

Lehrstuhl für Umformtechnik

Department Product Engineering
Montanuniversität Leoben



DISSERTATION

ENTWICKLUNG UMFORMTECHNISCHER VERFAHREN ZUM NACHVERDICHTEN VON SINTERFORMTEILEN

Dipl.-Ing. Florian Planitzer

Studienrichtung Montanmaschinenwesen

Leoben, Mai 2011

Eidesstattliche Erklärung

Ich erkläre an Eides statt, dass ich diese Arbeit selbstständig verfasst, andere als die angegebenen Quellen und Hilfsmittel nicht benutzt und mich auch sonst keiner unerlaubten Hilfsmittel bedient habe.



Leoben, 25. Mai 2011

Florian Planitzer

Persönliche Danksagung

„Im Leben wächst man nur mit der Herausforderung“, weiß der Volksmund. Daher möchte ich mich an dieser Stelle herzlich bei meinem Vorgesetzten und Freund Dipl.-Ing. Dr. mont. Thomas Hatzenbichler für die zahlreich zugetragenen Chancen des Wachstums bedanken.

Für den vor Jahren erhaltenen Schubs des Maschinenbauers in die richtige Richtung der Umformtechnik danke ich meinem Betreuer Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr. mont. Bruno Buchmayr. Für die Erleichterung des Einstiegs in die Sintertechnologie möchte ich meinem zweiten Betreuer Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr. techn. Herbert Danningner danken. Respekt gebührt zudem dem überdurchschnittlichen Einsatz von den mit einzelnen Forschungsaufgaben betrauten Mitarbeitern Clemens Planitzer und Dipl.-Ing. Wolfgang Schiller, denen für das Engagement gedankt sei. Für das gute Arbeitsklima und diverse hilfreiche Diskussionen möchte ich meinen Kollegen am Lehrstuhl für Umformtechnik Dank aussprechen. Denkanstöße erhielt ich auch von Freunden, wobei sich Günter Plank besonders hervortat.

Da auch die Forschung Geld benötigt, sei an dieser Stelle dem Industriepartner Miba Sinter Austria GmbH für die Realisierung der Forschungstätigkeiten gedankt, insbesondere meinem Ansprechpartner Dipl.-Ing. Horst Rößler. Zu formellem Dank bin auch meinem Arbeitgeber, dem Materials Center Leoben Forschung GmbH, verpflichtet und ich hoffe einen ausreichenden Beitrag zum Unternehmenserfolg geleistet zu haben.

An dieser Stelle möchte ich nicht jene ungenannt lassen, die mich schon vor der Dissertationszeit unterstützten und dies alles ermöglichten. An erster Stelle sind meine Eltern Annemarie und Leonhard zu nennen, denen ich die Geschenke fürsorglicher Erziehung und guter Bildung verdanke. Wahrscheinlich wäre mein Interesse an den Naturwissenschaften nicht gewachsen, hätte ich nicht eine unkonventionelle Schulbildung durch Josef Huber erfahren. Für den Weg zur Technik danke ich meinen Handwerksmeistern Raimund Schmiderer und Manfred Haller, die mir das Schlosserhandwerk beibrachten, was mir das Studium bedeutsam erleichtert hat.

Für die Unterstützung in den arbeitsreichen Zeiten, aber vor allem für die Ablenkung von der Arbeit und die Freude auf die gemeinsame Zukunft, möchte ich meiner lieben Daniela danken.

Acknowledgement

Financial support by the Austrian Federal Government and the Styrian Provincial Government, represented by Österreichische Forschungsförderungsgesellschaft mbH and Steirische Wirtschaftsförderungsgesellschaft mbH, within the research activities of the K2 Competence Centre on “Integrated Research in Materials, Processing and Product Engineering”, operated by the Materials Center Leoben Forschung GmbH under the frame of the Austrian COMET Competence Centre Programme, is gratefully acknowledged.

Danksagung

Der österreichischen Bundesregierung sowie dem Land Steiermark, vertreten durch die Österreichische Forschungsförderungsgesellschaft mbH und die Steirische Wirtschaftsförderungsgesellschaft mbH, wird für die finanzielle Unterstützung der Forschungsarbeiten im Rahmen des von der Materials Center Leoben Forschung GmbH abgewickelten K2 Zentrums für „Materials, Processing und Product Engineering“ im Rahmen des Österreichischen COMET Kompetenzzentren Programms sehr herzlich gedankt.

Kurzfassung

Gegenstand der vorliegenden Arbeit ist die Entwicklung von Verfahren, mit denen es gelingt, die zunehmend wachsenden Anforderungen an pulvermetallurgische (PM) Bauteile hinsichtlich Festigkeit und Komplexität zu erfüllen. Als Ansatz hierfür wird das Verbessern der Bauteileigenschaften durch Erhöhung der Dichte lokal oder über den gesamten Querschnitt mittels umformtechnischer Operationen gewählt. Hierzu werden drei Strategien verfolgt.

Um die Festigkeit von oberflächennah beanspruchten Bauteilen zu steigern, wird das Randzonenverdichten mittels PM-Fließpressen in einer FE-Studie und begleitenden praktischen Laborversuchen entwickelt. Um die Prozessgrenzen des bereits zum Verdichten von Bauteilabschnitten sowie ganzen Bauteilen verwendeten Kalibrierverfahrens auszuloten und zu erweitern, wird dieses in einer FE-Parameterstudie einer intensiven Betrachtung unterzogen. In dieser werden grundlegende Wechselwirkungen von Vorform und Werkzeug erkannt und darauf basierend Konstruktionsrichtlinien für die Vorformgestaltung abgeleitet. Darüber hinaus werden Methoden zur Erweiterung des Prozessspektrums vorgeschlagen. Mit dem Ansatz der Halbwarmumformung (HWU) von PM-Bauteilen, die anhand des Kalibrierprozesses in praktischen Versuchen untersucht und entwickelt wird, werden Möglichkeiten aufgezeigt, die Prozessgrenzen bestehender Verfahren auszuweiten, um höherdichte und somit höherfeste Bauteile mit noch komplexeren Geometrien zu fertigen.

Hinsichtlich erzielter Dichte und Dichteverteilung erfüllen die untersuchten Verfahren die derzeitigen und in nächster Zukunft zu erwartenden Anforderungen und tragen so zur Wettbewerbsfähigkeit der Pulvermetallurgie bei. Mit der Möglichkeit, noch komplexere, randzonennah- oder durchverdichtete Bauteile zu fertigen, öffnet die HWU die Tür zu neuen Produktgruppen und stellt somit ein interessantes Themengebiet für die weitere Forschungs- und Entwicklungsarbeit dar.

Abstract

Subject of this thesis is the development of processes that satisfy the growing demands on powder metallurgical (P/M) parts regarding strength and complex shapes. The approach pursued here is the improvement of the parts properties by increasing its density using forming operations. Hence, three strategies are pursued.

To increase the strength of near-surface stressed parts, a surface densification by cold-extrusion is developed in a FE-study and accompanying laboratory experiments. To identify and extend the limits of the currently used sizing/repressing process, it is intensively examined in a FE-sensitivity analysis. Thus, basic interactions between preform and die are identified and used to formulate construction guidelines for preform design. Moreover, methods to exceed the process limits are proposed. With the approach of warm forming P/M parts, which is examined based on the repressing process in laboratory experiments, methods are shown to exceed the process limits of already used processes to manufacture parts with higher density, enhanced strength and more complex shapes.

Regarding density and density distribution the examined processes fulfill the current requirements and those expected for the near future and so enhance the competitiveness of powder metallurgy. With the possibility to produce more complex-shaped surface- or completely densified parts, warm forming opens the door to new product groups and is therefore an interesting field of further research.

Inhaltsverzeichnis

1. Einleitung und Aufgabenstellung	1
2. Herstellung und Eigenschaften pulvermetallurgischer Bauteile	5
2.1 Herstellung pulvermetallurgischer Bauteile.....	7
2.2 Einfluss der Dichte auf die Bauteileigenschaften.....	11
2.3 Steigern der Festigkeit durch selektives Verdichten	13
2.4 Vor- und Nachteile der pulvermetallurgischen Formteilmfertigung	15
3. Umformen von Sinterformteilen.....	18
3.1 Kaltumformung von Sinterformteilen.....	20
3.1.1 Querwalzen	22
3.1.2 Axialwalzen	28
3.1.3 Kugelstrahlen	30
3.1.4 Rundkneten / Radialschmieden	32
3.1.5 Fließpressen von Sinterformteilen.....	32
3.1.6 Kalibrieren von Sinterformteilen	41
3.2 Halbwarmumformung von Sinterformteilen.....	44
3.2.1 Halbwarmumformung	45
3.2.2 HWU-Anwendungen für Sinterformteile	48
3.3 Warmumformung von Sinterformteilen	54
3.3.1 Sinterschmieden.....	55
3.3.2 Heißnachverdichten	61
4. Zukünftige Ansprüche an Sinterformteile und ausgewählte Verfahren	65
5. PM-Fließpressen von Sinterformteilen	67
5.1 Identifikation von Einflussgrößen und Erstellen eines Untersuchungskonzepts	68
5.1.1 Identifikation von Einflussgrößen.....	69
5.1.2 Versuchskonzept.....	73
5.2 Erstellen eines Simulationsmodells für das PM-Fließpressen	75
5.2.1 Anforderungen und Randbedingungen	75
5.2.2 Modellaufbau	76
5.2.3 Versuchsvorrichtung.....	78
5.3 Validieren des Simulationsmodells für das PM-Fließpressen	79
5.3.1 Versuchskonzept.....	80
5.3.2 Praktische Versuchsdurchführung.....	81
5.3.3 Metallografische Analyse einer Referenzprobe.....	83
5.3.4 Metallografische Analyse der verpressten Proben	90
5.3.5 Vergleich von Simulation und Realversuch.....	92
6. PM-Fließpressen – Simulationsmodell und Analysetechnik	96

7. PM-Fließpressen – einstufige Prozessführung.....	98
7.1 Einfluss der Einlaufkontur	98
7.1.1 Versuchsplan.....	98
7.1.2 Konuswerkzeuge	100
7.1.3 Radianwerkzeuge.....	106
7.1.4 Vergleich von Konus- und Radianwerkzeugen.....	110
7.2 Aufmaßvariationen.....	117
7.2.1 Änderung der Stempelkraft mit dem Aufmaß	118
7.2.2 Änderungen des Dichteprofils mit dem Aufmaß	120
7.3 Übergangsradien	122
8. PM-Fließpressen – mehrstufige Prozessführung	125
8.1 Stufenanzahl	125
8.1.1 Änderung des Dichteprofils mit dem Stufenabstand	125
8.1.2 Einfluss der Stufenanzahl auf die Stempelkraft.....	127
8.2 Stufenabstand	130
8.2.1 Änderungen des Dichteprofils mit dem Stufenabstand	131
8.2.2 Einfluss des Stufenabstandes auf die Stempelkraft	135
8.3 Variierte Profilparameter	138
8.3.1 Änderung des Dichteprofils durch unterschiedliche Winkel in den Stufen	138
8.3.2 Einfluss unterschiedlicher Winkel in den Stufen auf die Stempelkraft.....	142
8.4 Verteilung umgeformtes Aufmaß	143
8.4.1 Änderung des Dichteprofils durch unterschiedliches Aufmaß in den Stufen....	144
8.4.2 Änderung der Stempelkraft durch unterschiedliches Aufmaß in den Stufen ...	147
8.5 2 Profilparameter in 1 Stufe	148
8.5.1 Änderung des Dichteprofils durch Abfolge zweier Konuswinkel in einer Stufe	149
8.5.2 Einfluss der Abfolge zweier Konuswinkel in einer Stufe auf die Stempelkraft..	151
8.6 Freistellungen	151
8.6.1 Änderung des Dichteprofils durch Freistellungen.....	152
8.6.2 Änderung der Stempelkraft durch Freistellungen	154
8.7 Rückpressen	155
8.7.1 Änderung des Dichteprofils durch den Rückholwinkel	158
8.7.2 Änderung der Stempelkraft durch den Rückholwinkel.....	161
9. PM-Fließpressen – Vertiefung	163
9.1 Abschätzen des Kraftbedarfs	163
9.2 Extrapolieren von Dichteprofilen aus bekanntem Dichteverlauf.....	166
9.3 Ablauf des Dichteanstiegs während des Verpressens.....	170
9.3.1 Verdichtungsvorgang am Werkzeug mit 10° Öffnungswinkel.....	171

