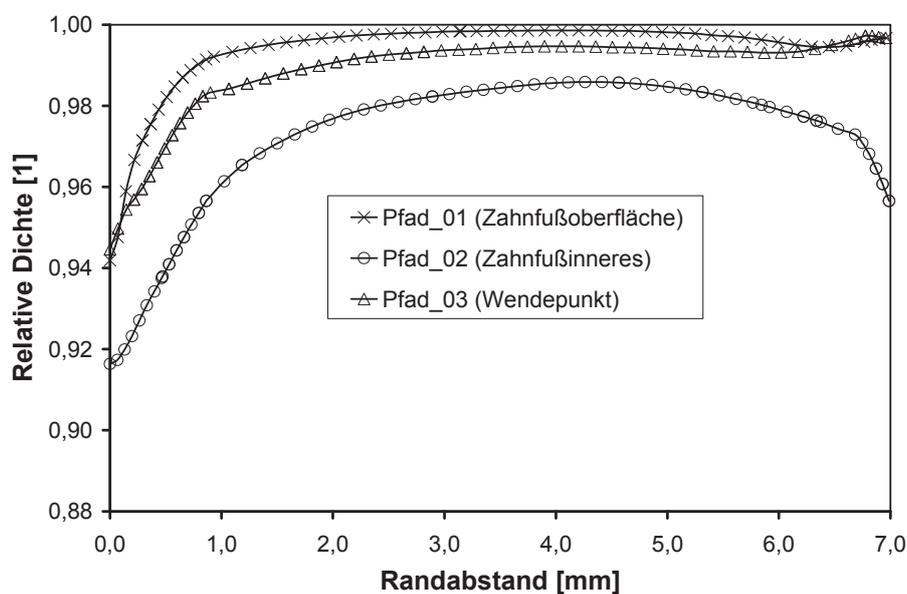


Abbildung 34: Relative Dichte entlang der Pfade_01 - _03.

Aus der Seitenansicht und den Schnittbildern (Abbildung 33) ist ersichtlich, dass die Verdichtung im einlaufenden Zahnbereich am geringsten ausfällt. Aus den Dichteverläufen entlang der Pfade ist ein starkes Ansteigen der Relativen Dichte entlang des ersten Millimeters in Zahntiefenrichtung ersichtlich (Abbildung 34). Grund dafür ist die Reibung zwischen den Kontaktflächen der Vorform und der Matrize. Durch sie wird der Materialfluss in der Randzone verlangsamt. Es kommt zu einem Materialstau, und somit zu einer verzögert einsetzenden Verdichtung. Die auftretenden Scherspannungen in Pressrichtung sind durchaus positiv zu bewerten, da nur durch die Überlagerung von Scher und Druckspannung relative Dichten nahe der theoretischen Dichte erreicht werden können.

Im weiteren Verlauf erreicht die Relative Dichte ein Plateau. Dieses wird entlang der Pfade_01 und _02 über die restliche Zahntiefe beibehalten. So ist auch kaum ein Unterschied

zwischen den Schnittbildern B-B und C-C in Abbildung 33 ersichtlich. Lediglich Pfad_03 zeigt ein Abfallen der relativen Dichte ab der Zahnmitte, wie es auch für das Axialwalzen von Zählrädern typisch ist. Der Grund für das unterschiedliche Verhalten der Dichteverläufe ist in ihrem Abstand zur Oberfläche und dem jeweiligen Verdichtungsgrad zu finden. Durch den Materialstau an der Zahnoberfläche steht bis zum Auslauf des Zahnes genügend Material zum Umformen und Verdichten zur Verfügung. Negativ wirkt das Verzögern des Materialflusses auf den Auslaufbereich des Zahnes in Form eines Grates.

Pfad_01 liegt an der Zahnoberfläche, Pfad_03 knapp darunter in einer Region hohen Aufmaßes und hoher Umformung. Beide profitieren somit vom Effekt des Materialstaus und erreichen relative Dichten nahe der Volldichte. Pfad_02 ist in einer Region geringen Aufmaßes in größerer Entfernung zur Zahnoberfläche als Pfad_03 positioniert. Der positive Effekt des Materialstaus zeigt hier keine Wirkung mehr. Stattdessen führt hier der Materialstau an der Zahnoberfläche während des Pressvorganges zu Spannungen in tieferen Bereichen des Zahnes.

Zu Beginn und am Ende des Pressvorganges herrscht ein nahezu ebener Spannungszustand, in der Mitte ein ebener Verzerrungszustand. In den Bereichen dazwischen tritt ein Übergang vom ebenen Spannungs- zum ebenen Verzerrungszustand und wieder zurück statt. Dies äußert sich in kleinen Druckspannungsbereichen zu Beginn des Pressvorganges, die bis zum Erreichen des mittleren Pressweges anwachsen und dort ihr Maximum erreichen. Dem folgt eine Abnahme der Druckspannungen bis zum Auslauf des Werkstückes (Abbildung 35). Je tiefer die Druckspannungen wirken, desto mehr Verdichtung wird erreicht. Somit tritt die höchste Verdichtung im mittleren Zahnbereich bei nahezu ebenem Verzerrungszustand auf, während sie zum Ein- und Auslauf hin wieder abnimmt (Pfad_02 in Abbildung 34).

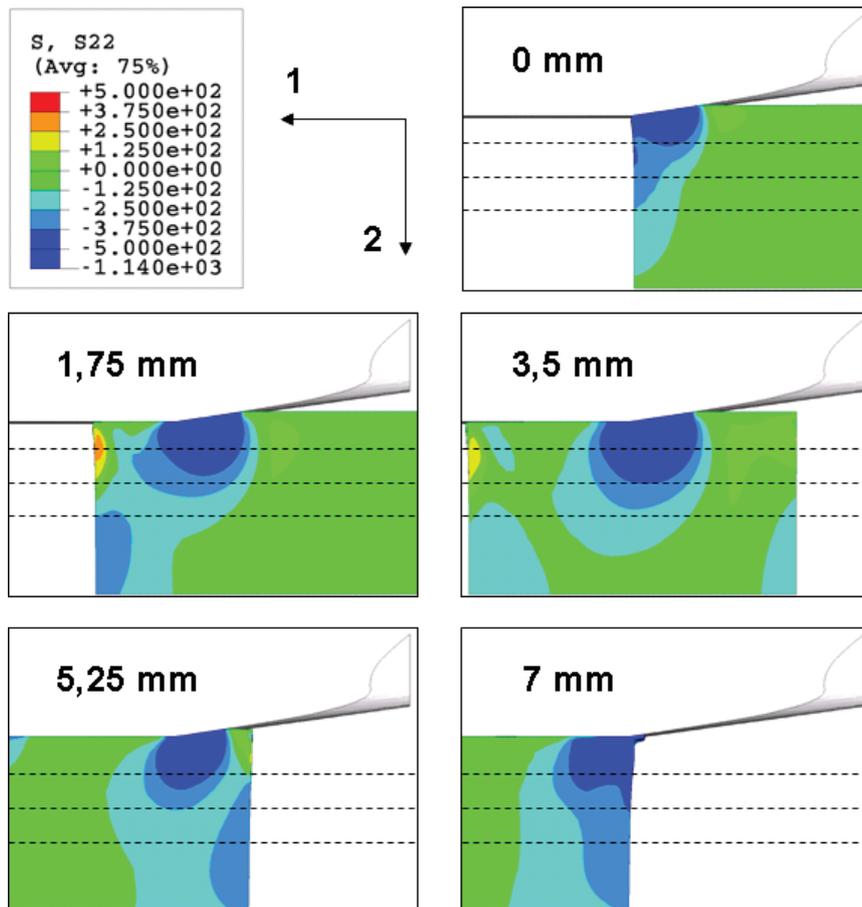


Abbildung 35: Veränderung der Druckspannungen (S22) über den Pressweg.

In der Simulation treten die Bereiche der höchsten Dichte entlang des Zahnfußes und der 30°-Berührtangente auf und klingen in Richtung des Zahnkopfes gleichmäßig ab (Abbildung 33). Ein derartiger Verlauf wird für Getriebezahnräder angestrebt. Jedoch fehlt es dem fertigen Werkstück an Zahnhöhe. Daher wird durch gezielte Vorformgestaltung versucht, ein Werkstück möglichst nahe der Sollkontur mit gewünschter Verdichtung zu erhalten. Im Zuge dessen wird die Prozessempfindlichkeit auf Aufmaßänderungen untersucht. Besonderes Augenmerk wird auf die Auswirkungen des Aufmaßes auf die Dichteverteilung gelegt.

Abschließend wird die zur Verdichtung benötigte Presskraft (Abbildung 36) betrachtet. Von Zeitpunkt Null bis A findet das Einschieben der Vorform in die Matrize statt. Im Zeitpunkt A tritt der erste Kontakt mit der Matrize auf. Im Folgenden wird die Vorform durch den konusförmigen Matrizeneinlauf gepresst. Im Zeitpunkt B wurden bereits rund zwei Drittel der Vorform verdichtet, und die Presskraft erreicht ihr Maximum. Bis zum Verlassen des konusförmigen Bereiches sinkt die Presskraft bis zum Zeitpunkt C ab. Von C bis D wird die Vorform durch den planen Auslaufbereich bewegt, bis sie in D in den konusförmigen Auslauf eintritt. Das zunehmende Lösen von Werkstück und Matrize führt zu einem Abfall der

benötigten Kraft bis zum Zeitpunkt E, in dem sich das Werkstück vollständig von der Matrize trennt.

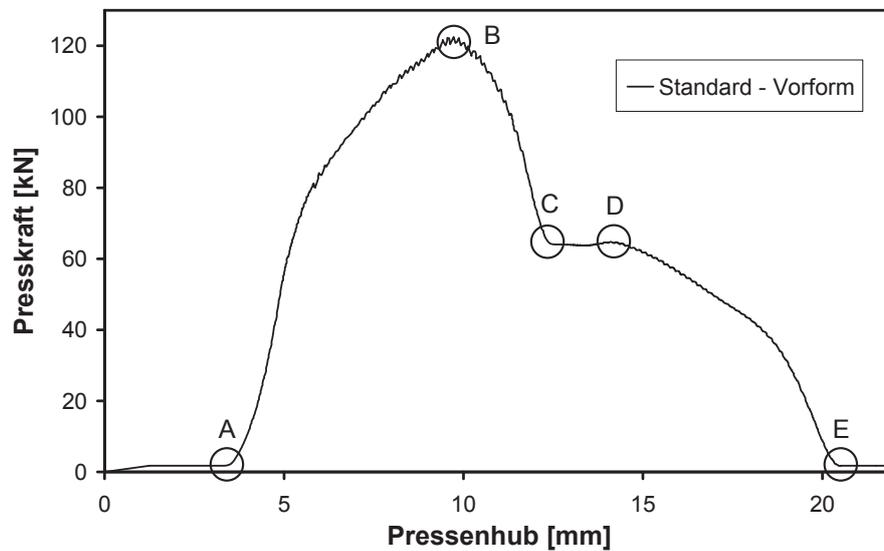


Abbildung 36: Presskraft (aus Simulation) und spezielle Zeitpunkte im Presskraftverlauf.

6.3 Erster Versuch der Vorformverbesserung

6.3.1 Ausgangssituation und Zielsetzung

Im ersten Versuch der Vorformverbesserung wird die Zahnhöhe der Vorform um 0,14 mm erhöht. Die übrige Geometrie bleibt unverändert (Abbildung 37). Ziel ist ein fertiger Zahn mit Sollhöhe, geringer Verdichtung am Zahnkopf und mit gleich bleibender Verdichtung über den restlichen Zahn wie für die Simulation mit der Standardvorform. Der angestrebte Dichteverlauf entspricht der Zielsetzung für Getriebezahnräder. Diese werden im Einsatz hohen Spannungen am Zahnfuß und entlang der 30° Berührtangente ausgesetzt, weshalb eine hohe Dichte in der Randschicht dieser Regionen unabdinglich ist.

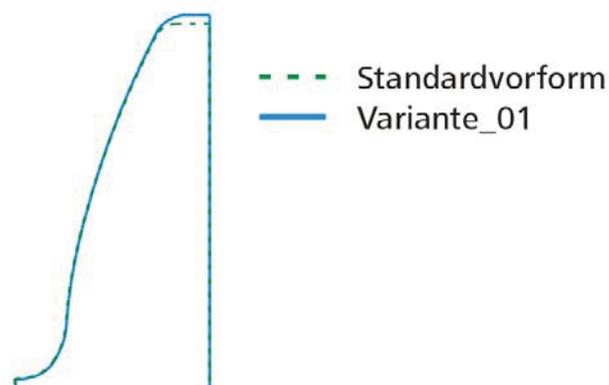


Abbildung 37: Konturenvergleich der Standardvorform mit der ersten Aufmaßvariante.

6.3.2 Resultate

Das Vergrößern des Zahnkopfes der Vorform führt in der Simulation zu einem Zahnrad mit Sollmaß in der Zahnhöhe und durchgängiger Übereinstimmung der Endgeometrie mit der Sollgeometrie (Abbildung 38).

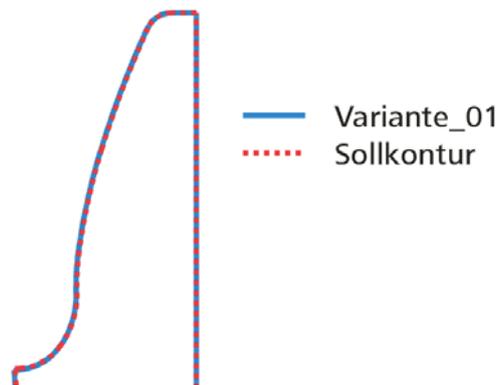


Abbildung 38: Vergleich der mit der Aufmaßvariante_01 erzielten Endkontur mit der Zahnsollkontur.

Durch das Erhöhen des Aufmaßes am Zahnkopf steigt die für die Verdichtung benötigte Presskraft geringfügig an. Aufgrund des vorzeitigen Simulationsabbruches wegen numerischer Instabilitäten kann nur vermutet werden, dass die Presskraft für den Bereich des Matrizenauslaufes nahezu unverändert bleibt (Abbildung 39).

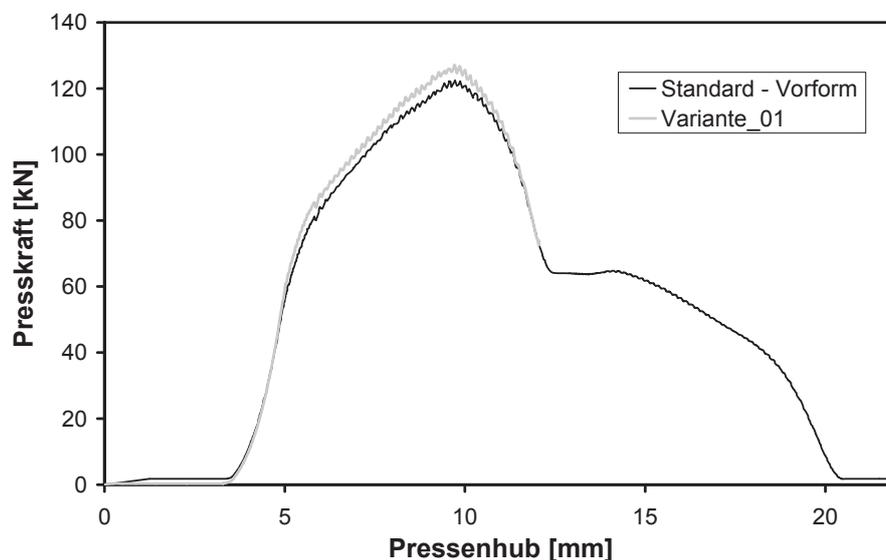


Abbildung 39: Vergleich der benötigten Presskräfte für die Standard Vorform und die erste Aufmaßvariante.

Um die Dichteverteilung zu beurteilen, wird wie bei der Standardvariante (Kapitel 6.2.2) vorgegangen und die Seitenansicht mit Schnitten und Pfaden in Zahntiefenrichtung analysiert (Abbildung 40).

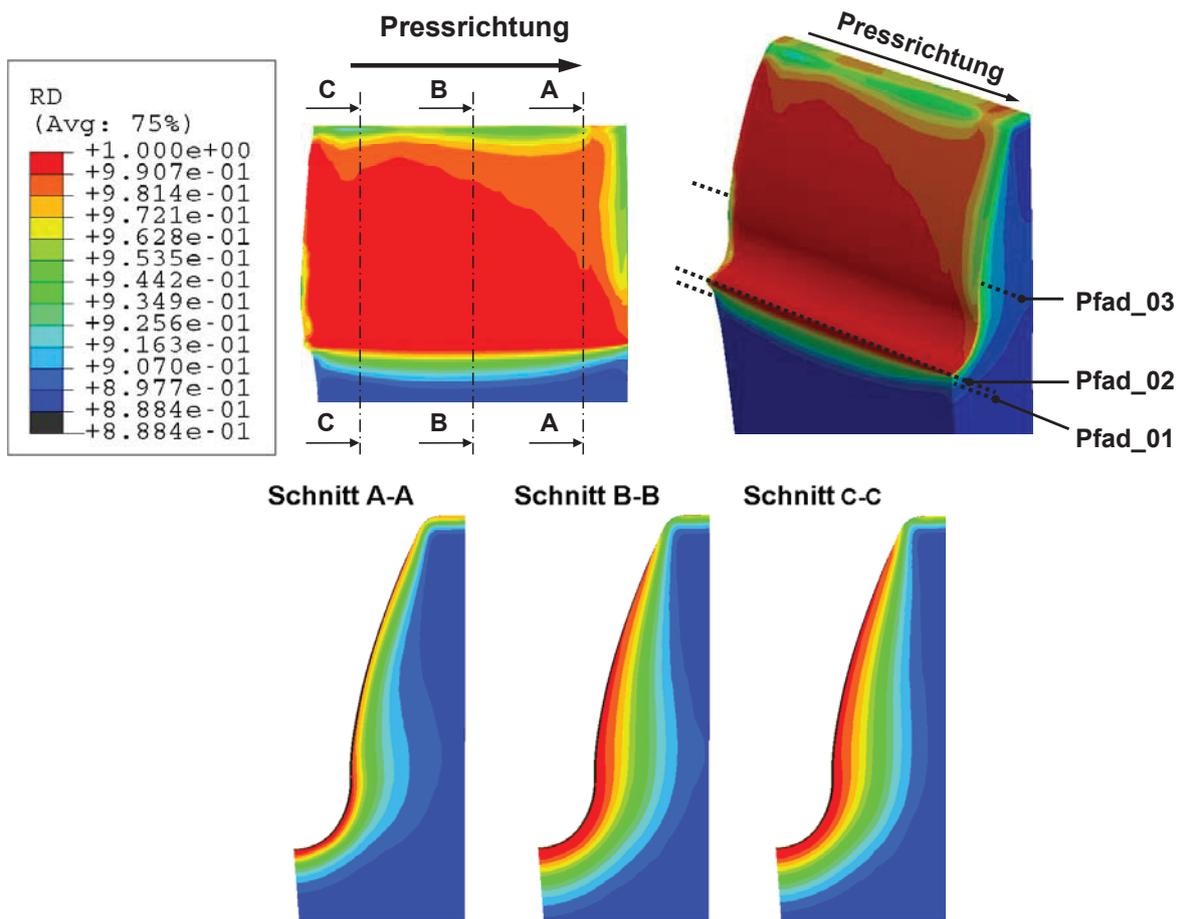


Abbildung 40: Relative Dichte in der Seitenansicht und den Schnittebenen der ersten Vorformvariante.