9.3.2	Verdichtungsvorgang am Werkzeug mit 50° Öffnungswinkel.....	174
9.3.3	Erkenntnisse aus der Betrachtung von Verdichtungsvorgängen.....	180
9.4	Mathematische Beschreibung von Dichteprofilen.....	181
9.4.1	Auswahl einer geeigneten Grundfunktion	181
9.4.2	Parameterbestimmung – A, untere Asymptote.....	184
9.4.3	Parameterbestimmung – C, obere Asymptote	184
9.4.4	Parameterbestimmung – M, Zeit des maximalen Wachstums	185
9.4.5	Parameterbestimmung - T, Lage des maximalen Wachstums.....	187
9.4.6	Parameterbestimmung – B, Wachstumsrate.....	187
9.4.7	Vergleich simulierter und mittels Näherungsformel berechneter Dichteprofile.	187
9.5	Erklärung des Kraftminimums	187
10.	PM-Fließpressen – Validieren der Parameterstudien.....	187
10.1	Erstellen von vorteilhaften Werkzeugkonturen.....	187
10.1.1	Randbedingungen für die Werkzeuggestaltung	187
10.1.2	Kenngrößen der Werkzeuge	187
10.2	Simulationsergebnisse für die erstellten Werkzeuggeometrien	187
10.2.1	Mit den Werkzeugvorschlägen gewonnene Dichteprofile.....	187
10.2.2	Wirkung der Freistellungen	187
10.2.3	Wahl eines Werkzeugkonzeptes für die praktischen Versuche.....	187
10.3	Überprüfen der erstellten Werkzeugkontur im Realversuch	187
10.3.1	Aufgabe der praktischen Versuche	187
10.3.2	Versuchskonzept.....	187
10.3.3	Werkzeug und Vorformen	187
10.3.4	Versuchsdurchführung	187
10.3.5	Vergleich von Simulationen und realen Versuchen.....	187
10.3.6	Qualität des Simulationsmodells	187
10.3.7	Konstruktionsrichtlinien zur Werkzeug- und Vorformgestaltung	187
11.	PM-Fließpressen – Resümee und Ausblick	187
12.	Kaltkalibrieren von Sinterformteilen.....	187
13.	Kaltkalibrieren – Erstellen des Versuchskonzepts.....	187
13.1	Identifizieren grundlegender Wirkungen und Materialflüsse	187
13.2	Parametervariationen für den axialen Werkstofffluss.....	187
13.3	Parametervariationen für den radialen Werkstofffluss – Vorformgestalt.....	187
13.4	Parametervariationen für den radialen Werkstofffluss – Spaltmaße.....	187
13.5	Versuchsplan und erwartete Anzahl an Simulationen.....	187
14.	Kaltkalibrieren – Axialer Werkstofffluss.....	187
14.1	Dreieckverteilung an Zähnen mit $h = 4$ mm	187

14.1.1	Vergleich aller Varianten des Simulationsblocks.....	187
14.1.2	Kalibrieren einer Vorform mit Schrägungswinkel 50°	187
14.1.3	Kalibrieren einer Vorform mit Schrägungswinkel 170°	187
14.1.4	Kalibrieren einer Vorform mit Schrägungswinkel 80°	187
14.1.5	Zusammenfassung zur Dreieckverteilung an Zähnen mit $h = 4$ mm	187
14.2	Kreisbogenverteilung an Zähnen mit $h = 4$ mm	187
14.2.1	Vergleich aller Varianten des Simulationsblocks.....	187
14.2.2	Simulation mit erhöhter Presskraft	187
14.3	Simulationen mit Zahnendhöhe $h = 25$ mm	187
14.4	Ergänzende Untersuchungen zum axialen Materialfluss	187
14.4.1	Kleineres Spaltmaß	187
14.4.2	Kombination von Dreieck- und Kreisbogenverteilung.....	187
14.4.3	Freistellung an der Dachschräge	187
15.	Kaltkalibrieren – radialer Werkstofffluss, Vorformgestalt	187
15.1	Breiten.....	187
15.2	Steigen.....	187
15.3	Kombination von Breiten und Steigen.....	187
15.4	Vorformen mit L-förmigem Querschnitt.....	187
15.4.1	Variante h1e-h2v-de.....	187
15.4.2	Variante h1v-h2e-de.....	187
15.4.3	Variante h1v-h2e-dv	187
15.4.4	Variante h1v-h2v-de und Variante h1v-h2v-dv	187
15.5	Versuch der Vorformverbesserung	187
15.5.1	Vorform mit gleich verteilten Aufmaßen ohne Freistellung.....	187
15.5.2	Vorform mit gleich verteilten Aufmaßen und Freistellung.....	187
15.5.3	Vorform mit 15 % Aufmaß am Zahnring ohne Freistellung	187
15.5.4	Verpressen mit vollständiger Formfüllung zu Pressbeginn	187
16.	Kaltkalibrieren – radialer Werkstofffluss, Spaltmaße.....	187
16.1	Einfluss des Spaltmaßes auf die Dichteverteilung von Proben mit Endhöhe 4 mm	187
16.1.1	Einfluss des inneren Spaltmaßes auf die Dichteverteilung	187
16.1.2	Einfluss des äußeren Spaltmaßes auf die Dichteverteilung.....	187
16.1.3	Einfluss beidseitiger Spaltmaße auf die Dichteverteilung.....	187
16.2	Einfluss des Spaltmaßes auf die Dichteverteilung von Proben mit Endhöhe 25 mm.....	187
16.3	Ergänzende Simulationen mit Abaqus/Standard™	187
16.4	Einfluss der Spaltmaße auf die Pressenkraft.....	187

17. Kaltkalibrieren – Resümee und Ausblick	187
18. Halbwarmumformung (HWU) von Sinterformteilen.....	187
19. HWU – Versuchskonzept	187
19.1 Versuchsplan	187
19.1.1 Globales Verdichten durcherwärmter Bauteile	187
19.1.2 Umformbarkeit durcherwärmter Bauteile.....	187
19.1.3 Lokales Verdichten mit Temperaturgradienten.....	187
19.2 Experimenteller Aufbau.....	187
19.2.1 Probengeometrien.....	187
19.2.2 Versuchsvorrichtung.....	187
20. HWU – Globales Verdichten durcherwärmter Bauteile	187
20.1 Versuchsblock 1 – Kraftänderung und Werkstücktemperatur.....	187
20.2 Versuchsblock 2 – Temperaturdifferenz Werkzeug/Werkstück	187
20.3 Versuchsblock 3 – Dichteänderung	187
20.4 Ergänzende Betrachtungen anhand der Fließkurven	187
21. HWU – Umformbarkeit durcherwärmter Bauteile	187
22. HWU – Lokales Verdichten mit Temperaturgradienten.....	187
22.1 Versuchsblock 5 – Lokales Verdichten mittels induktivem Randzonenerwärmen.....	187
22.2 Versuchsblock 6 – Lokales Verdichten mit Bauteilerwärmung über Werkzeugkontakt	187
23. HWU – Ergänzende Untersuchungen	187
24. HWU – Resümee und Ausblick.....	187
25. Zusammenfassung und Ausblick	187
Abkürzungsverzeichnis	187
Literaturverzeichnis.....	187
Anhang	187

1. Einleitung und Aufgabenstellung

In den letzten Jahren erfuhr die Pulvermetallurgie (PM) ein rasches Wachstum im Bereich des Automobilbaus [Tra04]. Dieses Wachstum kann auf die rasante Erweiterung der Formgebungsmöglichkeiten zurückgeführt werden, die den Aufwand für eine (spanende) Nachbearbeitung verringern oder gar eliminieren. Um das weitere Wachstum der Pulvermetallurgie zu sichern, ist es notwendig, neue Prozesse zu entwickeln und bestehende miteinander zu kombinieren, sodass noch höhere Dichten, bessere Oberflächen und komplexere Geometrien bei geringeren Kosten erreicht werden [Sko02].

Ein großer Teil pulvermetallurgisch produzierter Bauteile entfällt auf die Genauteile. Der Pulvermetallurgie erwachsen in der Produktion von Genauteilen durch die Einsparung von Arbeitsstufen, Material und Energie wirtschaftliche Vorteile gegenüber alternativen Fertigungsmöglichkeiten. Den direkten Wettbewerb mit der Schmelzmetallurgie besteht die Pulvermetallurgie in Bereichen mit großen Losgrößen, wie der Automobilindustrie, erfolgreich mit erheblichen Wachstumsraten [Sch07a].

Da die Pulvermetallurgie eine kosteneffektive Massenproduktion von komplexen Bauteilen ermöglicht, wurde ihr in den letzten Jahrzehnten von Automobilherstellern verstärkte Aufmerksamkeit zu Teil, und eine Vielzahl von gering bis mittel beanspruchten Bauteilen konnte durch pulvermetallurgische Bauteile substituiert werden [Yaz08]. Daher sind seit Jahrzehnten pulvermetallurgische Bauteile bzw. Baugruppen wie Ölpumpen und Steuerkettenräder erfolgreich im Einsatz [Cap08]. Charakteristisch für die Entwicklung von PM-Bauteilen ist der Übergang von Funktionselementen untergeordneter Bedeutung hin zu Maschinenelementen, denen immer höhere und auch stärkere dynamische Belastungen abgefordert werden [Sch07b]. Eine bedeutende Rolle, als nächste zu überschreitende Grenze für die Pulverindustrie, kommt gemäß einer Sondersitzung im Zuge des 2008 PM World Congress in Washington dem Ersatz von spanend bearbeiteten Massivzahnradern in hoch belasteten Getrieben zu [Cap08].

Als aussichtsreiche Möglichkeit den Anforderungen, die an Bauteile wie Steuerräder, Zahnrad im Massenausgleich von Verbrennungsmotoren sowie Schalträder in Getrieben gestellt werden, gerecht zu werden, gilt das Randzonenverdichten von Sinterformteilen [Kau09a]. Allerdings merken Kauffmann et al. [Kau09a, Kau09b] an, dass verglichen mit der Herstellung von Massivzahnradern noch zu große Wissenslücken bestehen, um die Vorteile der Pulvermetallurgie voll auszunützen.

Einen weiteren Wachstumsmarkt für die Pulvermetallurgie sehen Trassoras et al. [Tra09] in der erwarteten Zunahme von Doppelkupplungsgetrieben, mit der ein zunehmender Bedarf an Bauteilen der Getriebesynchronisierung in Nord-Amerika einhergehen wird. Trassoras et al. gehen davon aus, dass die Pulvermetallurgie mit neuen Produkten wie Schiebemuffen und Synchronringen zunehmend Akzeptanz in der Getriebesynchronisierung finden und der Anteil an PM-Bauteilen in der Synchronisierung zunehmen wird.

Die beiden letztgenannten Bauteile sind ebenso wie die Getriebezahnräder durch eine komplexe Geometrie und hohe Anforderungen hinsichtlich Genauigkeit und Belastbarkeit gekennzeichnet. Daraus wird geschlossen, dass zukünftig zusätzlich zur Forderung nach höherer Dichte auch jener der Herstellbarkeit komplexerer Geometrien begegnet werden muss. Einen deutlichen Trend hin zu komplexeren Geometrien erkennen bereits Nies et al. [Nie09] im Bereich der Presstechnik von pulvermetallurgischen Grünlingen. Sie zeichnen für die Zukunft zwei Szenarien hinsichtlich der Anforderungen an unterschiedliche Sinterformteile, denen jedoch gemein ist, dass der Anspruch an hohe Enddichte und Qualität weiter steigen wird.

Durch die Entwicklung der Pulvermetallurgie hin zu Anwendungen höherer Beanspruchung gewinnt die Dauerfestigkeit zunehmend an Bedeutung [Son84]. Auch wenn die Dauer- und Bruchfestigkeit durch höhere Sintertemperaturen beeinflusst werden können, ist die Dichte die wichtigste Einflussgröße. Mit zunehmender Dichte werden die physikalischen und die meisten mechanischen Eigenschaften von Sinterformteilen verbessert [San02a, Sch93]. Einige Eigenschaften, beispielsweise der statische und dynamische E-Modul, können nur über die Dichte verbessert werden [Aza06, Jon97]

Aus diesem Grund können Strategien, die darauf abzielen hoch belastete Massivbauteile durch Sinterformteile zu ersetzen, nur erfolgreich sein, wenn geeignete Verdichtungsprozesse zur Verfügung stehen. Allerdings ist davon auszugehen, dass sowohl aus technischen als auch aus Gründen der Herstellbarkeit sowie aus Kostengründen kein universaler Verdichtungsprozess existiert. Vielmehr müssen Prozesse produktabhängig ausgewählt bzw. entwickelt werden [Jon97].

Zwar ist es möglich, mittels Sinterschmieden die Porosität nahezu vollständig zu eliminieren und somit die Eigenschaften zu verbessern, jedoch wird dieses Verfahren oftmals aus wirtschaftlichen Gründen nicht angewandt [Son87, Sko02]. Stattdessen kann durch mechanische Oberflächenbehandlungen die Porosität an der Bauteiloberfläche signifikant verringert bzw. die Dichte gesteigert und dadurch eine Verbesserung der Dauerfestigkeit

erreicht werden [Bei99, Son87]. Neue Anwendungen können der Pulvermetallurgie durch neue Produktionsmethoden, die zu höheren Bauteildichten führen, in Kombination mit darauf abgestimmten Werkstoffen und Wärmebehandlungen erschlossen werden [Sko02].

Das Bestreben der Unternehmen in der Automobilindustrie, neue Märkte durch neue Materialien mit verbesserten Eigenschaften zu erschließen, erkennt auch Johnson [Joh06]. Als weitere Stossrichtungen, um das Wachstum der Pulvermetallurgie zu stärken, nennt er das Fertigen höher komplexer Geometrien, eine automatisierte Produktion und innovative Prozesstechniken. Am Beispiel von Bauteilen für variable Ventiltriebe zeigt Johnson auf, dass neue Sekundäroperationen benötigt werden, um den Herausforderungen an reineren Materialien und engeren Toleranzen begegnen zu können. Auch Skoglund et al. [Sko02] weisen auf die Notwendigkeit hin, Prozesse zu entwickeln und miteinander zu kombinieren, die zu noch höheren Dichten, besseren Oberflächen und komplexeren Geometrien bei geringeren Kosten führen, um das weitere Wachstum der Pulvermetallurgie zu sichern.

Die geforderten Verbesserungen und Neuentwicklungen von Sekundäroperationen zum Randzonen- wie Durchverdichten von Sinterformteilen sind Gegenstand der vorliegenden Arbeit. Gemäß König et al. [Kön92] ist es notwendig, die Sintertechnik mit Umformverfahren zu kombinieren, um nahezu vlldichte Bauteile herzustellen. Daher steht die Übertragung bestehender Umformverfahren in die Sintertechnik und das spezifische Entwickeln innovativer Verfahren für die Sintertechnik im Blickpunkt der vorliegenden Arbeit. Durch eine Beschäftigung mit den Verfahren über das für eine technische Umsetzung nötige Maß hinaus soll ein Beitrag geleistet werden, die von Kauffmann et al. [Kau09a, Kau09b] angeführten, bestehenden Wissenslücken zu füllen.

Die Hauptziele werden in der Entwicklung von Verfahren erkannt, mit denen es möglich ist, die für die Zukunft zu erwartenden Anforderungen an Sinterformteile des Automobilbaus zu erfüllen. Als Hauptaufgaben für zukünftige Umformoperationen, die zwischen Sintern und Wärmebehandlung durchgeführt werden, werden das Randzonenverdichten, das Verdichten des gesamten Bauteils sowie das Fertigen komplexerer Geometrien erkannt. Daher ist die Forschungstätigkeit in der vorliegenden Arbeit in drei Themengebiete gegliedert.

Das erste ist dem Randzonenverdichten von Zahnrädern gewidmet. Ziel der Beschäftigung damit ist es, ein neues Verfahren zu entwickeln, das es ermöglicht, Zahnräder in einem einfacheren und effizienteren Prozess als dem Querwalzen mit ausreichender Dichte in einer Schicht unterhalb der Zahnoberfläche auszustatten. Hierfür soll neben dem grundsätzlichen Verfahrensprinzip auch ein praxistaugliches Werkzeugkonzept entwickelt werden.

Das zweite Themengebiet ist das Kaltkalibrieren (genaugenommen „Kaltnachpressen“) von Sinterbauteilen, das sowohl das Randzonenverdichten als auch das Verdichten des gesamten Bauteiles ermöglicht. (Anmerkung: In der vorliegenden Dissertation wird, entgegen dem in der Fachwelt üblichen Sprachgebrauch, der Ausdruck „Kalibrieren“ nicht nur für das Nachpressen auf Maßgenauigkeit, sondern auch für das auf höhere Dichte verwendet, weil diese beiden Verfahren in dieser Arbeit zumeist nicht streng zu trennen sind). Hier sollen durch das Verständnis von grundlegenden Vorgängen und Mechanismen die Prozessgrenzen erkannt und Möglichkeiten für ein Ausweiten selbiger aufgezeigt werden. Basierend auf den neuen Erkenntnissen sind Konstruktionsrichtlinien zu formulieren, die helfen, den Aufwand für die Vorformfindung zu verringern.

Das dritte Themengebiet ist die Halbwarmumformung (HWU) von Sinterbauteilen, über die kaum Literatur verfügbar ist, die aber gemäß F. Planitzer [Pla07] eine Möglichkeit zum Erweitern der Grenzen von bereits bestehenden Prozessen darstellt. F. Planitzer stellt Anwendungen der HWU in Prozessen des Randzonen- wie Durchverdichtens in Aussicht. In der vorliegenden Arbeit soll zudem der Aspekt einer höheren Bildsamkeit des Werkstoffes im Temperaturbereich der HWU betrachtet und für die Herstellung komplexerer Geometrien genutzt werden.

Aus der für zukünftige Anwendungen zu erwartenden großen Losgröße erwächst für die Forschungstätigkeit die Forderung, auch Faktoren der betrieblichen Praxis zu berücksichtigen und nur solchen Prozessvarianten nachzugehen, die nicht von vornherein eine zukünftige großserielle Umsetzung ausschließen. Daher werden in einem ersten Schritt die Prozesskette der pulvermetallurgischen Bauteilherstellung und die grundlegenden Charakteristika von PM-Bauteilen erarbeitet. Darauf basierend erfolgt die Entwicklung neuer Prozesse.

Die Forschungstätigkeit erfolgte in enger Zusammenarbeit mit dem Industriepartner Miba Sinter Austria GmbH, wodurch das Berücksichtigen der betrieblichen Praxis gewährleistet war. Zudem wurde durch die Zusammenarbeit ein Partizipieren an aktuellen, noch nicht veröffentlichten industriellen Entwicklungen ermöglicht.

2. Herstellung und Eigenschaften pulvermetallurgischer Bauteile

Die Pulvermetallurgie zählt gemeinsam mit dem Gießen zu den urformenden Verfahren, die aus einem formlosen Stoff einen festen Körper formen [Gro05]. Unter Pulvermetallurgie werden die Herstellung von Pulvern und das Erzeugen von Halbzeugen oder Fertigteilen aus den Pulvern unter Anwendung von Druck und/oder Temperatur verstanden, ohne dass alle Komponenten in den schmelzflüssigen Zustand übergehen [Sch07c, Gro05]. Im Zusammenhang mit der Pulvermetallurgie ist auch der Begriff Sintertechnik gebräuchlich. Entgegen dem Begriff Pulvermetallurgie umfasst jener der Sintertechnik jedoch nicht die Herstellung von Pulvern [Gro05]. Grundsätzlich sind die Technologien der Pulvermetallurgie für metallische als auch nicht metallische Werkstoffe anwendbar [Zap81], weshalb das erste Fachbuch über Pulvermetallurgie auch noch den Titel „Metallkeramik“ trug [Ska50].

Mit einer anspruchsvollen Werkzeugtechnologie und einer flexiblen Legierungstechnik bietet die klassische Pulvermetallurgie die Möglichkeit, komplizierte Bauteile kostengünstig herzustellen. Spezifische Forderungen der Anwender können von pulvermetallurgischen Werkstoffen durch Legierungselemente einfach erfüllt werden. [Sch93] Eine weitere pulvermetallurgische Möglichkeit, Bauteilanforderungen gerecht zu werden, ist das Herstellen von Schichtverbunden, wie es beispielsweise von König et al. [Kön92] für ein Zahnrad, von Manolache [Man84] für ein Verbundgleitlager und von Geiman [Gei10] für ein Kegelrad beschrieben wird. Ein Vorteil der Sintertechnik besteht darin, ein homogenes Bauteil mit isotropen Werkstoffeigenschaften zu erzeugen. Ein weiterer Vorzug ist die erhebliche Materialeinsparung bei der Herstellung von komplizierten Bauteilen. [Kön92] Das bevorzugte Anwendungsgebiet der Pulvermetallurgie ist das Fertigen von Teilen mit komplizierter Außen- und Innenkontur in hoher Stückzahl. Dabei werden Maße und Toleranzen mit hoher Genauigkeit reproduzierbar eingehalten. [Zap81]

Pulvermetallurgische Prozesse bieten ökonomische wie technische Vorteile gegenüber der Herstellung von Bauteilen aus massiven Werkstoffen. Die Vorteile sind verbesserte Betriebseigenschaften, Freiheiten im Design und die Herstellung von einmaligen Materialien. [Abd95] Ein vorteilhafter Einsatz der Pulvermetallurgie ist beispielsweise gegeben, wenn das Bauteil nachbearbeitungsarm gefertigt werden soll, bei Verbundwerkstoffen (z.B. Metall-Nichtmetall) bei hoch schmelzenden Metallen, oder wenn Metalle im Schmelzzustand miteinander nicht verträglich sind. [Mat93] Die sehr vielfältigen Gründe für den Einsatz der Pulvermetallurgie reduziert Mitterer [Mit08] auf drei, in Abbildung 2.1 veranschaulichte, Hauptgründe, die durchaus kombiniert auftreten können. Es sind dies die Notwendigkeit zur

Erzeugung bestimmter Komponenten, beispielsweise aus Refraktärmetallen, eine hohe Wirtschaftlichkeit und die Möglichkeit einzigartige Werkstoffe herzustellen. Die Hauptgründe Mitterers für eine pulvermetallurgische Fertigung sind auch in den von Exner et al. [Exn90] unterschiedenen Hauptanwendungen der Pulvermetallurgie zu finden. Die erste ist die Produktion von Sinterformteilen um Bauteile komplexer Gestalt in engen Toleranzen in hoher Stückzahl wirtschaftlich zu fertigen. Das zweite Hauptanwendungsgebiet ist die Herstellung von Werkstoffen mit einmaligen Eigenschaften, die mit konventionellen Techniken nicht erzeugt werden können, was Mitterers Gründe des „Zwangs“ und der „Einzigartigkeit“ zusammenfasst.