Analog zur Simulation der Standardvariante tritt der Effekt des raschen Ansteigens der relativen Dichte auf Werte nahe der Volldichte in den Oberflächenregionen auf (Abbildung 41a). Ebenso kann das Ansteigen der relativen Dichte zur Mitte hin und ein anschließendes Abfallen selbiger für die tieferen Regionen des Zahnes detektiert werden (Abbildung 41b) und c).

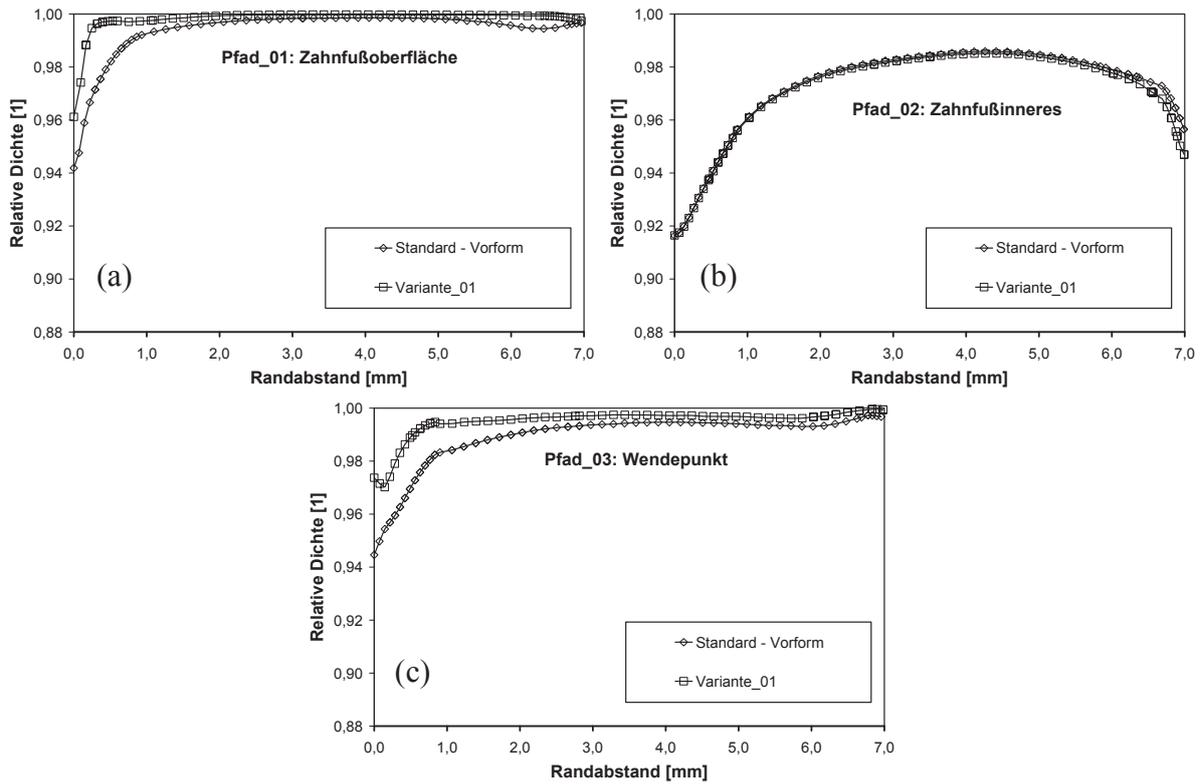


Abbildung 41: Relative Dichte als Funktion des Randabstandes für die Pfade_01 bis _03.

Zur genaueren Analyse der Dichtegradienten in Zahnbreitenrichtung werden in der Schnittebene B-B drei weitere Pfade mit den Bezeichnungen Pfad_04, _05 und _06 eingebracht (Abbildung 43). Sie spiegeln die Veränderung der Dichte mit zunehmendem Abstand zur Oberfläche wider.

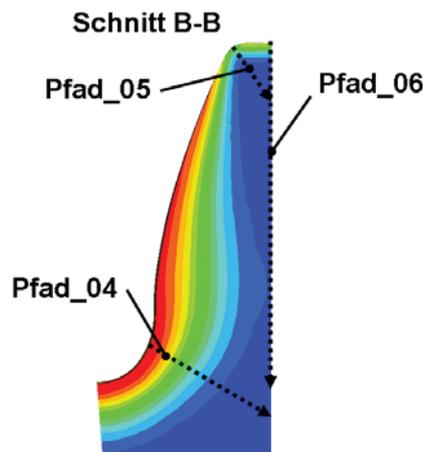


Abbildung 42: Verlauf der in die Schnittebene B-B eingebrachten Auswertepfade.

Die Auswertung der relativen Dichte entlang von Pfaden_04 bis _06 führt zu den in Abbildung 43 dargestellten Verläufen.

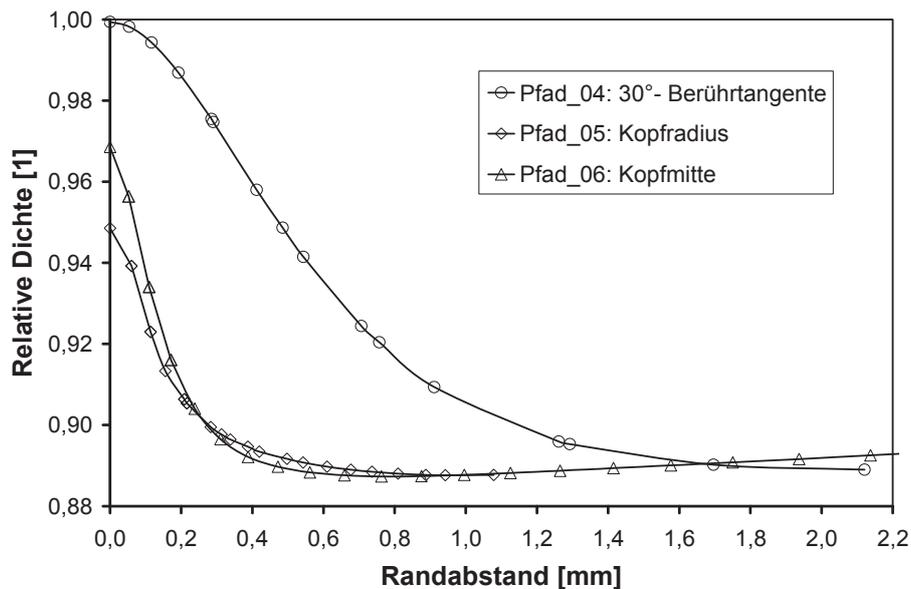


Abbildung 43: Relative Dichte entlang der Pfade _04, _05 und _06.

Aus Pfad_04 ist ersichtlich, dass im Bereich der 30° Berührtangente die theoretische Voll-dichte erreicht wird, und bis in eine Schichtdicke von 500 μm die relative Dichte über 95 % liegt. Für den mit geringem Aufmaß versehenen Zahnkopf werden niedrigere Enddichten erreicht, die zudem mit wachsendem Abstand zur Oberfläche rasch abfallen. In einer Entfernung von 500 μm zur Oberfläche stellt sich sowohl für Pfad_04 als auch Pfad_05 die Ausgangsdichte ein. Auffällig ist, dass die Abnahme der Dichte entlang aller Pfade gleichmäßig erfolgt.

Aus der Betrachtung der Dichteverteilung wird geschlossen, dass das geringe Übermaß in der Zahnhöhe der Vorform zur Sollgeometrie in einer geringen Verdichtung am Zahnkopf wirkt (Abbildung 40 und Abbildung 43), während die nicht modifizierten Bereiche der Vorform im Endergebnis keine Veränderung in ihren Dichteverteilungen erfahren (Abbildung 41). Dies legt den Schluss nahe, dass die Verdichtung in lokal eng begrenzten Bereichen stattfindet und somit ein Einstellen der gewünschten Enddichte durch lokales Erhöhen des Aufmaßes möglich ist. Zur Überprüfung dieser Annahme wird mit einer weiteren Vorformvariante versucht, eine höhere Dichte am Zahnkopf zu erzeugen.

6.4 Zweiter Versuch der Vorformverbesserung

6.4.1 Ausgangssituation und Zielsetzung

Mit der ersten Aufmaßvariante wurde eine gute Schichtausbildung in Form hoher Enddichte in den Bereichen Zahnfuß und Zahnflanke erreicht und somit die Grundanforderungen bezüglich der Dichteverteilung eines Getriebezahnrades erfüllt. In einem weiteren Schritt wird nun versucht, die für Kettenräder geforderte Dichteverteilung im simulierten Bauteil einzustellen.

Für Kettenräder wird eine hohe relative Dichte entlang des Zahnkopfes und der Zahnflanke angestrebt, während der Zahnfuß im Einsatz geringer belastet wird und dadurch geringere Enddichten als für Getriebezahnräder aufweisen kann. Somit gilt es, die Dichte am Zahnkopf des fertigen Bauteils durch gezieltes Aufmaß auf Werte nahe der Volldichte einzustellen. Dazu wird das Aufmaß am Zahnkopf gegenüber der ersten Vorformvariante am Zahnkopf um weitere 0,033 mm erhöht.

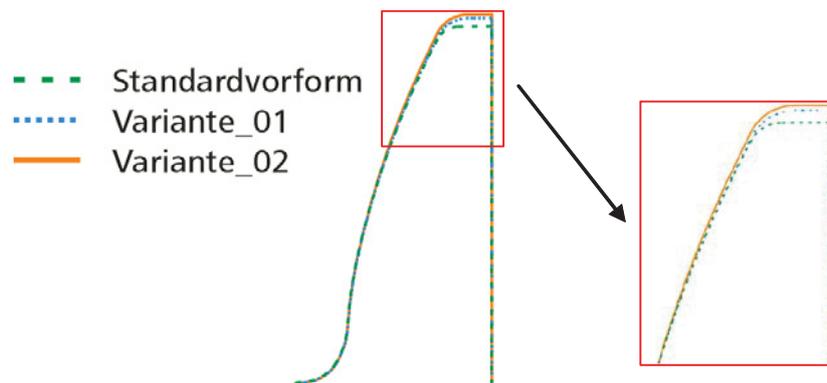


Abbildung 44: Aufmaßänderungen von Variante_02 zu Variante_01 und der Standardvorform.

6.4.2 Resultate

Die Betrachtung der Seitenansicht und der Schnittbilder zeigt eine deutliche Zunahme der relativen Dichte im Bereich des Zahnkopfes (Abbildung 45). Zur quantitativen Analyse werden wie für die vorhergehende Variante der Pfade_01 bis Pfad_03 in Zahntiefenrichtung, und Pfad_04 bis Pfad_06 in die Schnittebene B-B eingebracht (Abbildung 45).

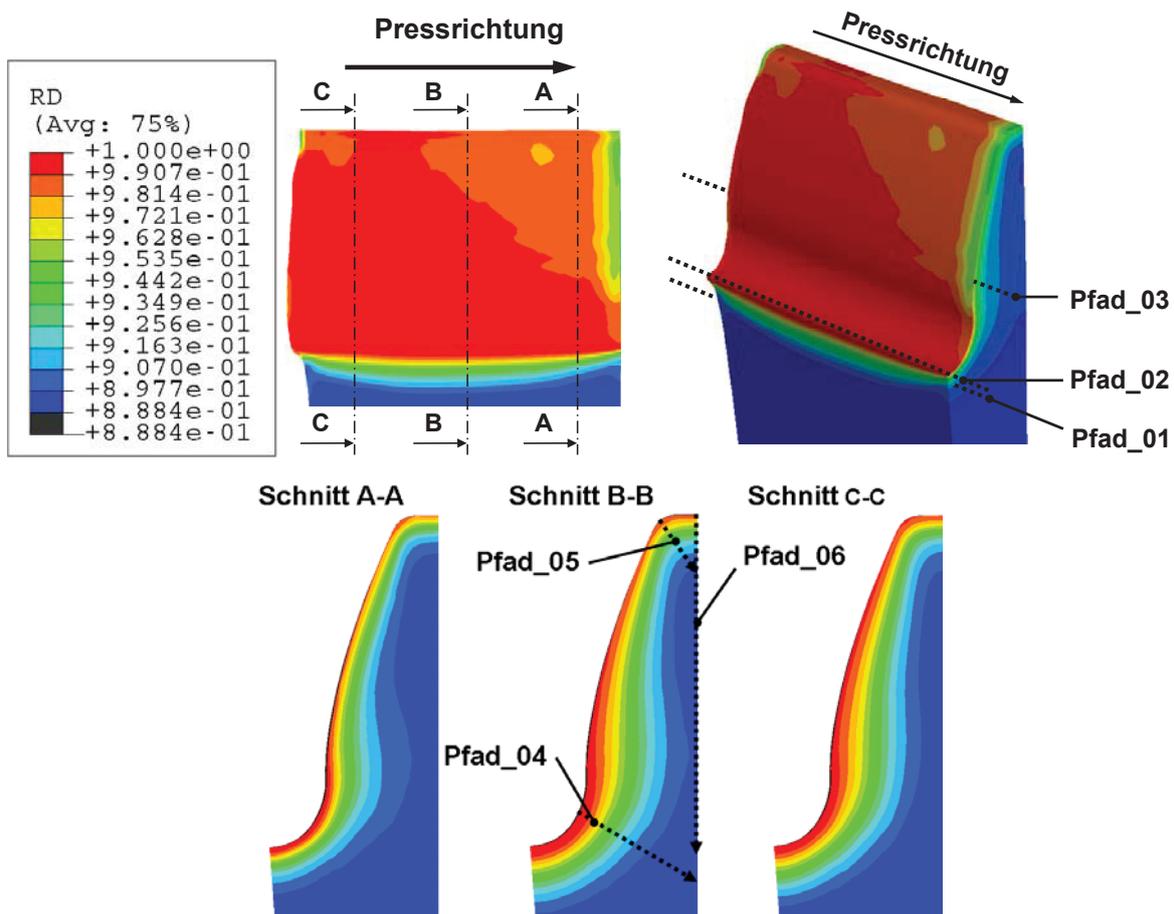


Abbildung 45: Dichteverteilung in Seitenansicht und Schnittebenen; Darstellung der Auswertepfade.

Die Pfade_01 bis _04 liegen in einer Region, deren Vorformgeometrie bei allen drei untersuchten Varianten gleich ausgebildet ist. Entsprechend der Überlegung, dass nur veränderte Vorformregionen eine Änderung in der Dichte erfahren, sollte die Dichteverteilung für alle drei Varianten entlang dieser Pfade gleich ausfallen. Entlang der am modifizierten Zahnkopf positionierten Pfade_05 und _06 ist ein Zuwachs an Dichte zu erwarten.

Die numerische Auswertung der Pfade_01 bis _04 zeigt für alle drei Varianten in den unveränderten Vorformbereichen eine signifikante Übereinstimmung der Dichteverteilung (Abbildung 46). Das Phänomen geringerer Dichte am Zahneinlauf ist in der Seitenansicht des fertigen Zahnes (Abbildung 45) und den Verläufen der Pfade_01 bis _03 (Abbildung 46) gut nachweisbar. Der mit mehr Aufmaß versehene Zahnkopf erfährt einen Anstieg an Dichte. Für den am Zahnkopfradius platzierten Pfad_05 ist dieser besonders deutlich. Mit 99 % an der Zahnoberfläche wächst die relative Dichte um 5 % auf die ersten 0,2 mm Schichtdicke und rund 4 % auf die folgenden 0,2 mm (Abbildung 46) an. Für den Bereich der Zahnkopfmittle

fällt der Zuwachs an relativer Dichte geringer aus, und nimmt Werte ähnlich des Zahnkopfradius an (Abbildung 46).

Diese Ergebnisse bekräftigen die Annahme, dass über das lokale Aufmaß der Vorform die Dichteverteilung im fertigen Bauteil einstellbar ist. Die Verdichtung erfolgt überwiegend normal zur Oberfläche. Somit führt eine lokale Aufmaßerhöhung der Vorform zu einer lokalen Dichteerhöhung im fertigen Bauteil in den zuvor aufmaßreichen Regionen.

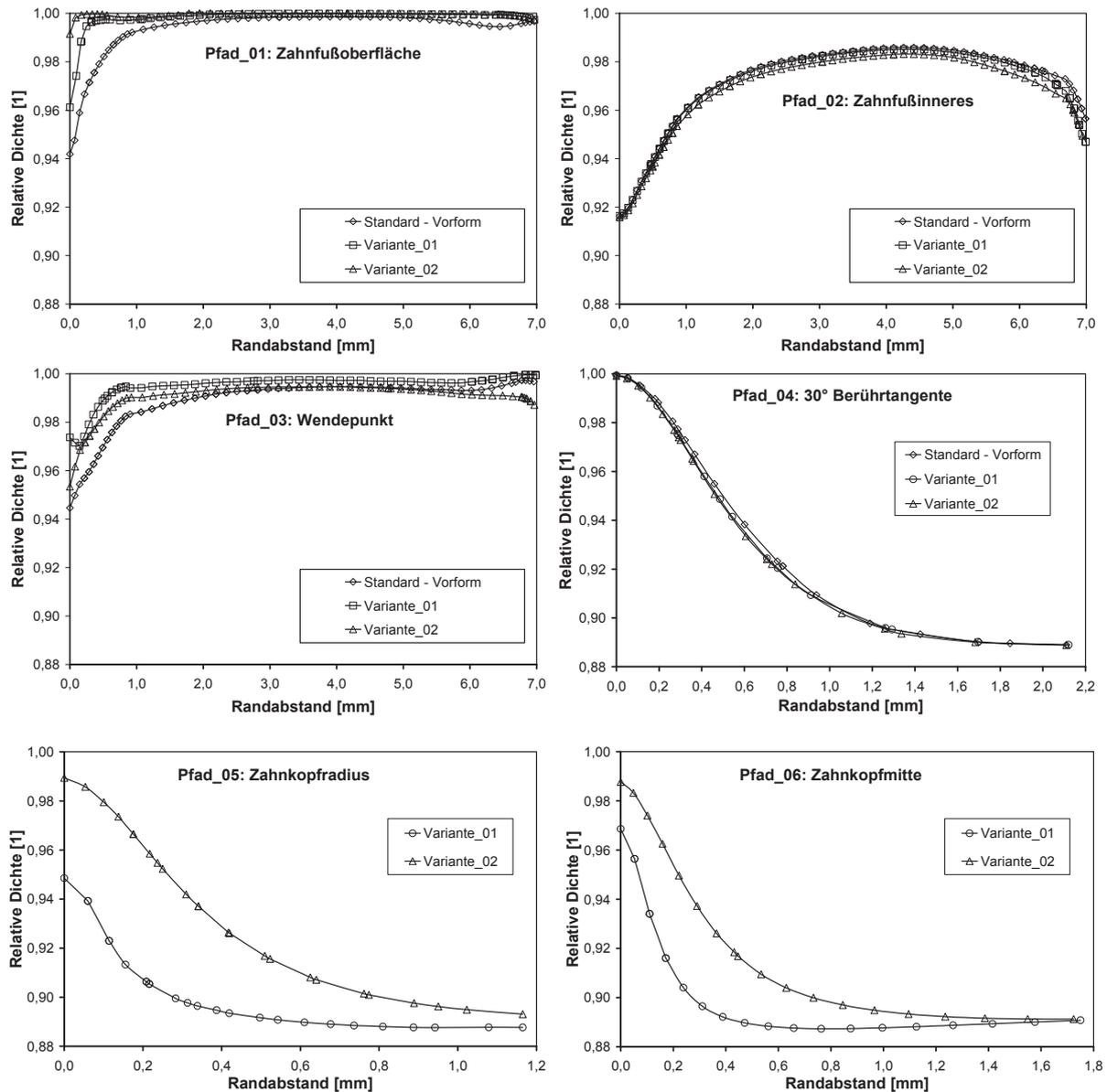


Abbildung 46: Relative Dichte entlang der Pfade _01 - _06.