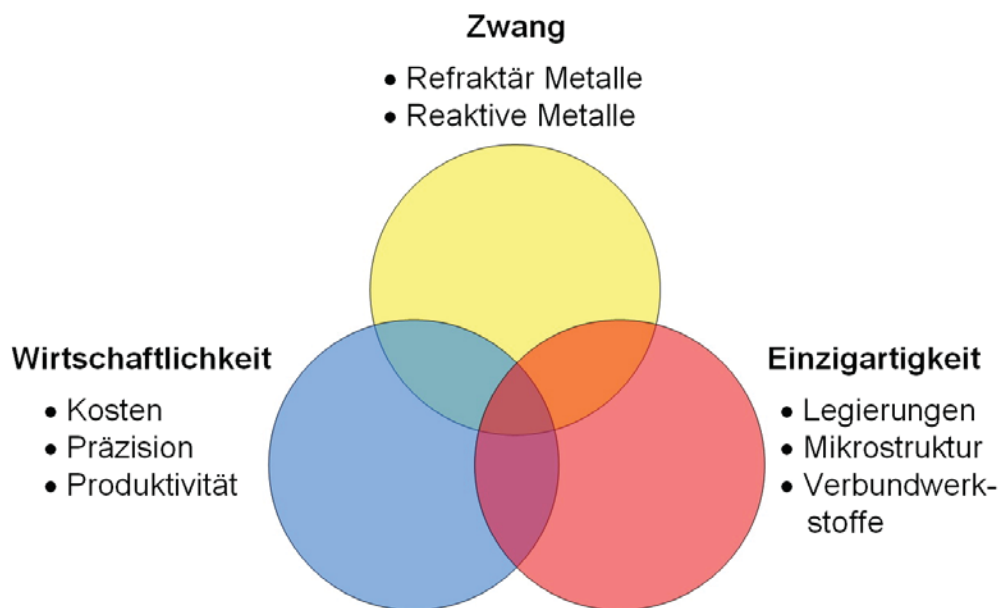


Abbildung 2.1: Hauptgründe für die pulvermetallurgische Fertigung.

Ein charakteristisches Merkmal von Sinterformteilen ist deren Porosität und die damit verbundene Möglichkeit den Werkstoff zu verdichten, was in der Literatur auch als Kompressibilität von Sinterwerkstoffen bezeichnet wird. Aus der Porosität resultieren einige typische Nachteile in den mechanischen Eigenschaften wie geringe Bruchdehnungen, Kerbschlagarbeiten und Dauerfestigkeitswerte. [Sch93] Die Porosität ist die bedeutendste mikrostrukturelle Einflussgröße von Sinterstählen [Son87]. Die Präsenz von Poren ist der Hauptgrund, weshalb pulvermetallurgische Werkstoffe bei gleicher Zusammensetzung geringere Festigkeitseigenschaften aufweisen als der massive Vergleichswerkstoff, da die Poren den kraftaufnehmenden Querschnitt verringern und somit lokal Spannungen im Werkstoff erhöhen [Dan94, Sko02].

Um die Eigenschaften von Sinterteilen zu verbessern und der Pulvermetallurgie neue Anwendungsgebiete zu erschließen, wurden neue Verfahren entwickelt, die zu einer höheren

Dichte der Bauteile führen [Sch93]. Die Ansätze, hohe Dauerfestigkeiten zu erreichen umfassen traditionell das Minimieren der Porosität und Optimieren der Matrixstruktur. Weitere wichtige Einflussgrößen sind Eigenspannungen sowie die Porenform, -größe und -konnektivität. Eigenspannungen können positiv wie negativ wirken. Wenn sie die resultierende Gesamtspannung im Zugbereich erhöhen, nimmt die Dauerfestigkeit ab. [Sko02] Eine Möglichkeit, die Eigenschaften zu verbessern, besteht im Nutzbarmachen des konkurrierenden Fertigungsverfahrens des Umformens. Durch das Ausnutzen der plastischen Eigenschaften von Sintermetallen können durch Umformen einerseits Verbesserungen hinsichtlich der mechanischen Eigenschaften und andererseits – beim klassischen Kalibrieren – in Bezug auf die Oberflächengüte und Genauigkeit erzielt werden. [Sch93]

Die Grenzen der pulvermetallurgischen Press- und Sintertechnik sind fließend und werden durch die Entwicklung des Werkzeug- und Pressenbaus ständig erweitert. Sie werden von den Füll- und Presseigenschaften der Pulver und dem Aufbau und der Konstruktion der Werkzeuge und Pressen bestimmt. Das Gewicht von Sinterformteilen wird nach unten durch das Fließvermögen der Pulver begrenzt, die ein Bauteilmindestgewicht von 0,02 bis 0,03 Gramm erfordern, um eine exakte Volumendosierung zu ermöglichen (Noch kleinere Bauteile werden z.B. durch Metallpulverspritzgießen gefertigt). Die obere Gewichtsgrenze wird von der Druckleistung der Presse und dem Pressweg der Pressen bestimmt und liegt bei rund 5 kg, wenn das isostatische Pressverfahren nicht berücksichtigt wird. [Zap81]

2.1 Herstellung pulvermetallurgischer Bauteile

Pulverbasierende Fertigungsverfahren sind mehrstufige Prozesse, die mit pulverförmigen Ausgangsmaterialien arbeiten und zumeist durch zwei fundamentale Verfahrensschritte gekennzeichnet sind. Der erste Vorgang ist das Entstehen eines festen geometrischen Formkörpers durch Pressen der Pulver. Dem folgt der zweite Schritt des Sinterns, einer Wärmebehandlung zur Konsolidierung, häufig auch Verdichtung, des Bauteils. Das Fertigen metallischer Produkte und Bauteile aus Pulvern wird als Pulvermetallurgie bezeichnet. [Geb07] Der Prozessablauf der pulvermetallurgischen Herstellung von Formteilen besteht normalerweise aus den Teilschritten der Pulvererzeugung, des Pulvermischens, des Pulverpressens, des Sinterns und einem eventuellen Nachpressen bzw. einer Nachbehandlung des Bauteils. [Sch07c, Gro05, Geb07]

Die Pulverherstellung kann auf mechanische oder physikalisch-chemische Weise erfolgen [Geb07]. Bei den mechanischen Methoden kann die Pulvergewinnung ohne Phasenumwandlung und jene mit Phasenumwandlung unterschieden werden. Die

mechanischen Methoden ohne Phasenumwandlung umfassen das Zerkleinern von festem Mahlgut in Mühlen und Attritoren. Die Methoden mit Phasenumwandlung gewinnen Pulver aus Schmelzen durch beispielsweise Verdüsen oder Schleudern [Sch07d]. 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, Sch07c]

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. [Geb07, Sch07c]

Ziel des Verfahrensschrittes des Pulverpressens ist die Herstellung eines Formkörpers. Dazu wird das mit einem Gleitmittel versehene Pulver in einen Matrizenraum eingefüllt und zu einem Körper losen Zusammenhaltes verdichtet. Der so entstandene Pressling wird auch als Grünling bezeichnet. [Geb07, Sch07c]

Im anschließenden Schritt des Sinterns, einem Wärmebehandlungsverfahren, wird aus dem zerbrechlichen Grünling ein Körper mit ausreichender Festigkeit. Dabei ist es entweder erwünscht die Abmessungen beizubehalten (z.B. Sinterformteile) oder eine wesentliche Verdichtung (z. B. Hartmetalle, Schnellarbeitsstähle) herbeizuführen. [Exn92] Die treibende Kraft des Sinterns ist die Differenz der freien Enthalpie zwischen Ausgangs- und Endzustand. [Sch07e] Durch den, während des Sinterns auftretenden, Stofftransport wird die gesamte Oberfläche und somit die Oberflächenenergie verringert [Exn92]. Dabei werden die Kontakte zwischen einander berührenden Teilchen verstärkt, und zumeist wird auch die Dichte des Bauteils erhöht. Die typischen Sintertemperaturen für Metalle betragen 60 bis 80 % ihres Schmelzpunktes. [Exn92, Sch07e]

Da beim Pulververdichten, zumindest beim Kaltpressen, Hohlräume verbleiben, die in Sinterstahl-Formteilen auch nach dem Sintern noch vorhanden sind, ist die Porosität ein kennzeichnendes Merkmal vieler Sinterwerkstoffe, das diese von den schmelzmetallurgischen Werkstoffen unterscheidet. Der Anteil der Porosität beträgt zwischen 5 und 45 % des Gesamtvolumens. Während bei schmelzmetallurgischen Werkstoffen von einem konstanten Volumen während einer plastischen Formgebung

ausgegangen werden kann, ist dies für poröse Sinterwerkstoffe im Allgemeinen nicht der Fall. [Sch93]

Für Formkörper, die bei Raumtemperatur nicht hinreichend verdichtet werden können, kommt das Heißpressen zum Einsatz, bei dem zusätzlich zum Druck thermische Energie zum Verdichten der Bauteile genutzt wird. Mit dem Sintern geht fast immer eine Schwindung des Bauteils einher, welche zu Maßungenaugigkeiten führt. Durch Nachbearbeitungsverfahren kann die durch das Sintern verloren gegangene Präzision wieder hergestellt werden und/oder die Festigkeit des Bauteils gesteigert werden. [Geb07, Sch07c] Mögliche Verfahrensabläufe in der Pulvermetallurgie sind in Abbildung 2.2 dargestellt.

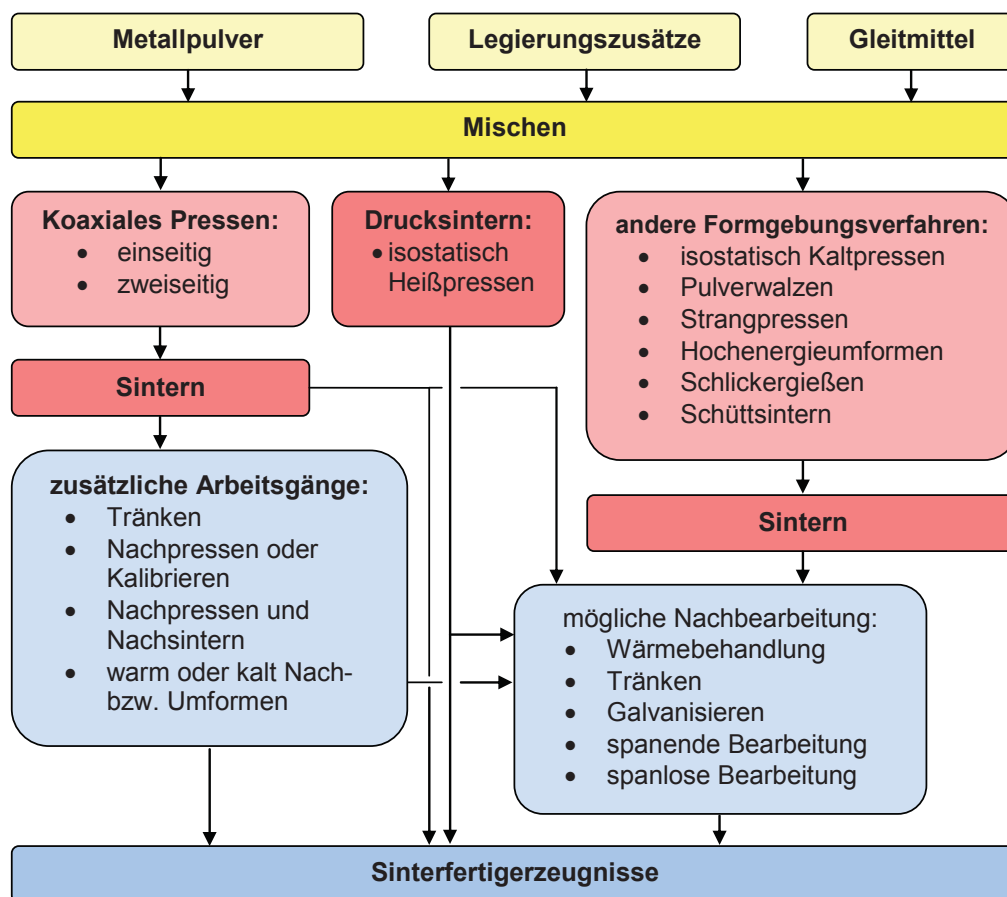


Abbildung 2.2: Verfahrensrouten der Pulvermetallurgie [Sch10].

Die mit Abstand am häufigsten genutzte Prozessroute der Pulvermetallurgie ist konventionelles Axialpressen (Matrizenpressen) und Sintern. Für diese spricht das gute Kosten/Leistungsverhältnis. Das erklärt auch die Bedeutung des Wärmepulverpressens, das zunehmend Anwendung findet und inzwischen weltweit verbreitet ist. [Sko02] Gepresste und gesinterte (Sinterstahl-) Bauteile haben eine typische Dichte von 7 g/cm^3 [Joh10]. Derart

hergestellte Bauteile werden in Anwendungen eingesetzt, die geringe Festigkeitsansprüche stellen, jedoch können die mechanischen Eigenschaften durch Sekundäroperationen wie Nachpressen und Infiltration verbessert werden [Abd95].

Mithilfe der Press- und Sintertechnik kann eine Vielfalt von geometrischen Formen erzeugt werden, da die von der Matrize eingeformte Stirn des Bauteils nahezu jede beliebige Form erhalten kann und die konstruktive Aufteilung des Werkzeuges in Matrize, Ober- und Unterstempel zahlreiche geometrische Variationsmöglichkeiten eröffnet. Die Geometrievielfalt der Bauteile wird durch die Forderung nach Entformbarkeit beschränkt. Zudem existieren technologische Abhängigkeiten zwischen der Geometrie der einzelnen Werkzeugelemente und jener des Bauteils [Zap81] Auch hinsichtlich der Formgestaltung bestehen gewisse Einschränkungen, jedoch können manche Hemmnisse durch meist geringfügige Gestaltänderungen beseitigt werden, wenn Pulvermetallurge und Konstrukteur schon bei der Konzipierung eines Funktionsteils zusammenarbeiten [Sch07a].

Da die Leistungsfähigkeit der Pressen unter Einhaltung wirtschaftlicher Kriterien nicht beliebig gesteigert werden kann, ist die Größe der Bauteile begrenzt. Für Formteile, die mit der konventionellen Technologie hergestellt werden, beträgt die größte Flächenausdehnung circa 250 cm² und die maximale Höhe 60 mm. [Sch07a] Eine weitere technologische Abhängigkeit ist die Herstellgenauigkeit des Werkzeuges, die die Genauigkeit des Werkstückes bestimmt. Allerdings können etwaige Maßänderungen durch den Sinterprozess durch ein Nachpressen (Kalibrieren) behoben werden. Schon ohne Nachpressen können je nach Werkstoffart und Sintertechnik die Passungsklassen IT 8 bis IT 9 erreicht werden. Mittels Nachpressen werden die Passungsklassen IT 4 bis IT 8 erreicht, wobei die Genauigkeit mit zunehmender Werkstoffdichte und Festigkeit abnimmt. [Zap81]

Gemäß Zapf [Zap81] resultieren die Kosten für ein Sinterteil aus Stoffkosten, Formgebungskosten, Sinterkosten, Werkzeugkosten, Rüstkosten sowie Kosten für Fertigungsrisiko und Qualitätssicherung, wobei Zapf die Kosten für eine (spanende) Nacharbeit dem Fertigungsrisiko zurechnet. Anhand des Vergleichs unterschiedlicher Produkte ist erkennbar, dass die Kostenvorteile einzelner Herstellrouten häufig von den geforderten Toleranzen bestimmt werden. Sinterformteile sind oftmals in engeren Toleranzen herstellbar als massive Fließpressteile. Bei Genauteilen kann daher oftmals eine Kosteneinsparung in der Feinbearbeitung erzielt werden. Wenn die geforderten Toleranzen jedoch eine (verstärkte) spanende Nacharbeit des Sinterformteils bedingen, wird der Kostenvorteil gemindert. Detaillierte Ausführungen hierzu sind in [Zap81] zu finden. Hinsichtlich Maßgenauigkeit und Ausnutzung des Werkstoffs gehören Sinterformteile zu den

hochwertigsten mit Hilfe spanloser Verfahren hergestellter Erzeugnissen. In Verbindung mit einer geringfügigen spanenden Nachbearbeitung wird ein hoher Veredelungsgrad mit vielseitiger Verwendbarkeit erreicht.

2.2 Einfluss der Dichte auf die Bauteileigenschaften

Die Eigenschaften, insbesondere die Festigkeitseigenschaften, schmelzmetallurgisch hergestellter Werkstoffe werden von der chemischen Zusammensetzung, dem Kristallisationszustand, dem Umformgrad, der Kaltverfestigung, der Anisotropie und dem Wärmebehandlungszustand bestimmt. Dies gilt auch für Sinterwerkstoffe, die im Allgemeinen trotz der hohen Sintertemperatur feinkörnig sind und nur einen geringen Grad an Anisotropie aufweisen, es sei denn, diese wird gewollt in einer Kalt- oder Warmumformung herbeigeführt. Darüber hinaus sind für Sinterwerkstoffe zusätzliche, spezifische pulvermetallurgische Parameter, wie die gesteuerte Porosität und die gesteuerte Inhomogenität, zu berücksichtigen, die viele Gebrauchseigenschaften entscheidend bestimmen. [Zap81]

Für die Angabe der Dichte pulvermetallurgischer Bauteile sind mehrere Bezeichnungen gebräuchlich. Als theoretische Dichte (ρ_{theo}) wird die Dichte eines porenfreien bzw. eines vollgedichteten Sinterkörpers bezeichnet. Die relative Dichte (ρ_{rel}) wird als Quotient der absoluten Bauteildichte (ρ_{abs}) und der theoretischen Dichte (ρ_{theo}) errechnet. [Klo07, Geb07]

$$\rho_{rel} = \frac{\rho_{abs}}{\rho_{theo}} [1] \quad (2.1)$$

Mit der relativen Dichte (ρ_{rel}) ist die Porosität (f) des Bauteils errechenbar.

$$f = 1 - \rho_{rel} [1] \quad (2.2)$$

Die Porosität ist die bedeutendste mikrostrukturelle Einflussgröße von Sinterstahl-Formteilen [Son87]. Aus dieser resultieren einige typische Nachteile in den mechanischen Eigenschaften, wie geringe Bruchdehnungen, Kerbschlagarbeiten und Dauerfestigkeitswerte [Sch93]. Jedoch können durch Reduzieren der Porosität die mechanischen Eigenschaften von Sinterstahl-Formteilen verbessert werden [Son87]. Als effektive Methoden hierfür führen Kobayashi et al. [Kob78] 1978 das Schmieden bei 1300 K oder „Kaltschmieden“, eine Kaltumformung, an. Inzwischen konnte die durch Press- und Sintertechnik erreichbare Dichte wesentlich gesteigert werden. Möglich wurde dies durch die Entwicklung besser

verpressbarer Pulver und Gleitmittel höherer Wirksamkeit, einer Steigerung der Pressdrücke sowie der Anwendung des Warmpressens. [Nie09, Sch07b, Sko02] Werden die Ausführungen verschiedener Autoren zusammengefasst [Aza06, Lor95, Par00, San02a, Sch78, Sch93], so ist festzustellen, dass bei einem Sinterwerkstoff gegebener Zusammensetzung und gegebener Wärmebehandlung mit abnehmender Porosität bzw. steigender Dichte die Zugfestigkeit, die Brinellhärte, der statische und dynamische E-Modul, die thermische und elektrische Leitfähigkeit linear zunehmen, während dynamische Eigenschaften, wie die Bruchdehnung, Brucheinschnürung, Schlagzähigkeit Dauerfestigkeit und Biegewechselfestigkeit, einen exponentiellen Anstieg verzeichnen. Die Änderung beispielhafter Eigenschaften über die Porosität, bezogen zu ihrer maximalen Ausbildung, ist in Abbildung 2.3 für einen Eisensinterwerkstoff dargestellt.

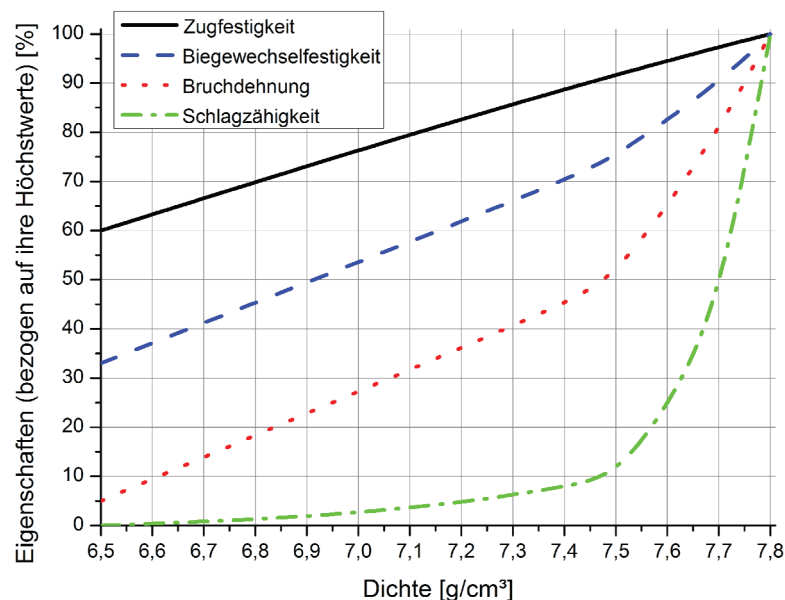


Abbildung 2.3: Wirken der Dichte auf ausgewählte Festigkeitswerte von Eisensinterwerkstoffen [Sch10]. Mit zunehmender Dichte werden die Festigkeitseigenschaften verbessert.

Gemäß Zapf [Zap81] muss für pulvermetallurgische Werkstoffe grundsätzlich zwischen dem Einfluss der Dichte – genau genommen dem des effektiven tragenden Querschnitts – und dem Einfluss legierungstechnischer Maßnahmen auf die physikalischen Kennwerte wie Zugfestigkeit, Bruchdehnung, Streckgrenze, E-Modul, Dauerfestigkeit, Ausdehnungskoeffizient, elektrische und magnetische Leitfähigkeit, Permeabilität und Remanenz unterschieden werden. Der prozentuale Anstieg der Festigkeit durch Reduzieren der Porosität ist vom Legierungsgehalt unabhängig, während der absolute Anstieg vom Legierungsgehalt bestimmt wird.

Um die Eigenschaften von Sinterteilen zu verbessern und der Pulvermetallurgie neue Anwendungsgebiete zu erschließen, wurden neue Verfahren entwickelt, die zu einer höheren Dichte der Bauteile führen [Sch93]. Eine Lösungsmöglichkeit zur Steigerung der Festigkeit bei Sinterformteilen liegt in einer gezielten Oberflächenverdichtung, um die Eigenschaften an den belastungskritischen Stellen lokal zu verbessern [Thi04, San02b].