Das erhöhte Aufmaß hat auf die Profiltreue keine Auswirkungen, und die in der Simulation erreichte Endkontur stimmt mit dem Sollprofil überein (Abbildung 47). Obwohl die Simulation aufgrund numerischer Probleme frühzeitig abgebrochen wurde, ist wie in der Simulation

zur ersten Aufmaßvariante ein Ansteigen der benötigten Presskraft aufgrund des höheren Aufmaßes zu beobachten (Abbildung 48).

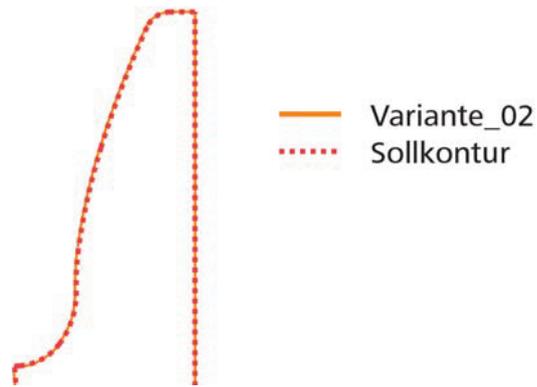


Abbildung 47: Vergleich der simulierten Endkontur der zweiten Aufmaßvariante mit der Sollkontur.

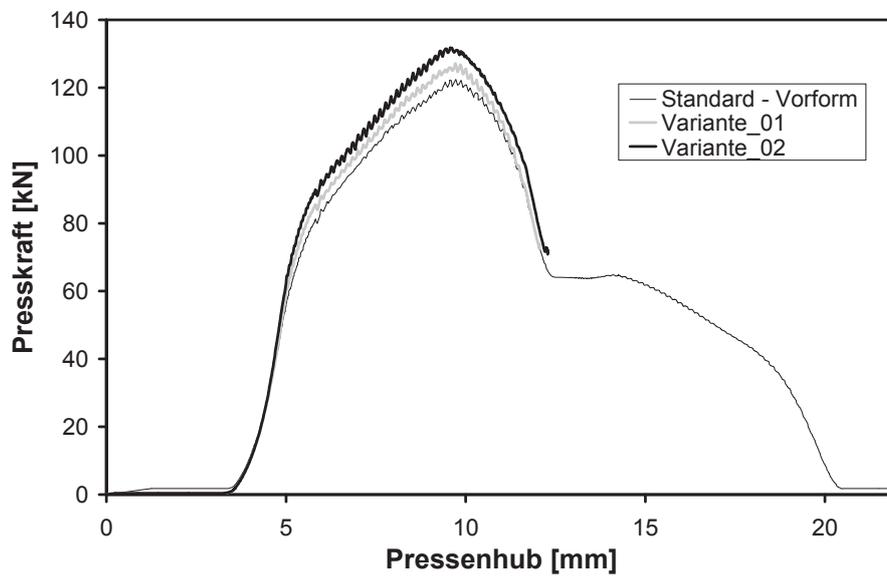


Abbildung 48: Verlauf der Presskraft für die simulierten Vorformgeometrien.

7 Halbwarmumformversuche

7.1 Hintergrund und angedachte Anwendung

Momentan gängigstes Verfahren zur Herstellung oberflächenverdichteter Zahnräder ist der Querwalzprozess (Kapitel 3.3.2). Dieses Verfahren scheint bei der Herstellung von Schrägverzahnungen mit der aktuellen Technologie an die Prozessgrenzen zu stoßen. Grund dafür ist die Forderung der Automobilindustrie nach Getriebezahnrädern mit immer längeren und schlankeren Zähnen zur Geräuschminimierung [Cap06]. Bei deren Herstellung treten hohe Spannungen auf, denen die Werkzeuge nicht mehr gewachsen sind [Hat06]. Darum wird angedacht, die Umformkräfte durch gezielte Halbwarmumformung zu reduzieren, um das Prozessspektrum des Querwalzprozesses als auch von neu angedachten Prozessen zu erweitern. Um das Ausmaß der möglichen Kraftreduktion durch Halbwarmumformung abschätzen zu können, werden am Lehrstuhl für Umformtechnik der Montanuniversität Leoben Zylinderstauchversuche nach [Doe86] durchgeführt.

7.2 Versuchskonzept

Für die Versuchsdurchführung wird zuerst eine obere Grenztemperatur bestimmt. Dazu werden Proben aus einem in der Zahnradproduktion verwendeten Sinterstahl mit 0,3% Kohlenstoff- und 0,85% Molybdängehalt von Raumtemperatur aus erwärmt und auf Zunderbildung hin beobachtet. Dies geschieht in Schritten von 50°C. Am Ende jedes Erwärmungsschrittes wird die Probe auf mögliche Verzunderungen untersucht. Als obere Grenztemperatur wird jene festgelegt, bei der noch keine mit freiem Auge ersichtliche Zunderschicht auftritt. Für den gewählten Werkstoff liegt diese bei 500°C. Darüber tritt eine dunkelgraue Verfärbung der Probe ein, und eine feine Schicht Zunder, welche abgekratzt werden kann, tritt auf.

Für sechs Temperaturen oberhalb der Raumtemperatur wird das Stauchen von je zwei Proben bei sechs unterschiedlichen Umformgeschwindigkeiten mit Aufnahme der Kraft – Weg Kurven vorgesehen. Mit den gleichen Umformgeschwindigkeiten werden Proben bei Raumtemperatur gestaucht, um Referenzdaten zu erhalten. Zur Sicherstellung eines möglichst einachsigen Spannungszustandes werden Proben mit einer Geometrie nach Rastegaev (Abbildung 49a) gemäß Doege [Doe86] verwendet. Über eine zusätzliche seitliche Bohrung wird ein Thermoelement in die Proben eingebracht, um deren Temperaturänderung während des Stauchens aufzuzeichnen.

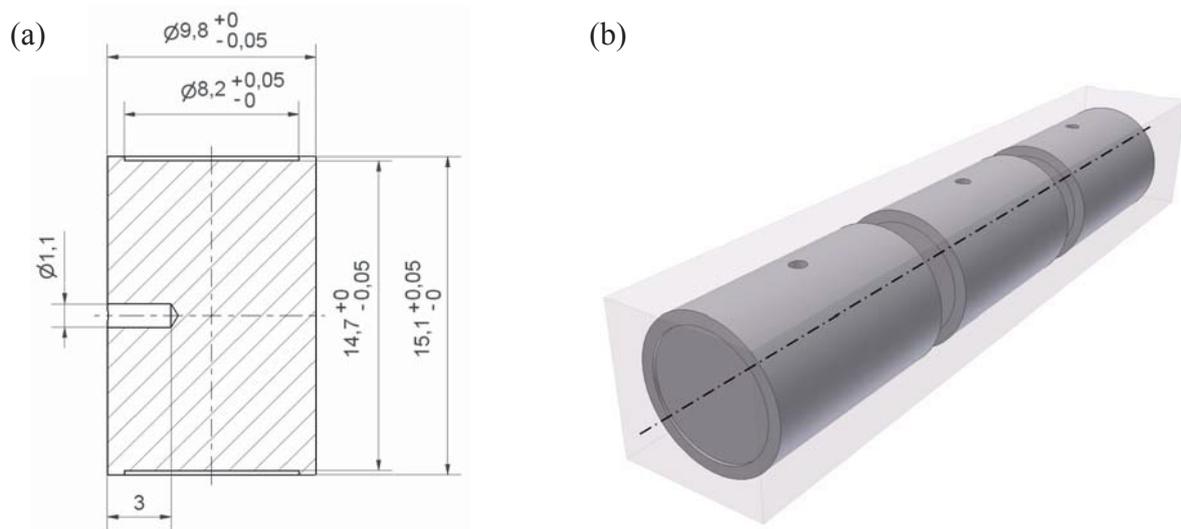


Abbildung 49: Geometrie (a) und Lage im Ausgangsmaterial (b) der verwendeten Proben.

7.3 Versuchsdurchführung

Es wird versucht, die Streuung bezüglich der Anfangsdichte und der Geometrie der für die Stauchversuche benötigten Proben möglichst gering zu halten. Dazu werden alle Proben aus einem Vierkantstab mittels CNC – Drehtechnik herausgearbeitet, wobei sich die Achslage der Proben mit jener des Ausgangsstabes deckt (Abbildung 49 b). Das spätere Wiegen und Vermessen der Proben bestätigt diese Vorgehensweise in Form einer sehr guten Übereinstimmung der Proben hinsichtlich Geometrie und Gewicht (Tabelle 2). Die Standardabweichung für das Probenvolumen beträgt $0,761 \text{ mm}^3$ und für das Probengewicht $0,0154 \text{ g}$. Daraus resultiert eine Standardabweichung für die relative Dichte von $0,1288 \%$.

Tabelle 2: Abmessungen, Gewicht und berechnete relative Dichte ausgewählter Proben.

Probe Nr.	h_0 [mm]	d_0 [mm]	V_0 [mm ³]	Gewicht [g]	ρ_{rel} [%]
1	15,13	9,78	1115,7	7,812	89,082
2	15,13	9,78	1115,7	7,812	89,082
3	15,13	9,77	1113,4	7,771	88,798
4	15,13	9,78	1115,7	7,828	89,265
5	15,13	9,78	1115,7	7,803	88,980
6	15,13	9,78	1115,7	7,811	89,071
7	15,13	9,78	1115,7	7,797	88,911
8	15,13	9,78	1115,7	7,807	89,025

Für die Stauchversuche werden die Temperaturen 20, 150, 250, 350, 400, 450 und 500°C , sowie die Umformgeschwindigkeiten $\varphi_{\text{pkt}} = 0,1; 0,2; 0,5; 1; 2; 10$ ausgewählt. Zur genauen Bestimmung der Probentemperatur wird über eine seitliche Bohrung ein Thermoelement

eingbracht. Das Stauchen der Rastegaev Proben erfolgt mit konstanter Umformgeschwindigkeit bis Umformgrad 0,7. Dieser Wert liegt nahe dem Grenzumformgrad des Materials, da aus früheren Experimenten [Hat06] bekannt ist, dass Proben bei Raumtemperatur bei höheren Umformgraden Oberflächenrisse zeigen. Während des Stauchens wurden die Kraft – Weg und Temperatur - Weg Verläufe aufgezeichnet.

7.4 Auswertung der Fließkurven

Aus den aufgezeichneten Kraft – Weg Kurven werden die Fließkurven nach Doege [Doe86] berechnet und als Funktion des Umformgrades gemäß Gleichung 4 die verschiedenen Temperaturbereiche dargestellt (Abbildung 50).

$$\varphi = \ln\left(\frac{h_1}{h_2}\right) \quad (4)$$

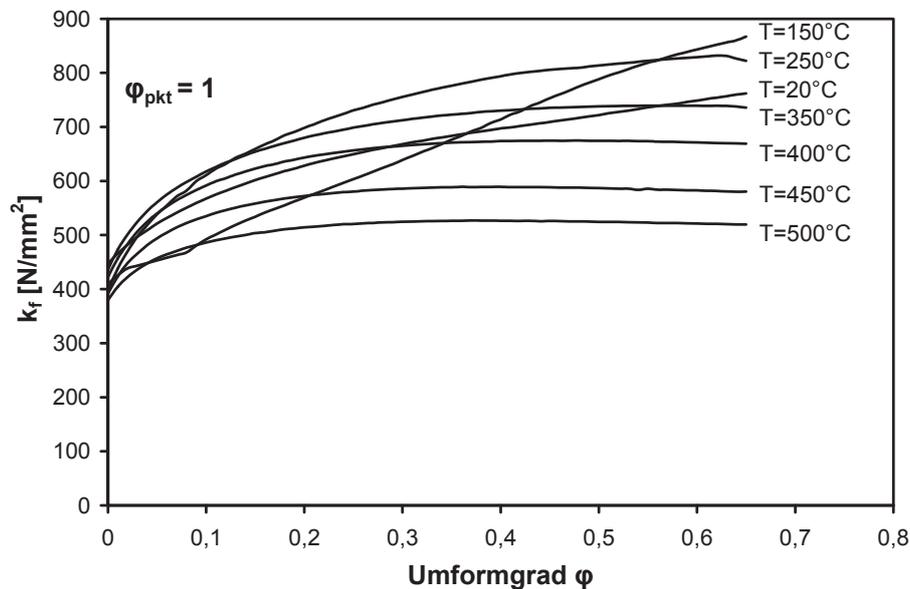


Abbildung 50: Fließspannung als Funktion des Umformgrades für die gewählten Umformtemperaturen.

Aus Abbildung 50 ist ersichtlich, dass die Fließspannung für die Versuchstemperatur $T = 250^\circ\text{C}$ bis $\varphi = 0,6$ am höchsten ausfällt. Die Fließspannung für $T = 150^\circ\text{C}$ liegt für Umformgrade kleiner 0,4 unter jener der Raumtemperatur, und überschreitet erst bei höheren Umformgraden deren Niveau. Jedoch zeigt eine genaue Beobachtung jener Proben, die mit $T = 150^\circ\text{C}$ gestaucht werden, ein frühes Auftreten von Rissen aufgrund geringer Duktilität. Durch diese kommt es zu einer scheinbaren Abnahme der nötigen Presskraft zu Beginn der Versuche. Um den Einfluss der Umformgeschwindigkeit auf die Fließspannung abzuklären, wird diese als Funktion der Umformgeschwindigkeit für ausgewählte Umformgrade aufgetragen (Abbildung 51 a bis c).

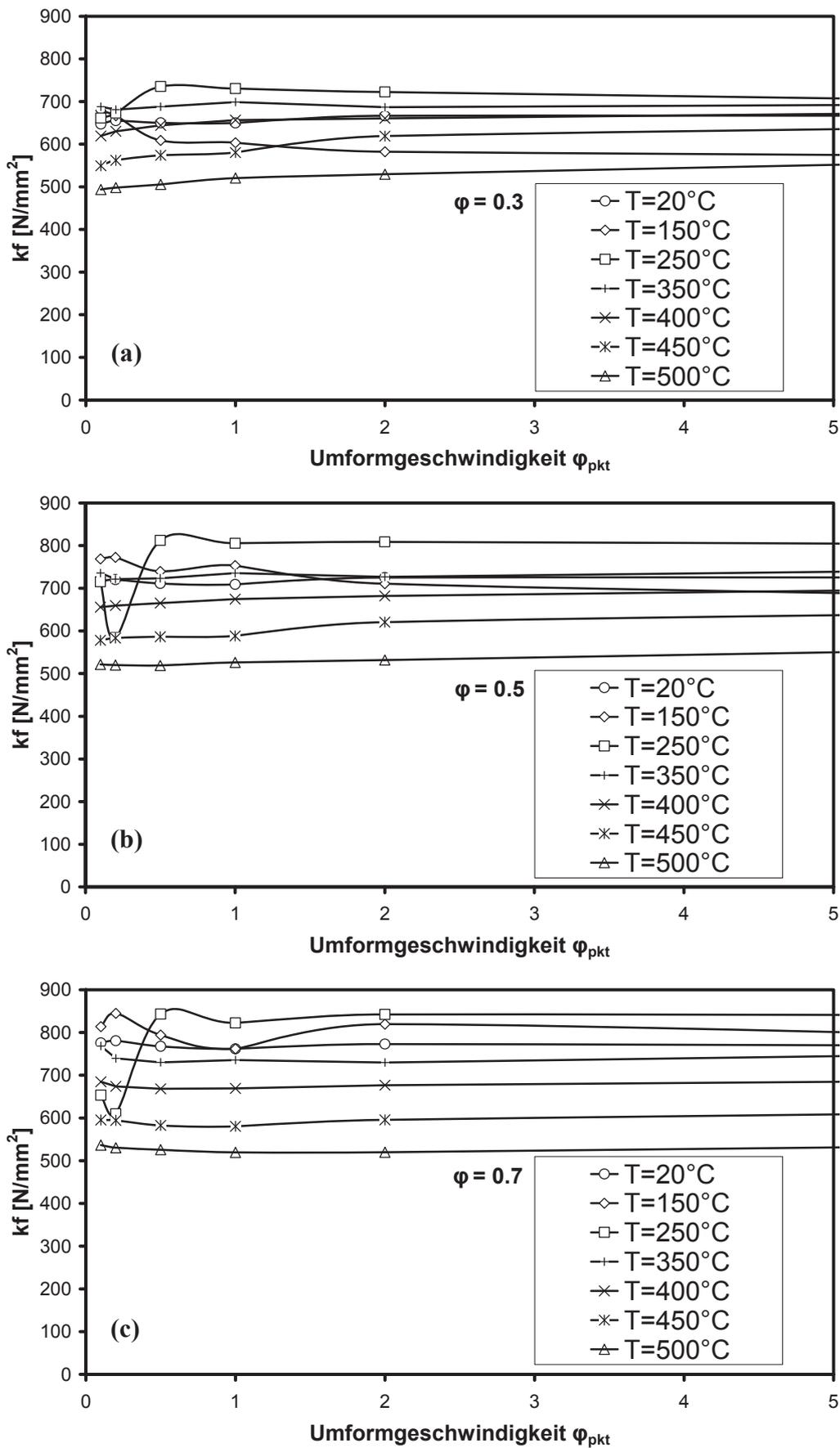


Abbildung 51: Fließspannung als Funktion der Umformgeschwindigkeit für verschiedene Temperaturen für die Umformgrade 0,3 (a), 0,5 (b) und 0,7 (c).

Für den untersuchten Temperaturbereich von 20 bis 500°C ist die Fließspannung bei gleichem Umformgrad nahezu konstant für alle Umformgeschwindigkeiten (Abbildung 51 a bis c). Da die bei 350°C aufgenommenen Fließspannungen für die verschiedenen Umformgeschwindigkeiten für die Umformgrade $\varphi = 0,3$ (Abbildung 51a) und $\varphi = 0,5$ (Abbildung 51b) ungefähr wieder auf dem Niveau der Fließspannung bei Raumtemperatur und für $\varphi = 0,7$ (Abbildung 51c) geringfügig darunter liegen, wird davon ausgegangen, dass mit $T = 350^\circ\text{C}$ der Bereich der geringen Duktilität für den untersuchten Werkstoff verlassen wird. Ein deutliches Unterschreiten der Fließspannung bei Raumtemperatur für den gesamten Umformbereich kann erst für die Versuchstemperaturen $T = 450^\circ\text{C}$ und $T = 500^\circ\text{C}$ festgestellt werden (Abbildung 50). Für $T = 400^\circ\text{C}$ tritt eine Ersparnis an Umformkräften erst mit Umformgraden größer $\varphi = 0,35$ ein (Abbildung 50).