2.3 Steigern der Festigkeit durch selektives Verdichten

Die Anstrengungen hohe Dauerfestigkeit zu erreichen umfassen traditionell das Minimieren der Porosität und Optimieren der Matrixstruktur. Weitere wichtige Einflussgrößen sind Eigenspannungen sowie die Porenform und -größe. Allerdings generieren in vielen Anwendungen die auftretenden Belastungen hohe Spannungen lediglich an oder knapp unter der Oberfläche, sodass eine Volldichte über das gesamte Bauteil unnötig ist. In diesen Fällen stellt das lokale Verdichten der Bauteiloberfläche (selektives Verdichten, auch Randzonenverdichten oder Oberflächenverdichten) eine attraktive Prozessmöglichkeit dar. [Lor95]

Selektives Verdichten ist eine Sekundäroperation, die nach dem Sintern durchgeführt wird. Mit diesem Verfahren können Bauteile, die nur schwer über den gesamten Querschnitt verdichtet werden können, dennoch mit den erforderlichen Festigkeitseigenschaften ausgestattet werden. [Sal05] Dazu werden mittels mechanischer Oberflächenbehandlungen die im Einsatz hoch belasteten Regionen mit höherer Dichte und somit verbesserten Eigenschaften ausgestattet [Sal05, Son87]. Das Randzonenverdichten kann durch translatorische oder rotierende Verfahren erfolgen [Klo10]. Gemäß den Ergebnissen von Salak et al. [Sal05] fördern Scherspannungen während des Fließpressens oder Sinterschmiedens die Verdichtung von Sinterwerkstoffen, was mit früheren Untersuchungen von Schacher [Sch78] und Thompson [Tho86] übereinstimmt. Daher soll gemäß Salak et al. [Sal05] das Auftreten von Scherspannungen auch im Prozess des Randzonenverdichtens angestrebt werden. Da die Oberfläche in die Porosität hinein verdichtet wird, ändern sich die Abmessungen um mehrere Prozent. Dies muss durch Aufmass am Rohling berücksichtigt werden. [Bei99] Gemäß Jandeska et al. [Jan04] ist nach dem Randzonenverdichten eine Wärmebehandlung notwendig, um eine Verbindung zwischen zusammengedrückten Porenrändern herbeizuführen. Andernfalls wirken die zusammengedrückten Poren spannungserhöhend und stellen bevorzugte Regionen für eine Rissbildung und/oder ein Risswachstum dar.

Gemäß Jones et al. [Jon97] darf der Schritt des selektiven Nachverdichtens niemals isoliert betrachtet werden. Um erfolgreich selektiv verdichtete Produkte zu fertigen, müssen auf den

Prozess abgestimmte Legierungen genutzt, in der Regel ein Hochtemperaturesintern eingeplant, speziell angefertigte Anlagen verwendet und gut kontrollierbare Wärmebehandlungsverfahren eingesetzt werden. Diese umfassende Betrachtungsweise von Herstellprozessen ist deutlich in Patentschriften von Jones et al. [Jon96, Jon98, Jon00, Jon01] wiederzufinden. Die dort festgehaltenen Ansprüche umfassen die Herstellungsschritte der Vorform und deren Werkstoffzusammensetzung, den eigentlichen Umformprozess zur Dichtesteigerung, sowie eine nachfolgende Wärmebehandlung. Ein weiteres Beispiel ist das Patent von Shivanath und Jones [Shi98], das die Herstellung eines randzonenverdichteten Zahnrades beschreibt und die Herstellschritte der Vorformerzeugung durch Sintern, das Verdichten der Randzone durch Querwalzen sowie das Aufkohlen und Wärmebehandeln des Bauteils umfasst. Darüber hinaus führen die Autoren geeignete Werkstoffe an, erheben auf diese jedoch keinen Anspruch.

Eine nähere Erläuterung der Idee des selektiven Verdichtens erfolgt anhand des Bauteils „Zahnrad“. An Zahnrädern können zwei grundlegende Belastungen unterschieden werden. Es sind dies die mit Hertzchen Kontaktspannungen belastete Zahnflanke und der auf Biegung beanspruchte Zahnfuß. [Klo10, San02b, Sal05] Zusätzlich tritt noch eine Gleitbewegung zwischen den Flanken berührender Zähne auf [Klo10, Sal05]. Die größten Kontaktspannungen treten gemäß Hertz [Her82] unterhalb der Oberfläche auf. Daher findet bei Bauteilen, die auf Rollkontakt-Ermüdung beansprucht werden, die Rissinitiierung in einer Schicht unterhalb der Oberfläche, in der die maximalen Hertzchen Spannungen auftreten, statt [Sal05]. Gemäß Kobayashi et al. [Kob78] kann im Betrieb auftretenden Biegespannungen begegnet werden, indem im Sinterbauteil eine Dichteverteilung eingestellt wird, die der Spannungsverteilung ähnelt. Für Zahnräder bedeutet das höchste Dichte am Bauteilrand und Abnahme an Dichte mit zunehmendem Abstand zur Oberfläche. Da sowohl die Biegespannungen am Zahnfuß als auch die Hertzsche Kontaktspannungen an der Zahnflanke konzentriert in einer der Oberfläche nahen Schicht auftreten, wird diese bis zur theoretischen Dichte verdichtet [Sal05].

Gemäß Klocke et al. [Klo10] müssen oberflächenverdichtete Zahnräder drei Anforderungen erfüllen. Es sind dies eine ausreichende Dicke der verdichteten Schicht, geometrische Genauigkeit und eine gleichmäßige Verdichtung. Allerdings müssen hoch beanspruchte Zahnräder nicht nur am Rand, sondern auch im Kern eine hohe Dichte aufweisen, um die Spannungsverteilung unterhalb der verdichteten Schicht zu ertragen und elastische Verformungen klein zu halten. Im Speziellen besteht großes Interesse am selektiven Verdichten der Oberflächen von Getriebezahnrädern [Sal05].

Die Bedeutung des Randzonenverdichtens von Sinterzahnradern zu deren Leistungssteigerung unterstreichen Untersuchungen von Klocke et al. [Klo10]. Aufgrund der Ergebnisse aus Pulsatortests kommen die Autoren zum Schluss, dass die Dichte die wichtigste Einflussgröße für die Zahnfußbiegefestigkeit und Flankentragfähigkeit ist. Durch ausreichende Randzonenverdichtung erreicht ein gesintertes Zahnrad an Zahnfuß und -flanke gleiche Festigkeiten wie ein aus 16MnCr5 gefertigtes Massivzahnrad. Zur Verdichtung von Zahnradern existieren mehrere konkurrierende Verfahren [Pla07]. Diese werden gemeinsam mit anderen Umformverfahren zum Verdichten von Sinterformteilen in Kapitel 3 erläutert.

2.4 Vor- und Nachteile der pulvermetallurgischen Formteilmfertigung

Die Pulvermetallurgie ermöglicht eine endformnahe oder Endformfertigung von komplexen Geometrien bei hohem Automatisierungsgrad im großindustriellen Maßstab [Geb07, Klo07, Sch07c, Wal07]. In der pulvermetallurgischen Fertigung wird das Ur- und Endformen im Wesentlichen mit einer technischen Operation gelöst, indem eine genau dosierte Pulvermenge durch Pressen bereits die Form des Finalerzeugnisses erhält. Damit ist eine abfallarme oder -freie Produktion mit hoher Materialausnutzung verbunden und energie- und zeitaufwändige Fertigungsschritte entfallen [Sch07a]. Durch den Einsatz von Schutzgasen, reduzierenden Gasatmosphären oder Vakuum während des Sintervorganges wird eine Verunreinigung des Sinterkörpers durch Oxide, Seigerungen oder Schlacken verhindert [Geb07, Sch07c, Wal07]. Aufgrund der hohen Maßhaltigkeit und der engen erreichbaren Toleranzen ist oftmals eine weitere mechanische Bearbeitung des Sinterteils unnötig [Geb07, Klo07, Sch07c, Wal07].

Allerdings sind die Kosten für die Metallpulverherstellung hoch und somit die Rohstoffkosten von Sinterformteilen höher als die eines vergleichbaren Teils aus Massivwerkstoff. Jedoch kann oftmals durch die endkonturnahe Fertigung der Stoffverlust und die benötigte Anzahl an Fertigungsschritten reduziert werden, was zu erheblichen Rohstoff- und Energieeinsparungen und somit größerer Wirtschaftlichkeit gegenüber der Fertigung aus Massivwerkstoff führen kann, wie von Zapf [Zap81] an ausgewählten Bauteilen demonstriert wird.

Daraus resultieren in der Massenformteileproduktion, einem der bedeutendsten Einsatzgebiete der Pulvermetallurgie, Vorteile gegenüber der spanenden Fertigung, dem Verfahren größter Konkurrenz. In der pulvermetallurgischen Fertigung ist die Materialausnutzung mit im Schnitt 95 % rund doppelt so hoch und der Energieaufwand beträgt, je nach Art des Bauteils, nur 30 bis 50 %. [Sch07a] Gemäß Zapf [Zap79a, Zap79b]

erwachsen der Pulvermetallurgie auch in der Produktion des Ausgangsmaterials Vorteile hinsichtlich des Energiebedarfs. So erfordert die Erzeugung von 1 t Stabstahl im groben Mittel 3500 kWh, während für die Erzeugung von 1 t druckwasserverdüsterten Eisenpulvers 2130 kWh nötig sind. Diese Zahlen sind jedoch kritisch zu hinterfragen, da aus der Literatur nicht eindeutig hervorgeht, ob die für die Reduktion benötigte Energie im Energiebedarf zur Erzeugung des Eisenpulvers berücksichtigt wird. Allerdings sind Pulver, trotz erheblicher Fortschritte in der Pulvergewinnung, relativ teuer [Sch07a]. Ebenfalls hohe Kosten resultieren aus dem Bedarf an hochpräzisen Werkzeugen und Pressen. Zudem werden hohe Anforderungen an die Reinheit der Arbeitsumgebung gestellt. [Geb07, Klo07, Sch07c, Wal07]

Gegenüber massiven Werkstoffen bietet die Pulvermetallurgie ökonomische wie technische Vorteile. Die Vorteile sind verbesserte Betriebseigenschaften, Freiheiten im Design und die Herstellung von einmaligen Materialien [Abd95]. 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, Sch07c, Wal07].

Ein großer Nachteil im Vergleich zum Gießen besteht in der eingeschränkten Gestaltungsmöglichkeit von PM-Komponenten, die konstruktiven Einschränkungen, wie einzuhaltenden Querschnittsverhältnissen unterliegen. Weiters ist das maximale Bauteilgewicht durch die maximal verfügbare Presskraft der eingesetzten Pressen begrenzt. [Geb07, Sch07c, Wal07]

Ein kennzeichnendes Merkmal von Eisenbasis-Sinterbauteilen ist die Porosität, die vor- wie nachteilig wirken kann. Einerseits ist die Porosität erwünscht, um das Gewicht des fertigen Bauteils zu reduzieren und Ausgangsmaterial einzusparen. Darüber hinaus besitzen Eisenbasis-Sinterbauteile durch die Porosität schwingungsdämpfende Eigenschaften. [Geb07, Klo07, Sch07c, Wal07] Andererseits hat die Porosität entscheidenden Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften des Bauteils. Da diese mit steigender Porosität abnehmen, ist es ein Nachteil der Press- und Sintertechnik, dass ohne Nachbearbeitungsschritte keine porenfreien Sinterstahl-Formteile hergestellt werden können. [Geb07, Klo07, Sch07c, Wal07, Kön92] Daher stehen den Vorteilen leichter Misch- bzw. Legierbarkeit und hoher Werkstoffausnutzung im Vergleich mit inkompressiblen Werkstoffen die Nachteile

dichteabhängiger, geringerer Festigkeits- und Duktilitätswerte gegenüber [Sch78]. Allerdings bietet die Sintertechnologie den Vorzug, ein homogenes Bauteil mit isotropen Werkstoffeigenschaften zu erzeugen [Kön92].