Bekräftigt wird diese Annahme durch ein kontinuierliches Abnehmen der Fließspannung mit zunehmender Temperatur für die Versuche über 350°C. So sinkt mit $T = 400^\circ\text{C}$ die Fließspannung für $\varphi = 0,7$ und $\varphi_{\text{pkt}} = 1$ um rund 100 N/mm^2 verglichen mit der Fließspannung bei Raumtemperatur (Abbildung 51c). Ein Erhöhen der Probestemperatur um 50°C reduziert die Fließspannung um weitere 90 N/mm^2 (Abbildung 51c). Mit Probestemperatur 500°C wird die Fließspannung auf 520 N/mm^2 verringert (Abbildung 51c). Dies entspricht einer Reduktion von 32,5 % verglichen zum Ausgangswert bei Raumtemperatur. Für kleinere Umformgrade fällt die Einsparung an Umformkräften geringer aus (Abbildung 51b und c, Abbildung 52).

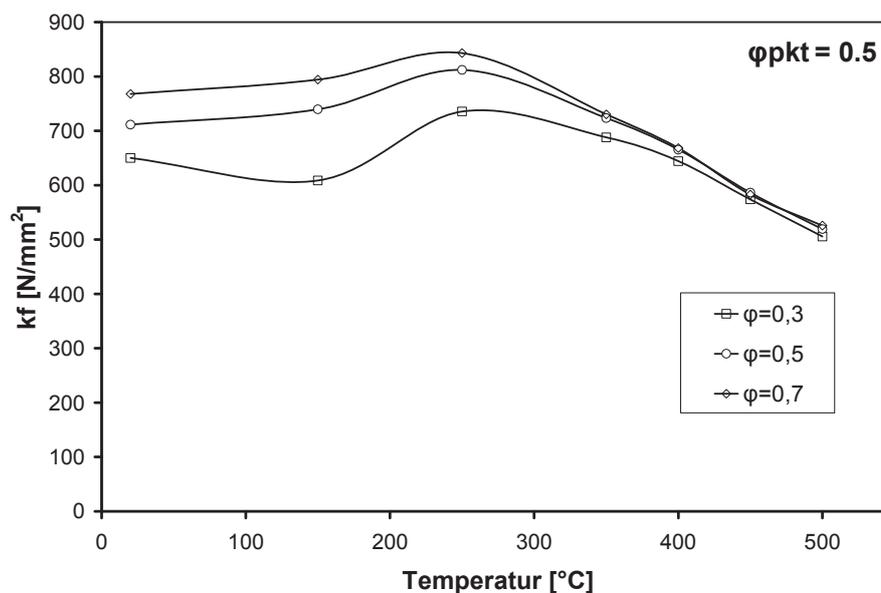


Abbildung 52: Fließspannung als Funktion der Temperatur.

Aus der Analyse der Fließkurven ist eine Reduzierung der Umformkräfte durch Halbwarmumformung für den untersuchten Werkstoff ableitbar, solange mit Temperaturen über 450°C

gearbeitet wird. Für eine derartige Anwendung müssen jedoch etwaige negative Auswirkung des Erwärms auf den Werkstoff geklärt werden. Von besonderem Interesse ist die Porenausbildung in Abhängigkeit von der Umformtemperatur.

7.5 Einfluss der Umformtemperatur auf die Porosität

7.5.1 Methodik

Um die Auswirkung der Umformtemperatur auf die Porenausbildung erfassen zu können, werden für jede Umformtemperatur Schliffbilder von mit $\varphi_{\text{pkt}} = 1$ gestauchten Proben angefertigt. Um ein rotationssymmetrisches Abbild der Porenverteilung zu erhalten, wird die Schnittebene so gelegt, dass die Probenachse auf ihr zu liegen kommt (Abbildung 53). Da das gewonnene Schliffbild doppelt symmetrisch ist, ist es ausreichend ein Viertel der Schnittfläche zu analysieren (Abbildung 54a).

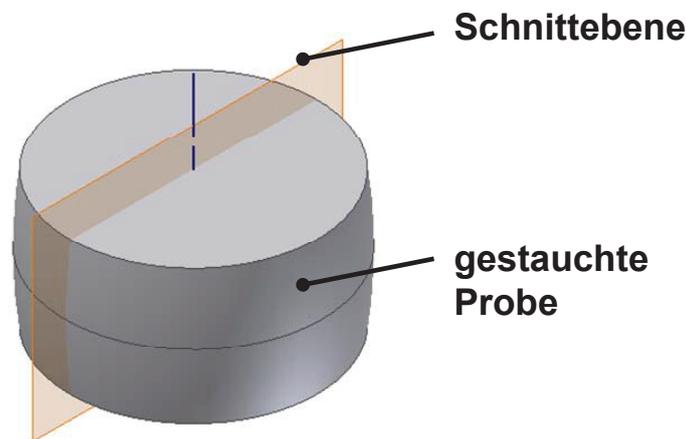


Abbildung 53: Lage der für die Schliffherstellung gewählten Schnittebene.

Die Probenaufbereitung erfolgt nach [Str07]. Unter Verwendung eines mit einer Kamera gekoppelten, optischen Mikroskops werden zwei Probenregionen zur Analyse unter 200facher Vergrößerung abgebildet. Region A liegt auf der Probenachse ein Sechstel der Gesamtprobenhöhe beziehungsweise ein Drittel der Höhe des betrachteten Probenausschnittes unter dem Probenrand. Region B wird in die Probenmitte aufgebracht (Abbildung 54b). Um einen aussagekräftigen Vergleich der Regionen sicherzustellen, werden alle Abbildungen bei gleicher Beleuchtungsintensität aufgenommen.

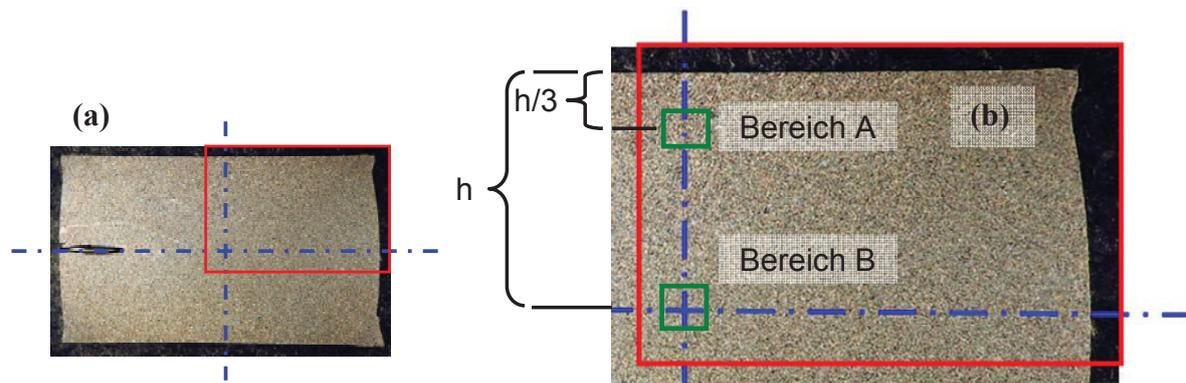


Abbildung 54: Viertelsymmetrie der Probenquerschnittsfläche (a) und Lage der analysierten Probenbereiche (b). Der Porenanteil der einzelnen Bereiche wird mittels quantitativer Bildanalyse [Ana03] ermittelt. Dieses Verfahren bestimmt das Verhältnis verschieden farbiger Bildanteile zueinander. Da in den getätigten Abbildung die Poren dunkel und die dichten Bereiche hell erscheinen, wird das Schlibfbild durch Auszug des Grünfarbanteils in ein schwarz – weiß Bild umgewandelt. Die Zuordnung von Grautönen in die Kategorie helle beziehungsweise dunkle Fläche erfolgt über das Setzen eines Farbtorschwellwertes. Anschließend wird der Anteil dunkler Flächen zur Gesamtfläche ermittelt, und daraus die Porosität abgeleitet.

Da das Setzen des Farbtorschwellwertes starke Auswirkung auf die Qualität der ermittelten Porositätswerte hat, wird dieser an Hand einer Probe bekannter Dichte ermittelt. Dazu wird ein Schliff einer vermessenen und gewogenen, ungestauchten Probe angefertigt. Unter 200facher Vergrößerung der Schnittfläche wird der Farbtorschwellwert so justiert, dass die durch quantitative Bildanalyse bestimmte Porosität mit der berechneten übereinstimmt. Da alle Probenschliffe und Probenaufnahmen unter gleichen Bedingungen angefertigt wurden, wird der ermittelte Schwellwert zur Auswertung aller Schlibfbilder herangezogen.

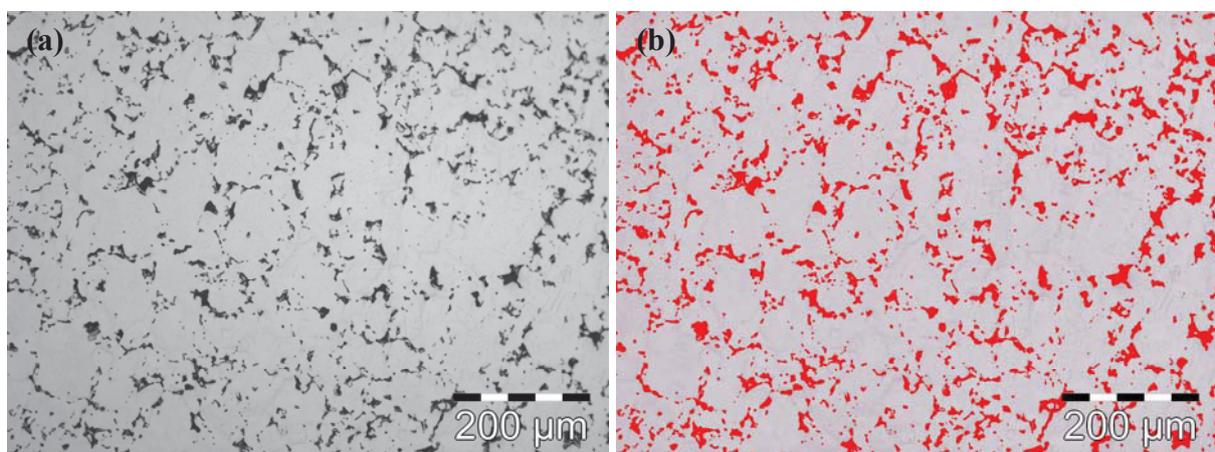


Abbildung 55: Schlibfbild unter 200facher Vergrößerung (a) und die durch den ermittelten Schwellwert in der quantitativen Bildanalyse identifizierten Poren (b).

Da die gestauchten Proben aufgrund der sehr guten Schmierbedingungen nur eine geringe Ausbauchung aufweisen (Abbildung 56), ist auf eine gute Annäherung des einachsigen Spannungszustandes zu schließen. Somit sind Eigenheiten im Verhalten der Porosität in den untersuchten Bereichen weniger auf reibungsbedingte Spannungen, sondern überwiegend auf die Umformtemperatur zurückzuführen.

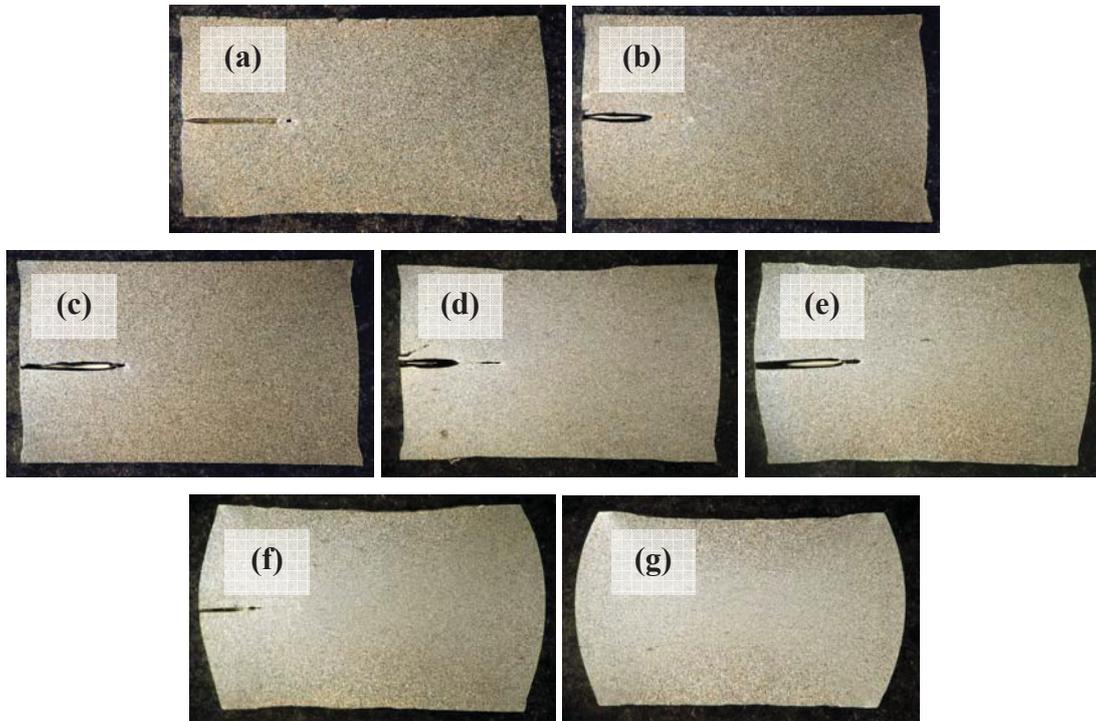


Abbildung 56: Kontur der Schliifproben für die Umformtemperaturen 20 (a), 150 (b), 250 (c), 350 (d), 400 (e), 450 (f) und 500°C (g).

7.5.2 Analyse des Bereichs A

Für die Analyse der Auswirkung der Umformtemperatur auf die Restporosität werden die in Abbildung 57 dargestellten Schlibbilder von Proben, die bei den Umformtemperaturen 20°C (a), 150°C (b), 250°C (c), 350°C (d), 400°C (e), 450°C (f) und 500°C (g) gestaucht wurden, (unter 200facher Vergrößerung) herangezogen.

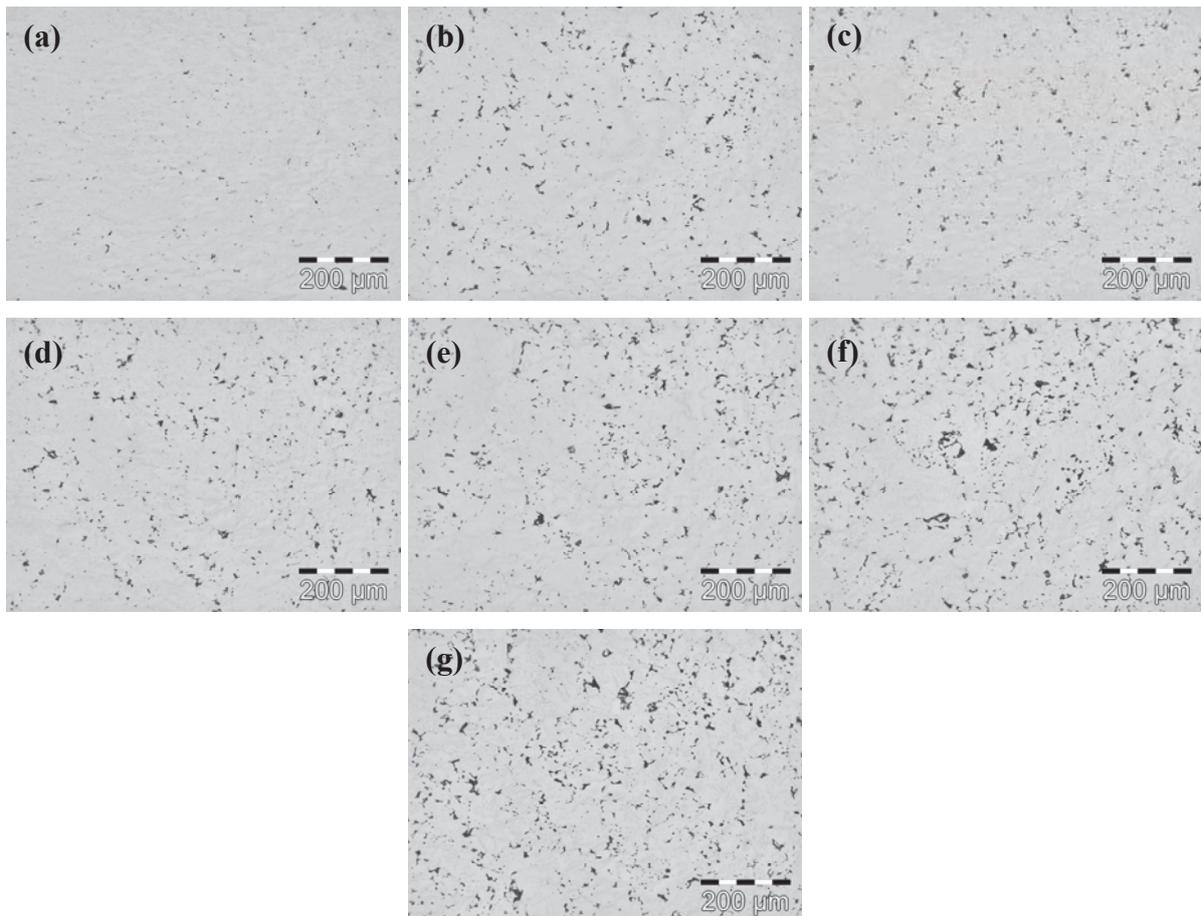


Abbildung 57: Schlibbilder des Bereichs A laut Abbildung 54b der Stauchproben für die untersuchten Umformtemperaturen.

Während sich die Abbildungen (b), (c) und (d) in der Betrachtung durch das freie Auge sehr ähnlich sehen, ist eine stetige Zunahme des Porenanteils von (e) über (f) bis (g) ersichtlich. Zur genaueren Analyse wird mittels quantitativer Bildanalyse die Restporosität aus den Schlibbildern abgeleitet und in Abbildung 61 als Funktion der Umformtemperatur aufgetragen. Für die Umformung bei Raumtemperatur beträgt die Porosität in der Region A ca. 1,5 % und erreicht für die Umformtemperaturen $T = 150^{\circ}\text{C}$, $T = 250^{\circ}\text{C}$ und $T = 350^{\circ}\text{C}$ annähernd ein Plateau mit rund 3 % Porosität. Dabei fällt die Porosität für $T = 250^{\circ}\text{C}$ etwas geringer aus als jene von $T = 250^{\circ}\text{C}$ und 350°C . Dem folgt ein stetiger Anstieg der Porosität mit steigender

Umformtemperatur bis zum höchsten untersuchten Temperaturbereich $T = 500^{\circ}\text{C}$ in dem die Porosität rund 6,4 % beträgt.

Dieses Verhalten ist durch den an den oberflächennahen Regionen auftretenden Schmiedeeffekt begründet. Auch wenn für die Stauchversuche auf Umformtemperatur erwärmte Werkzeuge verwendet werden, kommt es zur Ausprägung eines Temperaturgradienten in der Probe, mit höchster Temperatur in der Probenmitte und geringster an der Probenoberfläche. Die Ursache dafür ist die aus dem inneren Materialfluss resultierende Reibungswärme, die während des Stauchens zu einem kontinuierlichen Anstieg der Temperatur im Probeninneren führt (Abbildung 58).