Sinterteile sind Genauerteile, die die der Verbraucher fast ausnahmslos einbaufertig beziehen kann und die in engen Toleranzen angeliefert werden. Dadurch sinken für den Bezieher von Sinterformteilen der Aufwand für Bearbeitungsmaschinen und das Investitionsrisiko für eigene Produktionseinrichtungen. Da bei Sinterformteilen das Risiko von Lunkern oder anderen Werkstofffehlern praktisch nicht vorhanden ist, kann der Bezieher von Sinterformteilen die Wareneingangskontrolle auf Stichproben beschränken. Für die Kosten eines Sinterteiles sind die Anzahl und Art der gewählten Herstellschritte und die Werkstoffwahl ausschlaggebend. [Zap81]

3. Umformen von Sinterformteilen

Durch, dem Sintern nachgeschaltete Maßnahmen, können Sintererzeugnisse hinsichtlich der Werkstoffeigenschaften und Maßhaltigkeit erheblich verbessert werden [Zap81]. Eine Möglichkeit hierfür stellt die Kombination der Pulvermetallurgie mit Umformverfahren dar. Im Gegensatz zu Sinterformteilen, die auf den Anwendungsfall abgestimmte Porositäten von 5 bis 30 % aufweisen, weisen umgeformte Sinterformteile meist keine Porosität mehr auf, zumindest nicht in den umgeformten Bereichen. Dies wird durch die hohen Umformkräfte und besonders durch die reduzierte Fließspannung bei einer Halbwarm- oder Warmumformung ermöglicht. [Sch93] Das Reduzieren der Fließspannung durch erhöhte Temperatur, um höhere Dichten zu erreichen, findet auch beim Pulverpressen als Warmpressen Anwendung. [Sch07f]

In Abhängigkeit von Anfangsdichte, Spannungszustand und Größe der Formänderung kann das Porenvolumen und damit das Gesamtvolumen des Körpers in weiten Grenzen geändert werden [Sch93]. Zapf et al. [Zap81] unterscheiden dabei zwei Arten des Nachformens. Es sind dies ein Nachformen unter Verminderung des Porenraumes ohne seitliches Fließen und eine Nachformung mit zusätzlichem Stofffluss.

Beim Nachformen ohne seitlichen Materialfluss wird die Porosität des Sinterteils genutzt, um durch eine Veränderung des Porenraumes neue geometrische Voraussetzungen wie höhere Maßgenauigkeit bei Formteilen, höheren Traganteil bei Gleitlagern und höhere Festigkeit bei Formteilen und Werkstoffen zu erzielen, ohne dass eine nennenswerte Verformung seitlich zur Pressrichtung, die zur Gratbildung führt, auftritt. Das Nachformen eines Sinterwerkstoffes durch alleiniges Vermindern der Höhe und damit einhergehender Reduktion der Porosität ist ein spezifisch pulvermetallurgisches Verfahren und für massive Werkstoffe nicht anwendbar. [Zap81]

Ein Nachformen mit zusätzlichem Stofffluss ist für viele Sinterwerkstoffe oder Formteile möglich. Schon im, durch Einfachsintertechnik erreichbaren, mittleren Dichtebereich weisen metallische Sinterwerkstoffe eine so hohe Zähigkeit auf, dass sie mit den Verfahren der konventionellen Umformtechnik bei Raumtemperatur oder erhöhter Temperatur weiterverarbeitet werden können, ohne dass Risse auftreten. [Zap81]

Während bei schmelzmetallurgischen Werkstoffen von einem konstanten Volumen während einer plastischen Formgebung ausgegangen werden kann, ist dies für Sinterwerkstoffe im Allgemeinen nicht der Fall [Sch93, Cha07]. Stattdessen ist von einer Massenkonstanz

auszugehen [Cha07]. Während des Stauchens erfahren die Poren ein gleichzeitiges Zudrücken und eine Dehnung in Richtung des Materialflusses [Tho86]. Für den Dichteanstieg im Bauteil während des Umformens ist die Wechselwirkung von hydrostatischem Druck und auftretenden Scherspannungen maßgeblich. Gemäß Abbildung 3.1 kann eine bestimmte Dichte durch unterschiedliche Verhältnisse von hydrostatischem zu deviatorischem Spannungsanteil, bezogen zur Fließspannung, erreicht werden.

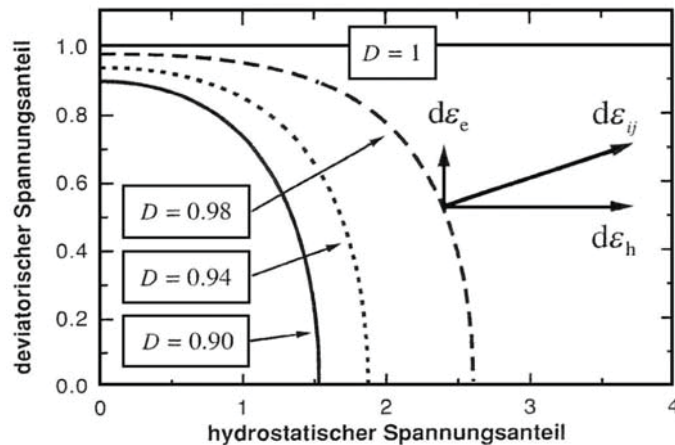


Abbildung 3.1: Verhältnisse von deviatorischem zu hydrostatischem Spannungsanteil, beide bezogen zur Fließspannung des Werkstoffes, um ausgewählte Dichten zu erzielen [Par00].

Hierbei gelten folgende Gesetzmäßigkeiten. Der hydrostatische Spannungsanteil ist Voraussetzung für einen Dichteanstieg [Tho86]. Durch diesen kollabieren die Poren [Tho86] und steigt die Dichte im Bauteil [Sch93]. Unter reinem hydrostatischem Druck tritt nur Verdichtung auf, während reine Scherspannung nur zu einer Änderung der Porengeometrie führt. Der relative Anteil an Scherung und die Umformtemperatur sind für das Verschweißen der Partikel von grundlegender Bedeutung. Durch Scherkräfte ausreichender Höhe wird dieser Vorgang besonders effektiv. [Tho86] Bedingt durch Scherspannungen ausreichender Höhe reißen die an den Pulverpartikeln anhaftenden Oxidhäute auf, und Relativbewegungen bewirken an zwei gegenüberliegenden Oberflächen einer zugeprägten Pore deren Verschweißen. Dadurch wird der Zusammenhalt des gesinterten Körpers erhöht und dessen mechanische Eigenschaften verbessert. [Tho86, Sch93] Somit begünstigt eine Scherspannung, die zu Relativbewegung zwischen zwei gegenüberliegenden Oberflächen einer zugeprägten Pore führt, die Festigkeit des Verbundes. Bereits unter Anwesenheit eines kleinen hydrostatischen Drucks können durch Scherung Dichtewerte nahe der Volldichte erreicht werden. Ein Anstieg des hydrostatischen Spannungsanteils bewirkt einen Anstieg im Verhältnis Verdichtung zu Umformung. Thompson [Tho86] vermutet, dass eine optimale Scherung für die Verdichtung des Bauteils existiert, die mit der Höhe des hydrostatischen Druckes ansteigt.

Da die Verbundfestigkeit der Zwischenflächen kollabierter Poren von der eingebrachten Verformung abhängt, muss ein ausreichender Materialfluss während der Umformung auftreten, damit Bauteile, die aus pulvermetallurgischen Vorformen geformt werden, ihre optimalen Eigenschaften erreichen können. Aus diesem Grund soll die Vorform so gewählt werden, dass ein starker Materialfluss auftritt, bevor die Verdichtung einsetzt. Harte Partikel verringern die durch Sintern und anschließende Umformung erreichte Festigkeit. [Tho86]

In den Kapiteln 3.1 bis 3.3 wird ein Überblick über verschiedene, bereits genutzte oder in der Entwicklung befindliche Umformverfahren für Sinterbauteile gegeben. Besonderes Augenmerk wurde auf Literatur zum Fließpressen und Kalibrieren sowie der Halbwarmumformung und damit in Zusammenhang stehenden Themen gelegt.

3.1 Kaltumformung von Sinterformteilen

Durch die Kombination der Pulvermetallurgie mit Kaltmassivumformverfahren wird eine starke Verbesserung der mechanischen Eigenschaften durch Verdichten und Verfestigen erzielt, wie sie in der herkömmlichen pulvermetallurgischen Fertigung nur schwer erreicht werden [Sch78]. Weiters sind Geometrien herstellbar, die mit der konventionellen Pulvermetallurgie nicht erzeugt werden können [Nak72]. Diese können in engen Toleranzen mit hoher Oberflächenqualität gefertigt werden [Cha07]. Da in der Kaltumformung nahezu Volldichte erreicht werden kann, erhöht diese die mechanischen, magnetischen und elektrischen Eigenschaften und verbessert die maschinelle Bearbeitbarkeit der Bauteile. Gegenüber der konventionellen Pulvermetallurgie wirken die Gefahr von Werkzeugbrüchen, die Beschränkung auf duktile Pulver wie Eisenpulver, sowie die Kosten der zusätzlichen Kaltumformung nachteilig. [Nak72]

Im Gegensatz zur Umformung von massiven Vorformen bietet das Umformen von Sintervorformen die Vorteile einer genauen Gewichtskontrolle und einer gratfreien Erzeugung, da das Volumen des Bauteils während der Umformung geändert wird [Nak72]. Mit der pulvermetallurgischen Herstellung von anschließend kalt umgeformten Rohlingen kann die Energiebilanz der Kaltumformung gegenüber einer spanenden Formgebung durch eine höhere Werkstoffausnutzung weiter verbessert werden. Darüber hinaus sind zur Herstellung von pulvermetallurgischen Rohteilen gegenüber den schmelzmetallurgisch erzeugten nur drei Viertel des Energieaufwands notwendig. [Sch93]

Ein weiterer Vorteil der Pulvermetallurgie ist die Herstellbarkeit von Vorformen komplexer Geometrie [Nak72]. Durch Verwendung einer optimierten pulvermetallurgischen Vorform

können Fließpressteile, die herkömmlich in mehreren Umformstufen gefertigt werden müssen, in ein oder zwei Stufen zum Fertigteil gepresst werden, wobei auf eine ansonsten eventuell notwendige zusätzliche Wärmebehandlung zwischen den Stufen verzichtet werden kann [Sch93]. Dabei ist es möglich, nur jene Bauteilabschnitte umzuformen, die einer höheren Dichte bedürfen, um höhere mechanische Belastungen ertragen zu können. Unvorteilhaft im Vergleich zur Kaltmassivumformung sind die höheren Kosten für die Erzeugung des gesinterten Rohteils. [Nak72] Besondere Vorteile für die Kombination Pulvermetallurgie und Kaltumformen von porösen Werkstoffen sind gegeben, wenn ein großes ringförmiges Ausgangsteil vorliegt. In der konventionellen Fertigung erfordert die Herstellung solcher Bauteile Pressen mit hohen Nennkräften und die Werkstoffverluste beim Lochern sind relativ hoch. [Sch93]