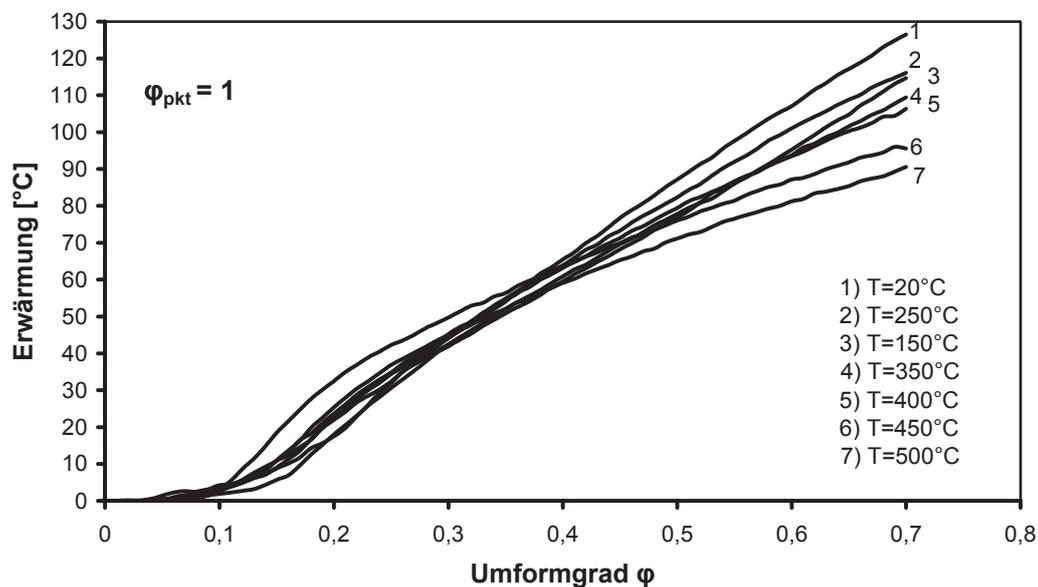


Abbildung 58: Erwärmung der Probenmitte über den Stauchprozess.

Die Wärme fließt vom Probeninneren an die Probenoberfläche und wird von dieser an die Werkzeuge abgeleitet. Der Anstieg der Temperatur im Bereich der Probenmitte führt zu einer lokalen Änderung der Fließspannung. Besonders deutlich ist dieser Effekt für die bei $T = 400^{\circ}\text{C}$, 450°C und 500°C gestauchten Proben. Hier führt die Erwärmung der Probenmitte zu einem deutlichen Abfall der Fließspannung (vgl. 7.4 Auswertung der Fließkurven, Abbildung 52), weshalb die Probenmitte bevorzugt verdichtet wird, während die Poren an der Oberfläche mit zunehmender Oberflächennähe weniger geschlossen werden.

Besonders gut ersichtlich ist dieses Verhalten für das Stauchen für $T = 500^{\circ}\text{C}$ in dem die höchste Porosität für die Region A detektiert wurde. Im Schliffbild unter 50facher Vergrößerung ist eine deutliche Abnahme der Porengröße und Porenanzahl mit zunehmendem Abstand von der Oberfläche erkennbar (Abbildung 59).

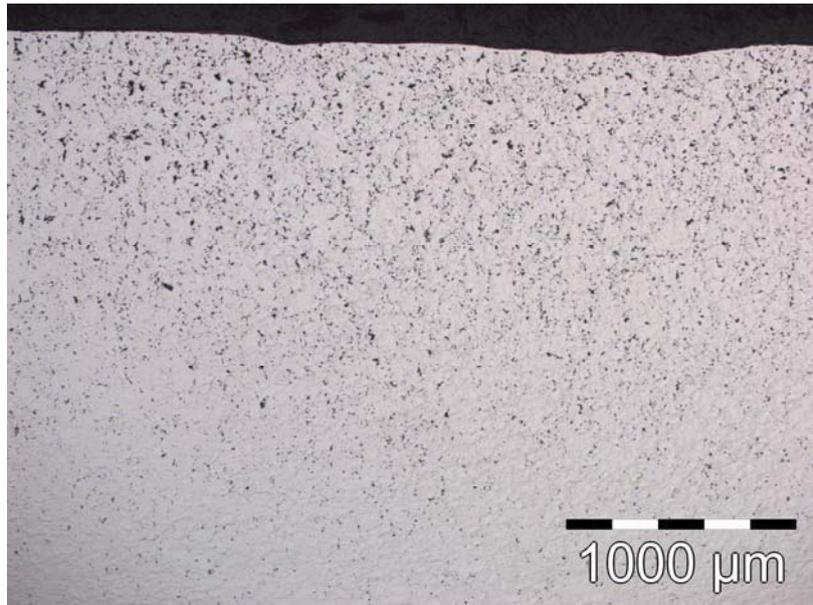


Abbildung 59: Porenbildung an der Probenrandzone (Bereich A unter 50facher Vergrößerung).

Ebenso ist durch den Temperaturanstieg des Probeninneren die Abnahme der Porosität für $T = 250^{\circ}\text{C}$ erklärbar. Für den untersuchten Werkstoff wurde eine Abnahme der Duktilität im Temperaturbereich von 150 bis 350°C festgestellt. Für $T = 250^{\circ}\text{C}$ wurde die höchste Fließspannung ermittelt und eine Abnahme selbiger für die nächste untersuchte Umformtemperatur von $T = 350^{\circ}\text{C}$ festgestellt. Da das Duktilitätsminimum (das Maximum der Fließspannung) im Bereich $T = 250$ bis 350°C liegt, setzt das durch die Umformung erwärmte Probeninnere einer Verformung einen erhöhten Widerstand entgegen, wodurch oberflächennahe Poren verstärkt geschlossen werden.

7.5.3 Analyse des Bereichs B

Die Schliffbilder der bei den Umformtemperaturen $T = 20, 150, 250,$ und 350°C gestauchten Proben (Abbildung 60 a bis d) ähneln einander in Porengröße und Anzahl. Eine leichte Abnahme der Porenanzahl ist für $T = 400^{\circ}\text{C}$ ersichtlich (Abbildung 60 e). Mit steigender Umformtemperatur nimmt die Porenanzahl und Porengröße deutlich ab (Abbildung 11 f und g). So weist die bei 500°C gestauchte Probe nur mehr vereinzelte, sehr kleine Poren auf (Abbildung 11g).

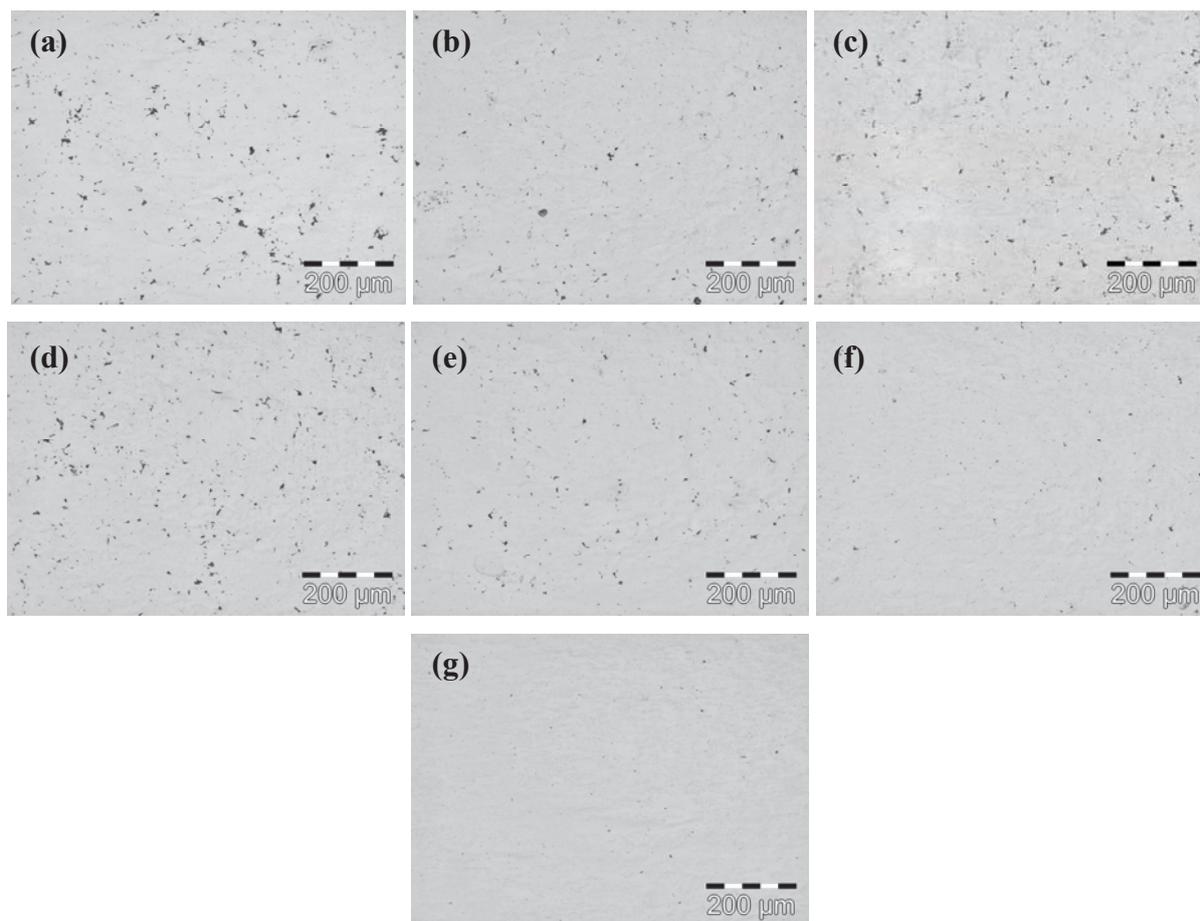


Abbildung 60: Schliffbilder des Bereichs B laut Abbildung 54b der Stauchproben für die untersuchten Umformtemperaturen.

Ein mit diesen Beobachtungen übereinstimmendes Ergebnis liefert die quantitative Bildanalyse. Während die Porosität für den Temperaturbereich $20 - 350^{\circ}\text{C}$ Werte zwischen 1,2 und 2% annimmt, sinkt diese mit höheren Umformtemperaturen auf nahezu Volldichte ab (Abbildung 61). Das starke Abfallen der Porosität für hohe Umformtemperaturen stimmt mit dem in der Analyse der Region A (Kapitel 7.5.2) erwähnten Schmiedeeffekt überein, welcher zu einem Anstieg der Porosität in den Randzonen bei gleichzeitiger Abnahme der Porosität im Probeninneren führt (Abbildung 61).

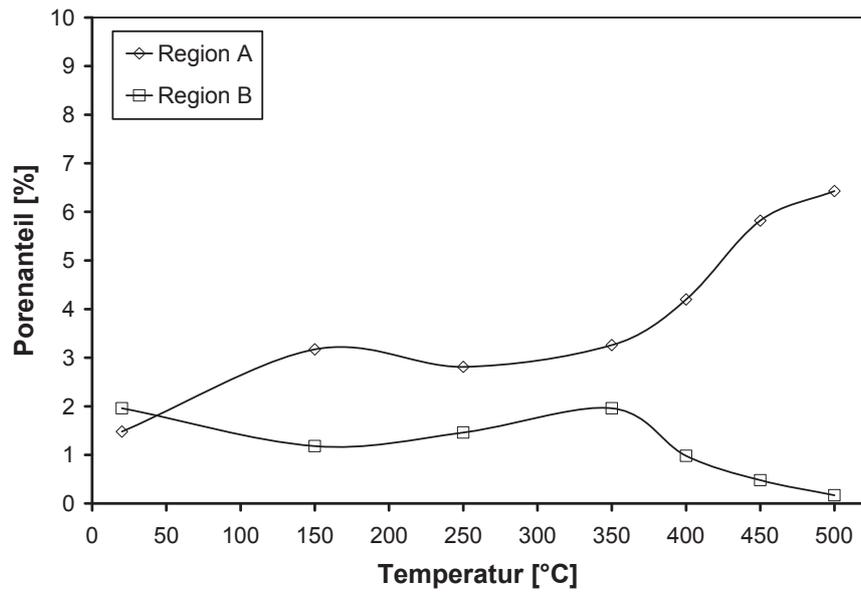


Abbildung 61: Verbleibende Porosität der Regionen A und B in Abhängigkeit von der Umformtemperatur.

8 Verfahrenvergleich

Mit der im Rahmen dieser Arbeit vorliegenden Literaturrecherche, den getätigten Simulationen und Versuchen ist es möglich, die bekannten und die neu angedachten Verfahren zur gezielten Oberflächenverdichtung miteinander zu vergleichen. Ziel ist es, die aussichtsreichsten Verfahren zu ermitteln, um gezielt neue Forschungs- und Entwicklungsschwerpunkte zu setzen. Dazu werden die einzelnen Verfahren in Anlehnung an eine QFD – Analyse [Buc04] in verschiedenen Kriterien in direkten Vergleich zueinander gestellt. Um eine Relation zu den Anforderungen, die an einen industriellen Prozess gestellt werden, zu erhalten, wird der bereits erfolgreich in der industriellen Großserienfertigung eingesetzte Querwalzprozess (Kapitel 3.3.2) als Vergleichsbasis herangezogen. Der systematische Vergleich der Verfahren erfolgt in Form einer Bewertungsmatrix.

8.1 Bewertungsmatrix und Bewertungsprozess

Zur Beurteilung der einzelnen Verfahren werden basierend auf der Literaturrecherche und Gesprächen im Hause Miba einige grundlegende Anforderungen an einen Massenfertigungsprozess zur Zahnradoberflächenverdichtung ausgewählt. Die erarbeiteten Kriterien sind in der Bewertungsmatrix in Form einer Spalte angeordnet.

Für jeden Prozess werden für jedes Kriterium Punkte von eins (sehr schlecht) bis fünf (sehr gut) vergeben. Da zum Teil starke Unterschiede in der Wichtigkeit der einzelnen Kriterien existieren, werden die Bewertungskriterien fünfstufig gewichtet. Basis ist eine durchschnittliche Bedeutung des Kriteriums, darüber und darunter existieren je zwei Auf- bzw. Abstufungen. Die erreichten Punkte für einen Prozess für ein Bewertungskriterium resultieren aus den Wertungspunkten multipliziert mit dem jeweiligen Gewichtungsfaktor.

Im durchgeführten Vergleich wird einer durchschnittlichen Wichtigkeit der Multiplikatorwert zehn zugewiesen. Eine Auf- bzw. Abstufung der Wichtigkeit eines Kriteriums soll einen Zugewinn bzw. Verlust von 100 % in den Gesamtpunkten bezogen auf den Basiswert bewirken. Eine nochmalige Auf- bzw. Abstufung soll eine Änderung der Punktezahl von 250 % bezogen auf die vorige Stufe beziehungsweise 500% in Relation zum Ausgangswert in den erreichten Punkten hervorrufen. Als Multiplikatoren ergeben sich bei einer Basis von zehn die Zahlen 2 – 5 – 10 – 20 – 50 (Abbildung 62). Am Ende der Bewertungsphase werden

die erreichten Punkte in den einzelnen Kriterien für jedes Verfahren aufsummiert und so eine Reihung von sehr aussichtsreich bis unrentabel erstellt.

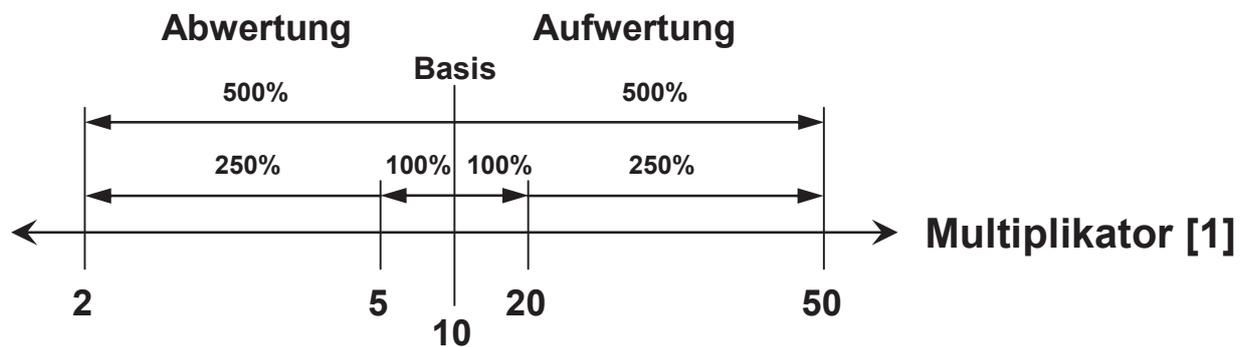


Abbildung 62: Verteilung und prozentuelle Abstände der Gewichtungsfaktoren.

8.2 Bewertungskriterien

Die Bewertung erfolgt in den drei Hauptkategorien „Prozesskennwerte“, „Fertigung“ und „Anlagentechnik“. Der Umfang und die Bedeutung der Hauptkategorien wird im Folgenden genauer erläutert.

8.2.1 Prozesskennwerte

Die Hauptkategorie „Prozesskennwerte“ wird in zwei Unterkategorien gegliedert. Die erste Unterkategorie ist mit „Bauteileigenschaften“ betitelt. Sie umfasst technische Kennwerte an denen die Qualität oberflächenverdichteter Sinterzahnäder gemessen wird. Es sind dies Kriterien der Geometrietreue, der Oberflächenqualität und der Reproduzierbarkeit. Da die Qualität oberflächenverdichteter Sinterzahnäder hauptsächlich von der Ausbildung der Oberflächenschicht abhängt, erhält das Kriterium „Schichtausbildung“ die höchste Gewichtung.

Die zweite Unterkategorie der „Prozesskennwerte“ wird mit „Prozessspektrum“ bezeichnet. An Hand verschiedener industrieller Fertigungsanforderungen wird die Universalität der einzelnen Verfahren beurteilt. Als komplexe Geometrie werden jene Zahn- und Kettenräder verstanden, die zusätzlich zu Verzahnung und Mittenbohrung mit Passfeder einen weiteren funktionellen Bauteilabschnitt oder eine Unterbrechung der Verzahnung (Abbildung 63a) aufweisen. Beispiele dafür sind vom kreisrunden Querschnitt abweichende Mittenbohrungsprofile (Abbildung 63b) wie Innenverzahnungen, zusätzliche Passfedernuten, Kegelstufen und Gewinde. Ebenfalls eine komplexe Geometrie besitzen Zahn- beziehungsweise Kettenräder, die in Speichenbauweise (Abbildung 63c) ausgeführt werden.

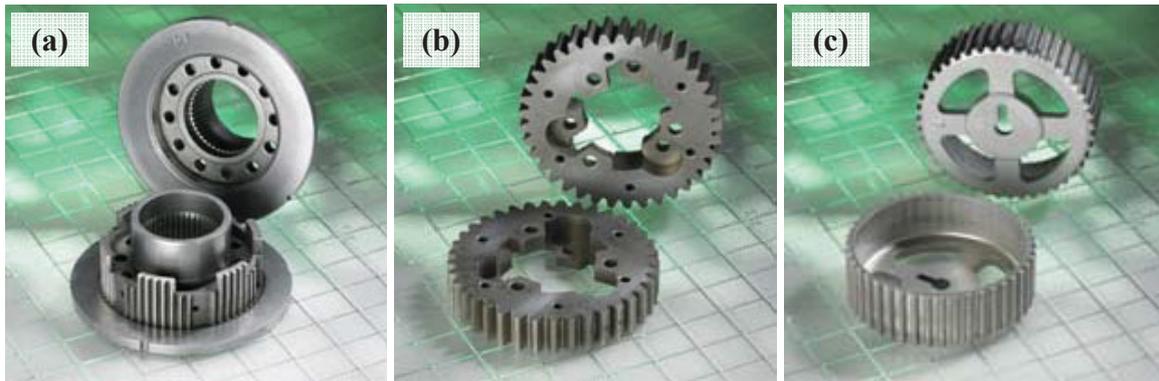


Abbildung 63: Beispiele für komplexe Geometrien: Unterbrochene Verzahnung (a), komplexe Innengeometrie (b) und Speichenbauweise (c) [Ipm07].

8.2.2 Fertigung

Die Kategorie „Fertigung“ beurteilt den zu erwartenden Aufwand für einzelne Stationen von Auftragannahme bis zur Serienfertigung einer neuen Bauteilgeometrie. Dazu wird die „Fertigung“ in zwei Teilbereiche untergliedert. Der erste Teilbereich ist die „Entwicklungsphase“. Er umfasst Kriterien, die den Aufwand für das Finden geeigneter Werkstückvorformen und Werkzeuggeometrien, sowie deren Herstellung widerspiegeln. Des Weiteren wird die Möglichkeit, den Aufwand für die Geometrienfindung im Vorfeld mittels Simulation zu reduzieren berücksichtigt.

Die zweite Unterkategorie „Produktionsphase“ enthält die durch Werkzeuge anfallenden Kosten in Form der „Werkzeugstandzeit“, und die Kosten für den „Vorbereitungsaufwand“. Von höchster Bedeutung für die wirtschaftliche Fertigung und somit mit höchster Gewichtung versehen, sind die zu erreichenden bzw. zu erwartenden „Taktzeiten“. Ausgangsbasis für die Bewertung der „Taktzeiten“ ist eine Stückleistung von acht Bauteilen pro Minute.

8.2.3 Anlagentechnik

Die Kriterien der „Anlagentechnik“ umfassen die fixen Kosten für die Anlagenbeschaffung („Anlagenkosten“, „Anlagenrisiko“) sowie die laufenden Produktionskosten durch den Anlagenbetrieb („Instandhaltungsaufwand“, „Personalbedarf“, „Hilfsmittel“,...). Auch wird die Möglichkeit einen Folgeprozess wie das Kalibrieren der Zahnradbohrung in den eigentlichen Verdichtungsprozess zu integrieren („Integration eines Folgeprozesses“) beurteilt. Darüber hinaus wird die Möglichkeit, Maßfehler von Bauteilen ohne Neuanschaffung oder Nachbearbeitung von Werkzeugen durchzuführen (z.B. über Ändern der Zustellung), berücksichtigt („Möglichkeit für Geometriekorrektur“).

8.3 Beurteilung der einzelnen Verfahren

Die Ergebnisse der Beurteilung der einzelnen Verfahren gemäß dem Bewertungsprozess aus Kapitel 8.1 sind in Tabelle 3 zusammengefasst. Die Hintergründe aus denen die einzelnen Wertungen resultieren, werden nachfolgend für jeden Prozess erläutert.

Tabelle 3: Vollständige Bewertungsmatrix.

Prozesskennwerte	Gewichtung	Densgrad (Referenzprozess)		Axialwalzen		Densgrad plus Halbwarmumformung		Fließpressen		Rundschmieden		Kugelstrahlen		Ultraschall - Kugelstrahlen	
		Wertung	Punkte	Wertung	Punkte	Wertung	Punkte	Wertung	Punkte	Wertung	Punkte	Wertung	Punkte	Wertung	Punkte
Bauteileigenschaften	20	4	80	5	100	4	80	4	80	3	60	2	40	2	40
	20	4	80	5	100	4	80	4	80	3	60	2	40	2	40
	20	4	80	3	60	4	80	3	60	2	40	4	80	4	80
	20	3	60	4	80	3	60	4	80	2	40	3	60	3	60
	20	5	100	4	80	5	100	5	100	2	40	4	80	4	80
	10	3	30	4	40	3	30	4	40	2	20	2	20	5	50
	50	4	200	3	150	4	200	4	200	5	250	2	100	1	50
	10	3	30	2	20	3	30	3	30	2	20	3	30	4	40
	10	3	30	3	30	3	30	3	30	3	30	3	30	4	40
	10	4	40	4	40	5	50	4	40	5	50	4	40	5	50
Prozessspektrum	5	4	20	0	0	4	20	4	20	3	15	2	10	4	20
	5	3	15	3	15	4	20	4	20	1	5	3	15	3	15
	10	3	30	4	40	4	40	4	40	2	20	5	50	5	50
	10	4	40	3	30	4	40	4	40	2	20	4	40	4	40
	5	4	20	0	0	4	20	0	0	3	15	0	0	0	0
	5	4	20	3	15	4	20	4	20	1	5	3	15	5	25
	0	3	0	2	0	3	0	3	0	0	0	4	0	1	0
	5	3	15	4	20	3	15	4	20	4	20	3	15	4	20
	5	3	15	4	20	3	15	4	20	4	20	2	10	4	20
	10	3	30	4	40	2	20	4	40	4	40	3	30	1	10
Fertigung	20	3	60	2	40	2	40	2	40	4	80	4	80	4	80
	2	3	6	3	6	2	4	2	4	2	4	4	8	4	8
	20	3	60	4	80	4	80	4	80	3	60	4	80	4	80
	50	3	150	4	200	3	150	3	150	4	200	2	100	4	200
	10	4	40	4	40	3	30	4	40	4	40	4	40	3	30
	10	3	30	4	40	2	20	3	30	4	40	1	10	5	50
	5	4	20	4	20	3	15	4	20	2	10	2	10	5	25
	5	4	20	4	20	3	15	4	20	4	20	2	10	4	20
	5	4	20	4	20	3	15	4	20	4	20	4	20	4	20
	10	3	30	4	40	3	30	4	40	4	40	3	30	4	40
Anlagentechnik	10	3	30	4	40	2	20	4	40	1	10	5	50	5	50
	5	4	20	4	20	3	15	4	20	2	10	2	10	4	20
	5	4	20	4	20	3	15	4	20	4	20	3	15	4	20
	5	4	20	4	20	3	15	4	20	4	20	3	15	4	20
	10	3	30	3	15	2	10	3	15	3	15	4	20	4	20
	10	3	30	3	30	3	30	3	30	3	30	3	30	3	30
	5	3	15	3	15	2	10	3	15	3	15	3	15	4	20
	20	4	80	3	60	3	60	3	60	3	60	2	40	3	60
	10	3	30	4	40	2	20	4	40	4	40	3	30	4	40
	2	4	8	4	8	4	8	4	8	3	6	4	8	5	10
10	5	50	4	40	4	40	4	40	4	40	3	30	4	40	
20	0	0	0	4	80	0	0	0	4	80	0	0	0	0	
10	4	40	1	10	4	40	4	40	2	20	4	40	2	20	
Gesamt:		1588		1634		1512		1714		1170		1458		1443	

8.3.1 Querwalzprozess

Mittels Querwalzen werden erfolgreich hoch beanspruchte P/M - Komponenten im industriellen Maßstab hergestellt. Stärken dieses Verfahrens sind die hohen erreichbaren Dichtegradienten, eine Verbesserung der Oberflächenqualität und die erreichbaren engen Formtoleranzen, welche die Kosten für eine Nachbearbeitung verringern.

Ein weiterer Vorteil des Querwalzens ist das grundsätzlich große „Prozessspektrum“. Gerade wie Schrägverzahnungen können auch breitenballig an komplexen Gesamtgeometrien hergestellt werden. Einschränkungen sind in der Bearbeitung dünnwandiger Bauteile aufgrund der hohen Walzkräfte gegeben. Eine weitere Limitierung existiert in der Erzeugung langer, schlanker Verzahnungen. Ein in der betrieblichen Praxis bekanntes Problem ist die Möglichkeit der Flitterbildung. Mit Flitter wird vom Sinterteil abgeschabtes Material bezeichnet. Das Abschaben sowie die Anlagerung von Flitter zwischen Werkzeug und Werkstück können zu einer Verschlechterung der Oberflächenqualität führen [Hat06].

Die komplexe Prozesskinematik einen großen Aufwand zum Finden geeigneter Vorform- und Werkzeuggeometrien. Dieser kann durch betriebliche Erfahrung und den Einsatz von Simulationswerkzeugen verringert werden, bleibt aber nicht unerheblich. Dies führt zu durchschnittlichen Wertungen im Bereich der „Entwicklungsphase neuer Geometrien“.

Ebenfalls durchschnittlich fällt die Gesamtbeurteilung für die „Produktionsphase“ aus, da die Werkzeugstandzeiten stark geometrieabhängig sind und somit großen Schwankungen unterliegen. Da das Querwalzen als Vergleichsprozess fungiert, erfolgt eine durchschnittliche Wertung der Taktzeiten.

In der „Anlagentechnik“ profitiert das Querwalzen von der einfachen und zuverlässigen Apparatur, die ein rasches Umrüsten der Maschine auf neue Geometrien erlaubt. Ebenfalls kurz fallen die Stillstandszeiten für einen Werkzeugwechsel aus. Weiters ist durch das Verändern der Zustellung eine Einflussnahme auf die Endgeometrie des fertigen Bauteils möglich. Dies ermöglicht begrenzt Korrekturen von Geometriefehlern ohne ein neues Werkzeug herzustellen. Diesen Vorteilen steht der Nachteil gegenüber, dass es momentan nicht denkbar ist, einen Folgeprozess zu integrieren.

8.3.2 Axialwalzen

Durch Axialwalzen hergestellte Bauteile erreichen hohe Güte im Bereich der Form- und Lagetoleranzen und verfügen über höchste Oberflächenqualität. Während das Problem der Flitterbildung beim Axialwalzen entfällt, führt der Materialfluss in axialer Richtung zu einer Ausbildung eines Grates am Werkstückrand. Die Entfernung dieses Grates bedeutet einen erhöhten Bearbeitungsaufwand. Nachteile in der Schichtausbildung resultieren aus der abnehmenden Schichttiefe zu den Stirnseiten hin. Dabei fällt die Verdichtung für die Werkzeugeinlaufseite geringer aus als jene an der Werkzeugauslaufseite. Zusätzlich ist die Dichteverteilung wegen der großflächigen Verdichtungsmechanismen erschwert einstellbar. In Summe fällt die Beurteilung der „Bauteileigenschaften“ für das Axialwalzen aufgrund der hohen erreichbaren Bauteilpräzision überdurchschnittlich aus.

Das insgesamt durchschnittlich bewertete „Prozessspektrum“ ist auf nicht ballige Geradzahnungen beschränkt. Zusätzlich ist die Herstellung langer, schlanker Zähne oftmals schwierig. Dafür ermöglichen die geringen Prozesskräfte in radialer Richtung eine verbesserte Bearbeitung dünnwandiger Bauteile.

Aufgrund der einfachen Prozesskinematik können passende Vorform- und Werkzeuggeometrien rasch gefunden werden. Durch den Einsatz von FEM – Simulation kann die „Entwicklungsphase neuer Geometrien“ nochmals deutlich verkürzt, und die Anzahl der Prototypenwerkzeuge reduziert werden. Die hohen Kosten für neue Werkzeuge sorgen für eine durchschnittliche Gesamtbeurteilung in dieser Kategorie.

In der „Produktionsphase“ weist das Axialwalzen große Vorteile in Form hoher Werkzeugstandzeiten, geringer Taktzeiten und geringem Vorbereitungsaufwand auf und wird sehr gut bewertet.

Die für das Axialwalzen benötigten Anlagen in Form von Pressen, haben den großen Vorteil, dass sie auch anderweitig einsetzbar sind und dadurch eine hohe Auslastung in auftragschwachen Zeiten sichergestellt werden kann. Zeitgleich zur Verzahnung können Bohrungen in Längsrichtung über Dorne kalibriert werden. Daraus resultiert ein sehr gutes Abschneiden in der „Anlagentechnik“, das lediglich durch die kaum vorhandenen Möglichkeiten zur Geometriekorrektur vermindert wird.

Zusammenfassend erscheint das Axialwalzen als ein auf wenige Verzahnungsarten reduzierter, für diese jedoch äußerst vorteilhafter Prozess.

8.3.3 Querwalzen plus Halbwarmumformung

Die Integration der Halbwarmumformung in den Querwalzprozess lässt kaum Änderungen bezüglich der erreichbaren, sehr guten „Bauteileigenschaften“ erwarten. Dafür verspricht sie eine Erweiterung des „Prozessspektrums“ in der vereinfachten Herstellung langer, schmaler Zähne und der Bearbeitung dünnwandiger Bauteile aufgrund niedrigerer Umformkräfte.

Negative Auswirkungen werden für die „Entwicklungsphase neuer Geometrien“ erwartet. Durch die Halbwarmumformung müssen in der Phase der Geometrienfindung von Vorform und Werkzeug zusätzlich Wärmeausdehnungen berücksichtigt werden. Dadurch wird auch der Zeitgewinn durch FEM - Simulation verringert, da komplexere Simulationsmodelle und damit verbunden erhöhte Rechenzeiten notwendig sind. Da die verwendeten Werkzeuge bei erhöhten Temperaturen ausreichende Festigkeiten aufweisen müssen, ist mit einem Anstieg der Kosten pro Werkzeug zu rechnen.

Durch das Erhöhen der Prozesstemperatur ist in der „Produktionsphase“ von geringeren Umformkräften auszugehen, die verlängernd auf die Lebensdauer der Werkzeuge wirken. Dem steht der Nachteil eines erhöhten Säuberungsaufwandes gegenüber, um Verunreinigungen durch z.B. verdampfende Schmiermittel zu vermeiden.

Weniger gut schneidet der mit Halbwarmumformung kombinierte Querwalzprozess im Bereich der Anlagentechnik ab. Durch den zusätzlichen Wärmebedarf wachsen die Energiekosten an. Zudem ist ein Mehraufwand an Apparatur nötig, um die notwendigen Temperaturen am Bauteil zu generieren. Dieser steigert die Anlagenkosten, den Instandhaltungsaufwand und verlängert die Rüstzeiten. Zudem wird das Handling der Anlage durch den zusätzlichen Prozessfaktor der Wärmeeinbringung komplizierter.

8.3.4 Fließpressen

Durch Fließpressen oberflächenverdichtete Bauteile weisen sehr gute „Bauteileigenschaften“ durch eine Schicht höchster Dichte mit gleichmäßigem Dichteverlauf in Richtung Kern auf.

Zudem wird eine hohe Maßhaltigkeit und Oberflächengüte erreicht. Nachteilig ist die an der Auslaufseite des Bauteils auftretende Gratbildung. Die Problematik der Flitterbildung entfällt.

Das „Prozessspektrum“ des Fließpressens ist grundsätzlich nur durch die nicht Herstellbarkeit balliger Verzahnungen begrenzt. Probleme treten auch in der Herstellung bestimmter Schrägverzahnungen auf. Sehr gut ist die Eignung für die Bearbeitung komplexer Geometrien und dünnwandiger Bauteile, sowie für die Erzeugung langer, schmaler Zähne. Enge Grenzen bestehen in der gleichzeitigen Bearbeitung mehrerer Bauteile.

In der „Entwicklungsphase neuer Geometrien“ ist nur geringer Aufwand für das Finden geeigneter Vorform- und Werkzeuggeometrien aufgrund des gut verständlichen und simulationstechnisch gut darstellbaren Verdichtungsprozesses nötig. Dadurch fallen nur geringe Kosten für die Entwicklung eines neuen Prototypenwerkzeuges an.

In der „Produktionsphase“ sind durch Fließpressen kurze Taktzeiten erreichbar. Der Vorbereitungsaufwand fällt gering aus.

In der „Anlagentechnik“ überzeugt das Fließpressen durch die Nutzung vielseitig verwendbarer, zuverlässiger Pressen. Gemeinsam mit der Stempelbewegung können Dorne während eines Pressenhubes in das Bauteil eingebracht, und andere Konturen als die Verzahnung bearbeitet werden. Eine Korrektur der erlangten Endgeometrien ist durch Nachschleifen der Werkzeuge möglich.

8.3.5 Rundschmieden

Auch wenn die Simulation des Rundschmiedeprozesses mit Werkzeugen, die den ganzen Zahn umschließen, eine gute Übereinstimmung mit der Sollkontur zeigte, werden in der realen Anwendung nur größere Toleranzfelder eingehalten werden können. Eine Ursache dafür ist das starke Ovalisieren des Werkstückes durch die hohen Hammerkräfte. Durch das starke lokale Einfedern am gerade bearbeiteten Zahn können benachbarte Zähne in Richtung des bearbeiteten Zahnes über das Maß der Elastizität hinaus gebogen werden. Eine weitere Qualitätseinbuße des fertigen Bauteiles ist in der Teilungsgenauigkeit zu erwarten, da es notwendig ist, das Werkstück für die Bearbeitung der einzelnen Zähne zu drehen. Um kurze Taktzeiten zu gewährleisten, muss diese Drehung möglichst schnell durchgeführt werden und

es ist mit entsprechenden Positionierungsproblemen und daraus resultierenden Ungenauigkeiten zu rechnen.

Ein sehr deutlicher Nachteil dieses Verfahrens ist die in der Simulation prognostizierte mangelnde Schichtausbildung in der oberen Hälfte des Zahnes. Möglicherweise ist diese durch einen mehrstufigen Prozess mit verschiedenen Werkzeugen zu verbessern. Dadurch wird jedoch die Zahl der notwendigen Hammerschläge und Drehschritte vervielfacht und die Gefahr der Teilungsfehler erhöht. Somit werden die Bauteileigenschaften unterdurchschnittlich bewertet.

Das „Prozessspektrum“ wird durch die Gefahr des Verklemmens der Werkzeuge mit dem Bauteil in der Fertigung langer, schlanker Zähne und durch die erschwerte Herstellbarkeit von Schrägverzahnungen eng begrenzt. Die Herstellung breiter Schrägverzahnung führt bei linearer Werkzeugbewegung in radialer Richtung zu Hinterschneidungen (rote Bereiche in Abbildung 64). Um diese zu umgehen, muss ein Zahn in seiner Tiefenrichtung in mehreren Schlägen bearbeitet werden. Um die Ausbildung eines Grates zu verhindern, ist eine Überlappung der einzelnen Schläge notwendig. In der Praxis wird dies zu unzulässigen Formabweichungen führen.

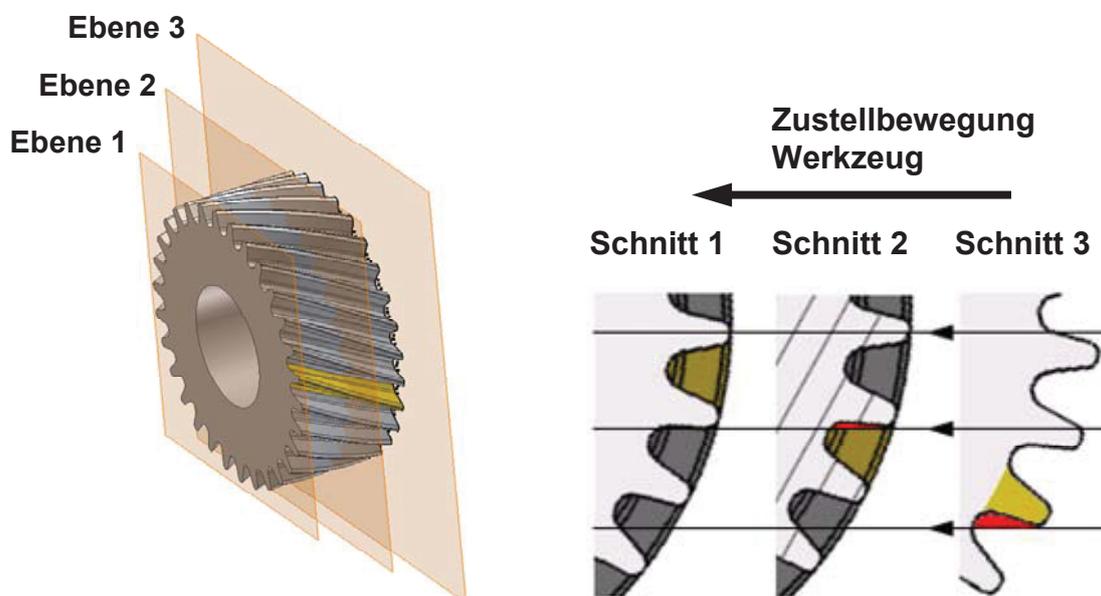


Abbildung 64: Problematik der Hinterschneidungen in der einstufigen Bearbeitung von Schrägverzahnungen.

Aufgrund der, während des Schmiedens auftretenden, hohen Radialkräfte bedürfen selbst dickwandige Bauteile der Abstützung durch einen Dorn. Durch die geringere Stützwirkung dünnwandiger Bauteile kann das Bauteil dermaßen stark gegen den Innendorn gedrückt werden, dass unzulässige Eindrücke an der Mittenbohrung, welche in der Regel auf Pas-

sungsmaß gefertigt wird, verbleiben. Der Rundschmiedeprozess ist somit ungeeignet für die Bearbeitung dünnwandiger Bauteile und erfährt eine weitere Einschränkung in seinem Prozessspektrum.

Der Aufwand für die Vorformfindung wird durchschnittlich bewertet, eine Unterstützung durch FEM – Simulation ist möglich. Wesentlich komplizierter ist das Finden geeigneter Werkzeuggeometrien. Als Faktoren sind die Gratbildung durch Überdeckung der einzelnen Umformschritte, die möglichst symmetrische Krafteinleitung in ungeradzahlige Bauteilverzahnungen und die komplizierte Geometriesituation bei Schrägverzahnungen zu berücksichtigen. Ein großer Vorteil besteht in den geringen Werkzeugkosten, die zu einer überdurchschnittlichen Beurteilung in der „Entwicklungsphase neuer Geometrien“ führen.

Wegen der zu erwartenden, hohen Taktzeiten fällt die Beurteilung der Produktionsphase, trotz hoher Werkzeugstandzeit und geringem Vorbereitungsaufwand, unterdurchschnittlich aus.

Da der Rundschmiedeprozess in als Oberflächenverdichtungsprozess für Verzahnungen noch keine praktische Anwendung findet, sind kostenintensive, risikobehaftete Neuentwicklungen notwendig. Wegen der notwendigen Abstützung hohler Bauteile durch einen Dorn, und der prozessspezifischen Kinematik, erscheint die Integration eines Folgeprozesses als unmöglich. Ein Vorteil besteht in der Möglichkeit über Verändern der Zustellung Einfluss auf die Endgeometrie zu nehmen.

8.3.6 Kugelstrahlen

Durch Kugelstrahlen kann nur eine dünne Oberflächenschicht verdichtet werden. Dementsprechend gering ist die Verbesserung der mechanischen Eigenschaften. Aufgrund der Verdichtung über viele kleine Einschläge an der Bauteiloberfläche ist die erreichbare Oberflächenqualität niedrig, und es sind nur große Formtoleranzen einhaltbar. Dafür bleibt die Maßhaltigkeit eines Bauteils durch die geringe Umformung in kleinen Zonen, und den geringen, zeitgleich auf das Bauteil, wirkenden Kräften, bezüglich Lagetoleranzen unverändert. Insgesamt sind die erreichbaren „Bauteileigenschaften“ unterdurchschnittlich.

Das „Prozessspektrum“ des Kugelstrahlens ist nur durch die nicht Herstellbarkeit breitenballiger Verzahnungen, ohne vorhergehender, spanender oder umformtechnischer Operation beschränkt. Vorteile des Kugelstrahlens sind die sehr gute Eignung zur Bearbeitung dünn-

wandiger Bauteilquerschnitte, die gute Anwendbarkeit bei komplexen Geometrien und die zeitgleiche Bearbeitung mehrerer Bauteile in einer Kammer.

In der „Entwicklungsphase neuer Geometrien“ ist das Kugelstrahlen gekennzeichnet durch einen geringen Aufwand für Vorformentwicklung und Werkzeugkonturbestimmung in Form der Auswahl eines geeigneten Kugelgranulates. Eine Geometrieoptimierung im Vorfeld mittels FEM - Simulation ist schwierig.

In der Beurteilung der „Produktionsphase“ schneidet das Kugelstrahlen wegen der kurzen Taktzeiten und der hohen Beständigkeit des zu dem sehr günstigen Kugelgranulates gut ab.

Kugelstrahlanlagen sind in ihrer Verwendbarkeit nicht auf rotationssymmetrische Bauteile beschränkt, und können neben dem Oberflächenverdichten auch zu Reinigungszwecken oder der Bestrahlung von Bauteilen aus konventionellem Stahl eingesetzt werden. Die Vielzahl an Anwendungsmöglichkeiten stellt eine hohe Auslastung sicher und erleichtert die Integration in die bestehende Fertigung. Über Eingriffe im Strahlprogramm können geringfügige Korrekturen der Bauteilendgeometrie durchgeführt werden. Die Möglichkeit, einen Folgeprozess zu integrieren, ist nicht gegeben.

8.3.7 Ultraschallkugelstrahlen

Das Ultraschallkugelstrahlen wird gleich dem konventionellen Kugelstrahlen in den Kategorien „Bauteileigenschaften“, „Entwicklungsphase neuer Geometrien“ und „Produktionsphase“ beurteilt. Im „Prozessspektrum“ ist das Ultraschallkugelstrahlen dem konventionellen Kugelstrahlen in der Bearbeitung mehrerer Bauteile leicht unterlegen. Mehrere Unterschiede existieren in der „Anlagentechnik“. Aus der speziellen Apparatur resultiert ein kleineres Spektrum an Anwendungen neben dem Verdichten von Bauteiloberflächen, wodurch die Integrierbarkeit in bestehende Fertigungsstraßen gegenüber dem konventionellen Kugelstrahlen erschwert, und das Anlagenrisiko in Form schlechterer Auslastung erhöht wird.

8.4 Abschließender Vergleich der Verfahren

Die Resultate der einzelnen Verfahren für die verschiedenen Bewertungskriterien sind in Abbildung 65 zusammengefasst. Die Gesamtgüte der einzelnen Verfahren ist in Abbildung 66 vergleichend dargestellt.

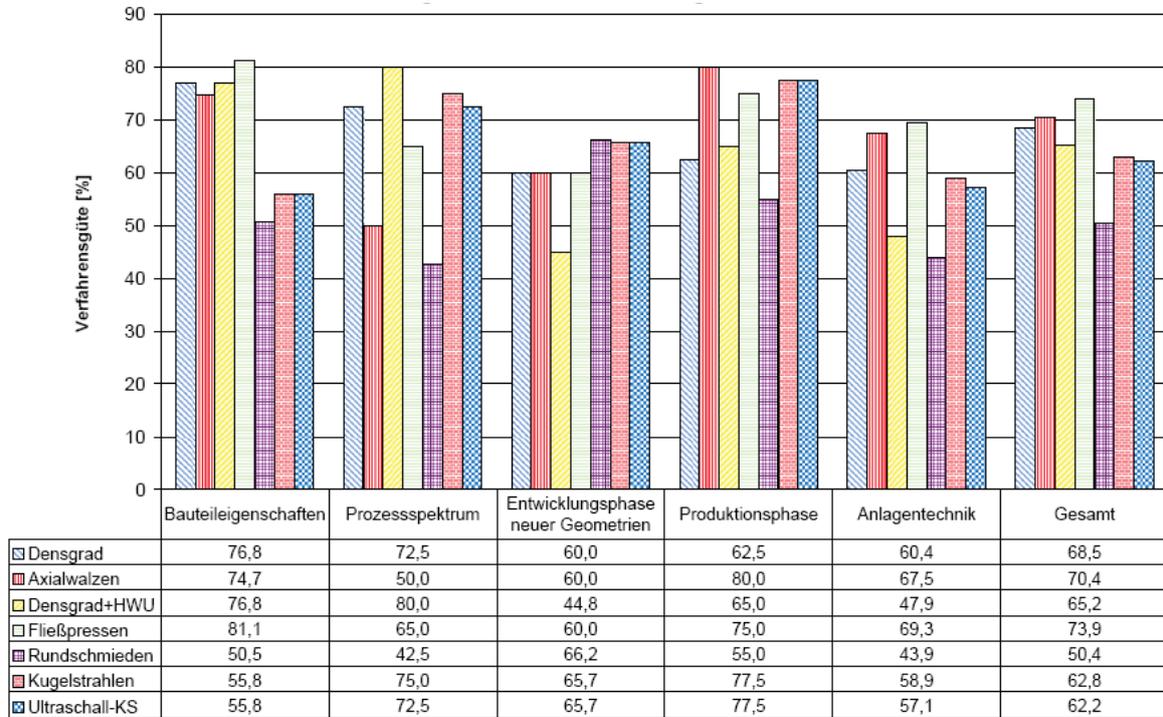


Abbildung 65: Bewertung der einzelnen Verfahren für die Haupt- und Unterkategorien.

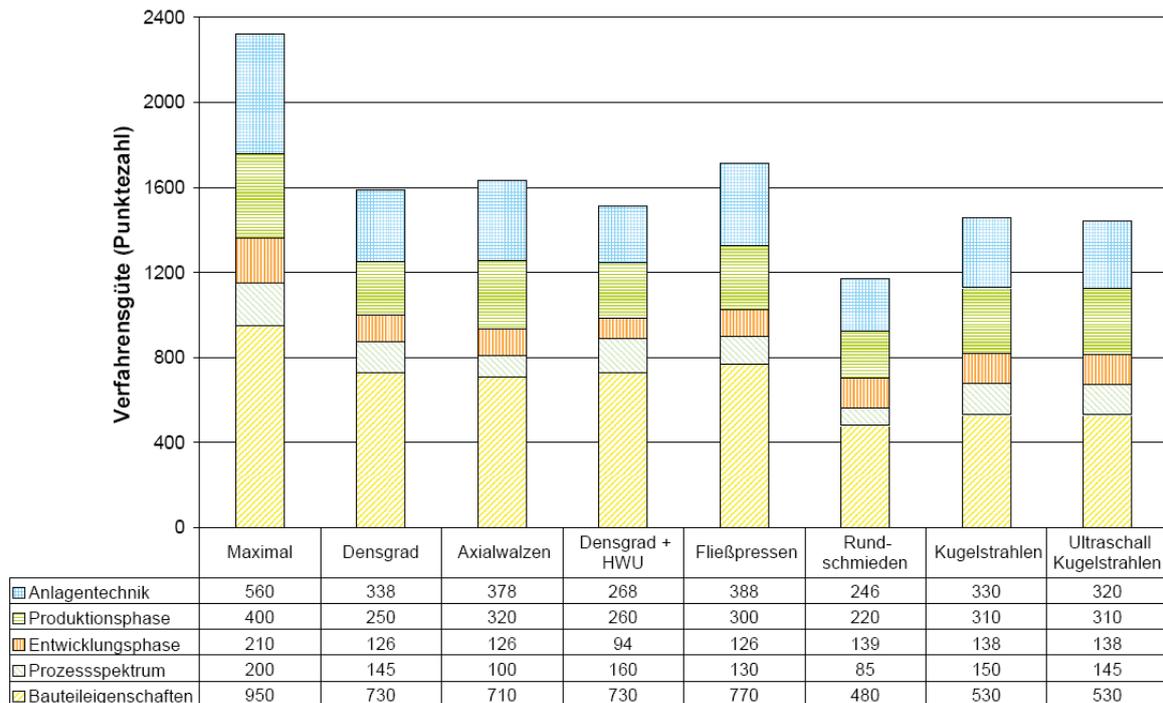


Abbildung 66: Gesamtgüte der einzelnen Verfahren.

Die höchste Gesamtpunktezahle erreicht das Fließpressen. Für seine Anwendung sprechen die erreichbaren guten Bauteileigenschaften, die gezielt und einfach über die Werkzeug- und Vorformgeometrie einstellbar sind. Die notwendige Apparatur ist für andere Anwendungen geeignet und erzielt hohe Stückzahlen. Das sehr empfehlenswerte Fließpressen ist einzig durch die nicht Herstellbarkeit balliger Verzahnungen beschränkt.

Ähnliche Vorteile bietet das Axialwalzen, das auf die gleiche Apparatur wie das Fließpressen zurückgreift und diesem im Verdichtungsprozess und den daraus resultierenden Bauteileigenschaften ähnlich ist. Ein deutlicher Unterschied besteht in der weiteren Reduzierung des Prozessspektrums um Schrägverzahnungen.

Fast so gut wie das Axialwalzen schneidet der Querwalzprozess ab. Im Unterschied zu den vorhergehenden Verfahren können alle grundlegenden Verzahnungsarten mit guter Schichtausbildung erzeugt werden. Die erschwerte Geometrienbestimmung der Werkzeuge und Vorformen wird durch ein hohes Maß an betrieblicher Erfahrung ausgeglichen. Für das Querwalzen ist eine spezielle Apparatur notwendig.

Die weitere notwendige Spezialisierung der Anlagentechnik, um die Halbwarmumformung in den Querwalzprozess zu integrieren, führt zu Einbußen in der Gesamtbeurteilung des erweiterten Querwalzprozesses. Diese können nicht durch die Vorteile der verbesserten Herstellung langer, schlanker Zähne und der erleichterten Bearbeitung dünnwandiger Bauteile wettgemacht werden.

Die geringere Punktezahle des Kugelstrahlens beruht im Wesentlichen auf den mangelnden Bauteileigenschaften durch geringe Schichtausbildung, Profilgenauigkeit und Oberflächenqualität.

Die geringste Verfahrensgüte erreicht der Rundschmiedeprozess. Im Vergleich mit den konkurrierenden Verfahren unterliegt er in den Kategorien Anlagentechnik und Produktionsphase und weist die schlechtesten Bauteileigenschaften bei kleinstem Anwendungsspektrum auf.

9 Zusammenfassung und Ausblick

In der vorliegenden Arbeit wurden einerseits bestehende Verfahren zum Oberflächenverdichten von P/M Zahnrädern durch umformtechnische Prozesse recherchiert, und andererseits neue Verfahren auf ihre mögliche Eignung für die industrielle Großserienfertigung untersucht. In einem Verfahrensvergleich wurde das Potential einzelner, ausgewählter Verfahren aufgezeigt.

Die Untersuchungen für den neu angedachten Rundschmiedeprozess in Form von FEM - Simulationen zeigten wesentliche Nachteile dieses Verfahrens auf. Um im Wettbewerb mit bestehenden Verfahren bestehen zu können, müssen kurze Taktzeiten erreicht werden. Somit ist die fertige Zahnkontur mit möglichst wenigen Hammerschlägen zu fertigen. Dieser Umstand bedingt den Verzicht des Einsatzes verschiedener, hintereinander verwendeter Hammergeometrien und verlangt die Schmiedung des Zahnes mit nur einer Hammerkontur. Da diese dem negativen Profil des Zahnes entsprechen muss, kann über die Hammergeometrie kein Einfluss auf die Verdichtung genommen werden. Zudem sind stark profilverschobene Verzahnungen, sowie Schrägverzahnungen über große Wellenbreiten, die Hinterschneidungen in Zustellrichtung aufweisen können, nicht herstellbar.

Auch für die Wahl der Werkzeugteilung werden in der Simulation enge Grenzen festgestellt. Um symmetrische, profiltreue Zähne zu erhalten, ist es notwendig den Zahn mit dem Werkzeug komplett zu umschließen. Dies macht eine Werkzeugteilung am Fußkreis des Bauteils notwendig.

Da die Werkzeugkontur als Negativkontur des Zahnes bestimmt ist, liegt die einzige Möglichkeit Einfluss auf die Dichteausbildung des Zahnes zu nehmen in der Vorformgestaltung. Doch das Umschließen des Zahnes durch das Werkzeug führt zu einer Verdichtung des gesamten Zahnes ohne signifikante Ausbildung eines Dichtegradienten. Dies macht hohe Vorformaufmaße notwendig, um in den Randzonen Restporositäten unter 5% zu erhalten.

Das hohe Aufmaß führt während des Schmiedens zu hohen Kräften in radialer Bauteilrichtung. Selbst dickwandige Bauteile bedürfen der Abstützung durch einen Dorn. Von der Bearbeitung dünnwandiger Bauteile ist Abstand zu nehmen. Durch die geringere Stützwirkung wird das Schmiedeteil verstärkt gegen den Innendorn gedrückt. Dies kann zu Eindrücken in

der Mittenbohrung führen, welche in der Regel auf Passungsmaß gefertigt wird. Um die Maßgenauigkeit wieder herzustellen, wäre eine nachfolgende Bearbeitung der Mittenbohrung notwendig. Der daraus resultierende Zeit- und Kostenaufwand ist für einen industriellen Prozess unzulässig.

Aufgrund der angeführten Nachteile des Rundschmiedens wurde dieser von allen Verfahren am schlechtesten beurteilt. Es wird empfohlen von einer weiteren Entwicklung Abstand zu nehmen und Augenmerk auf aussichtsreichere Verfahren zu richten. Als solche neue Verfahren wurden das in der industriellen Bearbeitung von P/M Bauteilen noch junge Fließpressen und das neue Verfahren der Halbwarmumformung von P/M Bauteilen identifiziert.

Das Fließpressen ist in seinem Prozessspektrum nur in der Herstellung breitenballiger Zähne beschränkt und stellt sich sowohl in den getätigten Simulationen als auch im Verfahrensvergleich als ein äußerst viel versprechender Prozess zur gezielten Oberflächenverdichtung von Sinterbauteilen dar.

Für das Fließpressen sprechen die einfache Prozesskinematik und die im Vergleich mit anderen Verfahren besser erkennbaren Verdichtungsmechanismen. Bei der vorliegenden Geometrie genügt es die zu verdichtenden Bereiche mit höherem Aufmaß zu versehen, um eine lokal erhöhte Dichte im fertigen Bauteil einzustellen. Diese Methode des Änders der Dichte im Bauteil ist wesentlich einfacher als etwa die des Querwalzprozesses, bei der ein Zahnwachstum mitberücksichtigt werden muss. Ebenso sprechen für das Oberflächenverdichten durch Fließpressen die erreichbaren hohen, gut einstellbaren und gleichmäßigen Dichtegradienten.

Das vollständige Umschließen des Bauteils im Werkzeug führt zur gleichzeitigen Bearbeitung aller Zähne und kurzen Taktzeiten. Eine mehrstufige Ausführung des formgebenden Werkzeuges zur Einflussnahme auf die Dichteausbildung ist möglich und führt zu einer minimalen Erhöhung der Taktzeiten, wenn das Werkstück in einem Pressenhub durch alle Stufen gepresst wird. Durch die Ausführung des Werkzeuges als negatives Profil der Zahnendkontur und die axiale Bewegung des Bauteils durch dieses, wird in der Simulation höchste Profiltreue erreicht. Ein ähnlich gutes Ergebnis ist für die praktische Umsetzung zu erwarten.

Das Fließpressen erreichte im Verfahrenvergleich die höchste Prozessgüte, weshalb weitere Forschungen zu diesem Prozess als sehr aussichtsreich eingestuft und empfohlen werden. Mögliche Forschungsschwerpunkte im Anschluss an diese Arbeit stellen Untersuchungen über die Auswirkung verschiedener Einlaufkonturen auf den Dichtegradienten sowie das mehrstufige Fließpressen dar. Ebenso gilt es abzuklären, in welchen Grenzen die Aussage der eng begrenzten Dichteerhöhung über das Vorformaufmaß gültig ist. Basierend auf den zusätzlichen Untersuchungen könnten die Hauptoptimierungsparameter des Fließpressens identifiziert und Grundlagenwissen für die Vorform- und Werkzeuggestaltung bereitgestellt werden. Dies ermöglichte die schnellere und günstigere Integration neuer Bauteilgeometrien in den Serienfertigungsprozess.

Keinen eigenen Prozess, sondern eine Möglichkeit zur Erweiterung des Prozessspektrums und zu einer Verbesserung der Güte bestehender oder neuer Prozesse stellt das Halbwarmumformen dar. Die Versuche zur Halbwarmumformung zeigen einen deutlichen Abfall der Fließspannung für Umformtemperaturen über 400°C.

Durch die gezielte Ausnutzung bestimmter Umformtemperaturen in Abhängigkeit vom Umformgrad lassen sich die Umformkräfte reduzieren und die Werkzeugstandzeiten möglicherweise erhöhen. Ebenso ist die Fertigung größerer Bauteilgeometrien bei gleicher Aggregatsgröße möglich. Über warme Werkzeuge und vorgewärmte Bauteile besteht die Möglichkeit die Halbwarmumformung in eine Vielzahl von Prozessen, wie den Querwalz- oder Fließpressprozess, zu integrieren.

Es werden zwei Arten der Implementation angedacht. Die erste sieht eine Umformung eines komplett durcherwärmten Bauteils vor, um die Fließspannung gleichmäßig über das gesamte Bauteil zu reduzieren. Für die zweite Variante ist nur eine lokale Erwärmung der umzuformenden Bereiche vorgesehen, wodurch sich eine Vorform mit gradiertem Fließspannung ergibt. Ziel neben dem Reduzieren der Werkzeugbelastung ist hierbei das Nutzbarmachen des bei Sinterteilen auftretenden, üblicherweise negativen, Warmschmiedeeffektes. Dem liegen folgende Überlegungen zu Grunde:

Während des Warmschmiedens von Sinterbauteilen kühlen die Kontaktflächen der Vorform zu den Werkzeugen ab. Dies führt zu einem Ansteigen der Fließspannung an der Bauteiloberfläche, während sie im darunter befindlichen, wärmeren Material niedriger ist. Dadurch wird

die Randschicht weniger verdichtet als das darunter liegende Material. Sie verbleibt erhöht porös und muss meist spanend nachbearbeitet werden.

Die Überlegung für einen neuen Ansatz zur Halbwarmumformung geht nun dahin, den Pulverschmiedeeffekt in umgekehrter Weise zu nutzen. Dafür werden die Randzonen bei ansonsten kaltem Werkstück gezielt erwärmt. Mit dem Temperaturgradienten von Bauteiloberfläche in Richtung Kern geht ein (umgekehrter) Gradient der Fließspannung einher. Die Fließspannung ist nun an der Bauteiloberfläche am niedrigsten, und nimmt in Richtung Bauteilinneres zu. Die Walzkräfte sollten dann zu einer verstärkten Verdichtung der Randzonen führen, bei stützender Wirkung des darunter liegenden, kalten Materials. Daraus sollte eine Erhöhung des Dichtegradienten an der Bauteiloberfläche resultieren.

Um diesen Ansatz für den Querwalzprozess zu realisieren, ist ein Einbringen der Wärme in die Werkstückoberfläche über beheizte Werkzeuge vorgesehen. Da eine wirtschaftliche Fertigung hohe Werkzeug- und Werkstückdrehzahlen erfordert, könnten die Kontaktzeiten zwischen Werkzeugen und Werkstück nicht ausreichen, um genügend Wärme in ausreichende Tiefe einzubringen. Deshalb geht eine weitere Umsetzungsstrategie dahin, die Werkstückoberfläche zusätzlich mittels Heißluft oder induktiv vorzuwärmen.

Um eine vorteilhafte Nutzung des Schmiedeeffektes im Fließpressprozess zu realisieren, kann das Einbringen der Wärme in das Bauteil über eine beheizte Matrize erfolgen. Im Gegensatz zum Querwalzen haben alle Zähne über die gesamte Prozessdauer Kontakt mit dem beheizten Werkzeug, weshalb ein zusätzliches Aufwärmen der Werkstückrandzonen voraussichtlich unnötig sein wird.

Eine mögliche Anwendung der Halbwarmumformung wurde im Verfahrensvergleich in einer Erweiterung des Querwalzprozesses um die Halbwarmumformung beurteilt. Diese wirkt positiv in Form eines erhöhten Prozessspektrums durch die Reduktion der benötigten Umformkräfte. Einbußen erfährt die Verfahrensgüte durch die erhöhten Anlagen- und Energiekosten. Die Auswahl und mögliche Umsetzung der erfolgversprechendsten Strategie kann Gegenstand eines Folgeprojektes sein.

Aus der intensiven Betrachtung und des genauen Vergleiches der bestehenden und neuen Verfahren zur Oberflächenverdichtung von P/M Zahnrädern folgt, dass keine allgemeingülti-

ge Empfehlung in Form eines einzigen Prozesses gegeben werden kann. Vielmehr muss die Auswahl eines Prozesses aufgrund der zu fertigenden Geometrien und der verlangten Schichtausbildung erfolgen. Hierfür gibt der direkte Vergleich folgende Hilfestellungen:

- Umfasst die Produktpalette ballige Verzahnungen hoher Schichtdicke, muss der Querwalzprozess verwendet werden.
- Eine Erweiterung des Querwalzprozesses durch die Halbwarmumformung ist dann sinnvoll, wenn verstärkt lange, schmale Zähne und dünnwandige Bauteile bearbeitet werden.
- Wird keine Breitenballigkeit verlangt, ist das Fließpressen vor dem auf Geradverzahnungen beschränkten Axialwalzen zu forcieren.
- Die Anwendung von Strahlprozessen ist nur für Verzahnungen dünner Oberflächenschicht, und erhöhter Toleranzen bezüglich der Profillinie sinnvoll.

10 Literaturverzeichnis

- [Abd95] M. Abdel-Rahman, M.N. El-Sheikh: Workability in forging of powder metallurgy compacts, *Journal of Materials Processing Technology* 54, 1995, 97 – 102
- [Abq06] Abaqus Analysis User Manual Version 6.6, Abaqus Inc. Rising Sun Mills, 166 Valley Street, Providence, RI 02909-2499, <http://www.abaqus.com>
- [Ana03] analySIS® Handbuch, Soft Imaging System GmbH, Johann-Krane-Weg 39, D-48149 Münster, <http://www.soft-imaging.de>
- [Bon00] S. Bengtsson, S. Dizdar, M. Svensson: Material aspects of selectively densified transmission gears, *Proceedings of 2000 Powder Metallurgy World Congress*, Kyoto, Japan, 2000, 967 – 970
- [Bei99] P. Beiss: Oberflächenverdichten, Pulvermetallurgische Formgebung im Wandel, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1999, 83 – 106
- [Bro86] E. Broszeit, H. Steindorf, G. Schlieper: Surface Rolling of Sintered Materials, *Horizons of Powder Metallurgy, Part I*, Düsseldorf, 1986, 403 – 406
- [Buc04] Buchmayr Bruno: Skriptum zur Vorlesung Simulation von Herstellprozessen, Lehrstuhl für Umformtechnik, Department Product Engineering, Montanuniversität Leoben, 2004, Kapitel 3, 1 – 19
- [Cap06] J.M. Capus: Surface-densified PM gears: new hope in new transmissions, *Metal Powder Report*, May 2006, (2006) 18 – 21
- [Cha96] H. Chardin, F. Grillon, M. Jeandin, M. Frainais: Superficial Densification of P/M Parts Using Ultrasonic Shot-Peening, *International Journal of Powder Metallurgy*, Vol. 32, No. 2, 1996, 245 – 254
- [Chm77] W. Chmura, R. S. Slusarski, C. B. Burk: Method for the controlled mechanical working of sintered porous powder metal shapes to effect surface and subsurface densification, Publication No.: US4059879, Publication date: 1977-11-29, Applicant: Textron INC, 1977, 1 – 10
- [Dal05] J.R. Dahl: Powder forged or C-70 steel? Now the MPIF strikes back, *Metal Powder Report*, February 2005, (2005) 14 – 17
- [Doe86] E. Doege, H. Meyer-Nolkemper, I. Saeed: *Fliesskurvenatlas metallischer Werkstoffe*, Hanser, 1986

- [Geb07] A. Gebhart: Werkstoffkunde III, Online im Internet, URL: < http://www.fh-aachen.de/index.php?id=3509&no_cache=1&file=739&uid=8106 > (Abfrage 07.01.07; [GMT+01:00] 10.20. Uhr)
- [Hat06] T. Hatzenbichler, M. Brunbauer, R. Köppl, F. Planitzer, Abschlussbericht zum MCL-Projekt M8 („Simulation des Nachverdichtens pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder“), Materials Center Leoben Forschung GmbH, 2006
- [Hat07] T. Hatzenbichler, R. Köppl, F. Planitzer, Abschlussbericht zum MCL-Projekt nk.021-05 („Verbesserung der Eigenschaften von Präzisionsbauteilen aus Sinterwerkstoffen durch Umformen“), Materials Center Leoben Forschung GmbH, 2007
- [Her82] H. Hertz: Über die Berührung fester elastischer Körper, Journal für die reine und angewandte Mathematik, Ausgabe 92, 1882, 156 – 171.
- [Ipm07] MPIF Award winning parts 2007, Online im Internet, URL: < <http://www.ipmd.net/pmindustry/mpifawards2007> > (Abfrage 22.10.07; [GMT+01:00] 12.03. Uhr)
- [Jon96] P. Jones, K. Buckley-Golder: Method of producing bearings, Patent No.: US5540883, Date of Patent: 1996-07-30, 1996, 10
- [Jon97] P. Jones, K. Buckley-Golder, R. Lawcock, R. Shivanath: Densification Strategies for High Endurance P/M Components, International Journal of Powder Metallurgy, Vol. 33, No. 3, 1997, 37 – 44
- [Jon98] P. Jones, R. Lawcock: High Density Forming Process, Publication No.: US5754937, Publication date: 1998-05-19, Applicant: STACKPOLE LTD (US), 1998
- [Jon98a] P.K. Jones et al.: Fatigue Properties of Advanced High Density Powder Metal Alloy Steels for High Performance Powertrain Applications, 1998 Powder Metallurgy World Congress & Exhibition, Granada, Spain, 1998, 155 – 166
- [Klo07] F. Klocke: Unterlagen zur Vorlesung Fertigungstechnik II - Pulvermetallurgie, Laboratorium für Werkzeugmaschinen und Betriebslehre, Lehrstuhl für Technologie der Fertigungsverfahren, Online im Internet, URL: < http://www.wzl.rwth-aachen.de/de/629c52491e476b86c1256f580026aef2/ftii_v2.pdf30 > Abfrage 10.01.07; [GMT+01:00] 17.41. Uhr)
- [Kob78] M. Kobayashi, A. Kamada, R. Iwamura, T. Hayasaka: Effect of small cold-reductions on mechanical properties of sintered steels, Powder Metallurgy 1978, No.3, (1978) 143 – 148

- [Kob89] S. Kobayashi, S.I. Oh, T. Altan: Compaction and Forging of Porous Metals, Metal Forming and the Finite Element Method, Oxford University Press, 1989, 244 – 274
- [Kön92] W. König, G. Röber, R. Strehl: Pulverschmieden von Zahnrädern in Schichtverbundtechnik, Umformtechnik 26/6, 1992 426 – 430
- [Kot03] G. Kotthoff: Neue Verfahren zur Tragfähigkeitssteigerung von gesinterten Zahnrädern, Dissertation, Fakultät für Maschinenwesen, RWTH Aachen, 2003, 1 – 153
- [Lan07] D. Langwieler: Sintern - Vorteile und Nachteile gesinterner Gleitlager und Formteile, Online im Internet, URL: < http://www.magic-point.net/fingerzeig/facharbeit-t/facharbeit/facharbeit_beispiel/facharbeit_beispiel.html > (Abfrage 10.09.07; [GMT+01:00] 14.9. Uhr)
- [Lim07] N.N.: Online im Internet, URL: < <http://www.limb-online.de/files/tdf/2.%20Urformen.PDF> > (Abfrage 10.09.07; [GMT+01:00] 14.12. Uhr)
- [Lor95] B. Lorenz: Ein Beitrag zur Theorie der Umformung pulvermetallurgischer Ausgangsformen, Habilitationsschrift, TU Bergakademie Freiberg, 1995, 128
- [Mar97] O. Maars, N. Carlbaum: Powder Metallurgical Body with compacted Surface, Publication No.: WO97/47418, Publication date: 1997-12-18, Applicant: Höganäs AB, 1997, 15
- [MIC07] Metal Improvement Company, Online im Internet, URL < <http://www.metalimprovement.com/images/gear1.jpg> > (Abfrage 01.03.07; [GMT+01:00] 13.15. Uhr)
- [MPR0209] HVC punches PM to new mass production limits, Metal Powder Report, September 2002, (2002) 26 – 31
- [Nak72] T. Nakagawa, T. Amano, K. Obara, Y. Nishino, Y. Maeda: On the cold forging of sintered iron powder preforms., 13th International Machine Tool Design and Research Conference, Birmingham, 1972, 455 – 461
- [Par00] E. Parteder: Ein Modell zur Simulation von Umformprozessen pulvermetallurgisch hergestellter hochschmelzender Metalle, Dissertation, Fakultät für Bergbau, Hüttenwesen und Geowissenschaften, RWTH Aachen, 2000
- [Rau03] G. Rau, L. S. Sigl, M. Krehl: Highly Loaded P/M Gears Produced By Selective Surface Densification, Proc. 2003 SAE Conference, Detroit, 2003

- [Sal05] A. Salak, M. Selecká: Surface Densification of PM Steel Parts by new cold stepwise Extrusion Method, Powder Metallurgy Progress, Vol.5, No 1, 2005, 3 – 19
- [Sal90] A. Salak: Manufacturing races of rolling bearings by forging powder steels, Hutnicke Listy, Vol. 45, 1990, 418/426
- [San02] C. Sandner, R. Ratzl, B. Lorenz, T. Tobie: Sintered gears – achievable load-carrying capacities by conventional and new production methods, VDI-Berichte Nr. 1665, VDI-Verlag, Düsseldorf 2002, Bd. I, 2002, 295 – 310
- [Sar99] S. Saritas, C. Dogan, R. Varol: Improvement of fatigue properties of PM steels by shot peening, Powder Metallurgy, Vol.42, No. 2, 1999, 126 – 130
- [Sch07] W. Schikorr: Fertigungstechnik, Online im Internet, URL:
< http://www.fh-strasund.de/dokumentenverwaltung/dokumanagement/psfile/file/4/7_Abtragen_411348e400ef5.pdf > (Abfrage 07.02.07; [GMT+01:00] 16.16. Uhr)
- [Sig05] L.S. Sigl, G. Rau, P. Delarbre: Quantification of Selective Surface Densification in P/M Components, Proceedings of the World Congress on Powder Metallurgy and Particulate Materials, 2005, 1 – 11
- [Sig05a] L.S. Sigl, G. Rau, M. Krehl: Properties of Surface Densified P/M Gears, Proc. 2005 SAE International, 2005, 1 – 6
- [Son84] C.M. Sonsino, G. Schlieper, W.J. Huppmann: How to improve the Fatigue Properties of sintered Steels by combined mechanical and thermal Surface Treatments, Metal Powder Industries Federation -MPIF-, Princeton/N.J.: Modern Developments in Powder Metallurgy, Vol.15 – 17, Princeton/N.J., 1985, 33 – 48
- [Son87] C.M. Sonsino, M. Koch: Influence of Shot Peening on the Fatigue of Sintered Steels Under Constant and Variable Amplitude Loading, Proc. Kopp, R.: Shot Peening. Third International Conference on Shot Peening. Oberursel: DGM-Informationsgesellschaft, 1987, 595 – 602
- [Son90] C.M. Sonsino, J. Tengzelius, G. Schlieper: Influence of As-sintered Material Strength on the Improvement of Fatigue Behaviour by Surface Rolling, Institute of Metals, London: Proc. P/M into the 1990's. International Powder Metallurgy Conference. Vol. I. London, 1990, 497 – 508
- [Sta86] G. Stavropoulos: Method of making extrusion die for extruding gears, Patent No.: US4580467, Date of Patent: 1986-04-08, 1986, 4

- [Sta92] P. M. Standring, J. R. Moon: Application of rotary forging to consolidation of metal powders, Powder Metallurgy Vol. 35, No. 3, 1992, 193 – 202
- [Str07] Struers: Generic methods, Online im Internet, URL < http://www.struers.com/modules/emetalog/generic_view.asp?method=1203 > (Abfrage 14.06.07; [GMT+01:00] 10.22. Uhr)
- [Tak82] Y. Takeya, T. Hayasaka, M. Suzuki: Surface Rolling of Sintered Gears, Metal Powder Report 37, 1982 467 – 470
- [Thi04] J.Y. Thieuleux: 'Shotgun' method can improve PM steel fatigue life, Metal Powder Report, July/August 2004, (2004) 48 – 52
- [Tho85] P.F. Thomson: Densification of Sintered Metal Compacts by Cold Deformation, Journal of Mechanical Working Technology, 13, 1986, 219 – 227
- [Tra04] J.R.L. Trasorras, A. Arbor, S. Nigarura: Powder Metal Clutch Races for One-way Clutches and Method of Manufacture, Publication No.: US2004062673, Publication date: 2004-04-01, (2004) 1 – 14
- [Tra06] J.R.L. Trasorras, S. Nigarura, L.S. Sigl: DensiForm® Technology for Wrought-Steel-Like Performance of Powder Metal Components, SAE World-congress, 2006
- [Tra06a] J.R.L. Trasorras, A. Arbor, E.T. Riley: Method and Apparatus For Densifying Powder Metal Gears, Publication No.: US2006/0024189 A1, Publication date: 2006-02-02, 2006 1 – 7
- [Ven87] P. Venugopal, S. Venkatraman, R. Vasudevan, K. A. Padmanabhan: Force and energy during the cold hooker extrusion of sintered iron preforms, Journal of Mechanical Working Technology, Vol. 15, Issue 3, 1987 357 – 374
- [Wal07] S. Wallner, Finite Elemente Simulation des Kalibrierprozesses für pulvermetallurgisch hergestellte Bauteile, Diplomarbeit, Lehrstuhl für Umformtechnik, Montanuniversität Leoben, 2007
- [Woo00] R. M. Woolf, J.R.L. Trasorras: Apparatus and Method for Roll Forming Gears, Publication No.: US6151941, Publication date: 2000-11-28, 2000 1 – 8