Da mit zunehmender Dichte die Rissanfälligkeit abnimmt und das Formänderungsvermögen ansteigt, empfiehlt Schacher [Sch78] für das Kaltumformen Rohteile mit einer relativen Anfangsdichte $\rho_{rel} > 85\%$ zu verwenden. Dadurch treten bei Anwendung kleiner Umformgrade keine Makrorisse auf, harte Phasen werden günstiger in den Grundwerkstoff eingebettet und höhere Festigkeits- und Duktilitätswerte sind ohne Ausnutzung des Formänderungsvermögens erreichbar. [Sch78] Durch ein dem Kaltumformen anschließendes Spannungsarmglühen oder Normalisieren können die Duktilitätswerte um 300 bis 400 % bei einer um 5 bis 10 % verringerten Festigkeit gesteigert werden [Sch93]. Durch Normalglühen werden Festigkeitseigenschaften erreicht, die jenen eines inkompressiblen Vergleichswerkstoffes gleicher Fertigungsgeschichte entsprechen. [Sch93]. Nach dem Zudrücken der Poren verbleiben noch immer unverbundene Bereiche (cold-shuts) im Material. Um diese zu beseitigen, ist eine nachfolgende Wärmebehandlung notwendig (vgl. Kapitel 2.3). Aus diesem Grund ist die Kaltumformung am besten für Teile geeignet, die ohnehin gehärtet werden. [Fer99]

Trotz der zuvor angeführten Vorzüge einer Kaltumformung von Sinterwerkstoffen wurde dieser Verfahrensrouten lange Zeit nur geringe Beachtung zuteil. So erklärten bereits 1972 Nakagawa et al. [Nak72], dass die Nachteile des Sinterschmiedens hinsichtlich Maßgenauigkeit, Oberflächenqualität, Verspröden des Bauteils durch Oxidieren der Poren und weitere Beeinträchtigungen durch eine Kaltumformung vermieden werden können. Jedoch galten Sintervorformen zu diesem Zeitpunkt als zu brüchig, um eine Kaltumformung zu erdulden und Erfahrungen aus praktischen Versuchen lagen nicht vor. Um diese Wissenslücke zu schließen, führten die Autoren praktische Versuchsserien durch und bewiesen, dass eine Kaltumformung von Sinterbauteilen erfolgreich möglich ist und auch komplizierte Geometrien geformt werden können. Die positiven Ergebnisse von Nakagawa et

al. [Nak72] hinsichtlich erreichter Formänderungen im kalten Prozess standen im Gegensatz zu den Ergebnissen aus Zugversuchen und werden von den Autoren auf die hohen Druckspannungen zurückgeführt, die in den durchgeführten Umformoperationen auftreten. Bekräftigt wird diese These durch die Beobachtung, dass die Rissbildung mit zunehmender Querschnittsreduktion und daraus resultierenden höheren Druckspannungen abnimmt, was zusätzlich durch die Ergebnisse des damals bereits erfolgreich angewandten Kalibrierens bestätigt wird.

Ferguson et al. [Fer99] erklären, dass die Annahme zu geringer Duktilität von PM-Vorformen für eine Kaltumformung dann stimmt, wenn PM-Vorformen mit den gleichen einfachen Geometrien wie die Vorformen der Massivumformung ausgeführt werden. Jedoch ermöglicht die Pulvermetallurgie die Herstellung komplexerer Vorformen, die durch Stauchen, Breiten und Steigen erfolgreich umgeformt werden können. Die dabei auftretenden Scherspannungen führen in Kombination mit hydrostatischem Druck zu einem raschen Anstieg der Dichte bei vertretbaren Presskräften. Zudem ist es über die Wahl der Vorformgeometrie möglich, während der Umformung auftretende Zugspannungen mit Druckspannungen zu überlagern und so eine Rissbildung zu verhindern. Ferguson et al. [Fer99] empfehlen, dass die Vorform so ausgelegt wird, dass sie die Wände des Werkzeuges berührt, bevor eine Rissbildung droht. Unter Berücksichtigung dieser Aspekte gelang es den Autoren, entgegen der verbreiteten Ansicht, dass das Präzisionskaltschmieden von Sintervorformen nicht durchführbar ist, die komplexe Geometrie eines geradzahnten Zahnrades mit einer relativen Dichte von über 98 % herzustellen.

Aufgrund der werkstoffspezifischen Zugspannungs- und Kerbempfindlichkeit von PM-Vorformen sind gemäß Schacher [Sch78] zu deren (Kalt-) Umformung Verfahren, deren wirksame Spannungen überwiegend im Druckgebiet liegen, geeignet. Zudem erkennt er, dass das Formänderungsvermögen des kompressiblen (porösen) Werkstoffes durch Verlagerung des Spannungszustandes in das Druckgebiet noch stärker begünstigt wird als das des inkompressiblen Vergleichswerkstoffes.

3.1.1 Querwalzen

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

Druckeigenspannungen induziert. Darüber hinaus wird die Oberfläche geglättet und die Maßhaltigkeit erhöht. [Bei99, Son90]

Das Prinzip des Nachwalzens eines PM-Bauteils ist in Abbildung 3.2 an Hand eines Patentes zur Herstellung einer gesinterten Wälzlagerschale mit oberflächenverdichteter Laufbahn dargestellt. Um die Dichte der Laufbahn zu steigern, beschreibt ein rotierendes, rotationssymmetrisches Werkzeug (20) eine radiale Zustellbewegung. Anschläge (12A, 13A) verhindern ein Längen des Bauteils in axialer Richtung. [Chm77]

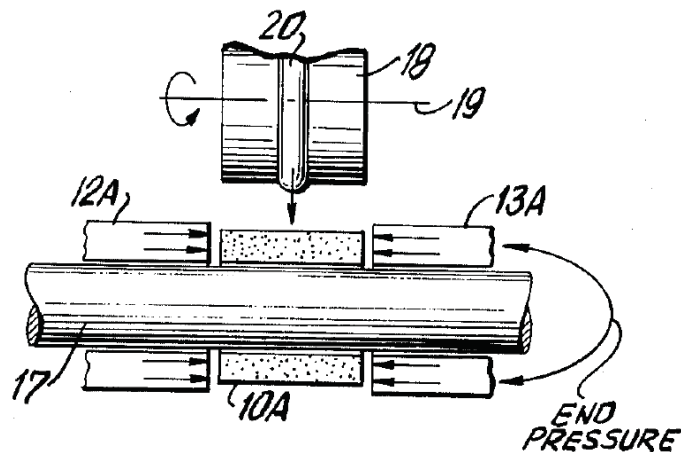


Abbildung 3.2: Patent von Chmura et al. [Chm77] zur Herstellung einer oberflächenverdichteten Laufbahn in einer Sinterwälzlagerschale.

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]

Von besonderer Bedeutung ist das Querwalzen von Sinterzahnradern. Obwohl hierzu bereits 1968 eine Patentmeldung von Cole [Col68] veröffentlicht wird und 1984 und 1987 Hubmann Patente [Hub84, Hub87] erteilt werden, gelten Sinterwerkstoffe 1993 gemäß Schaub et al. [Sch93] noch immer als interessante Alternative für die spanlose Fertigung von Verzahnungsprofilen mittels Walzen. Inzwischen ist das Querwalzen von Sinterzahnradern gemäß Klocke et al. [Klo10] zu einem Prozess der industriellen Praxis herangewachsen und eine gebräuchliche Methode, um Zahnräder an der Randzone zu verdichten.

Sinterzahnräder erfahren im Einsatz die höchsten Belastungen nahe der Oberfläche [San02a, San02b, Lor95]. Das Querwalzen von Zahnradern, veranschaulicht in Abbildung 3.3, besteht aus einer selektiven (gezielten) lokalen Zahnoberflächenverdichtung, die durch Rollen des Zahnrades ohne Flankenspiel mit einem harten Master-Werkzeug bei gleichzeitiger Reduzierung des Achsabstandes erhalten wird. Dadurch wird die Oberflächenschicht plastischer Deformation ausgesetzt, wodurch die Zahnbreite reduziert wird. [Ben00]. Die Kontaktspannung (Hertzsche Pressung), die zwischen den Oberflächen auftritt, ermöglicht die lokale Verdichtung nahe der Oberfläche. Da während des Rollprozesses nur die Kontaktfläche hoch belastet wird, während der Rest des Bauteils nur geringe Beanspruchung erfährt, kann ein Dichtegradient von der Oberfläche zum Kern des gesinterten Bauteils hergestellt werden. [San02a] Das Ergebnis des Querwalzens ist ein hoher Anstieg der lokalen Dichte und häufig eine Verbesserung der Dimensionsqualität [Ben01]. So können mittels Querwalzen die aus ungleichmäßigem Sinterschwund resultierenden Formabweichungen korrigiert und dadurch die Präzision gesteigert werden [Yaz08]. Eine Sonderform des Querwalzens ist in Patenten von Huppmann [Hup84, Hup87] zu finden. Dieser nutzt die Porosität der gesinterten Vorform, um eine Verzahnung in ein zylindrisches Rohteil einzuformen.

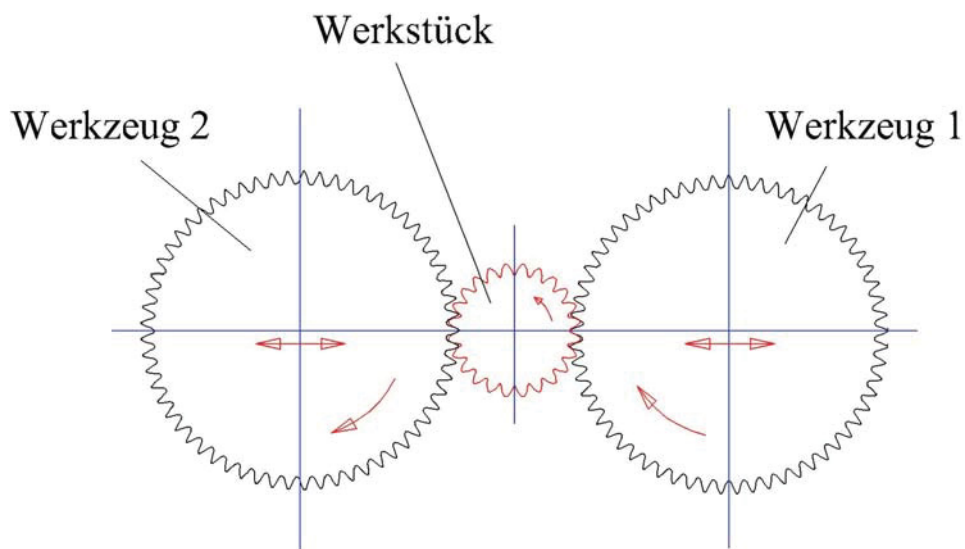


Abbildung 3.3: Schema des Querwalzprozesses [Hat06a]: Ein Zahnradrohteil rollt an Werkzeugen bei gleichzeitiger Reduzierung des Achsabstandes ab.

Im Ablauf des Querwalzens können drei Phasen unterschieden werden. Die erste ist die Eindringphase. In dieser treten Werkzeug und Werkstück miteinander in Kontakt. Das Werkstück wird verdichtet und die Flanken- und Zahnfußgestalt verändert. [Ben01] Allerdings wird der Werkstoff an der Zahnflanke nicht nur komprimiert, sondern auch entlang der

Zahnflanke bewegt. Daraus resultieren tangentielle Druckspannungen an der Zahnflanke der einlaufenden Zahnseite und Zugspannungen an der auslaufenden Zahnseite. [Yaz08] Die zweite Phase ist das Kalibrieren, in der das Bauteil an Werkzeugen mit festem Achsabstand abgerollt (kalibriert) wird. Die dritte Phase ist die Dekompression, in der die elastischen Spannungen von Werkzeug und Werkstück freigesetzt werden. [Ben01]

Im Querwalzprozess von Zahnrädern tritt am Zahn ein unsymmetrischer Materialfluss auf. An der Seite der zuerst in Eingriff tretenden Flanke fließt Material vom Zahnkopf und Zahnfuß in Richtung Zahnmitte. Durch die aufeinander treffenden Materialflüsse kann eine Falte ausgebildet werden. An der später umgeformten Flanke treten Werkstoffflüsse in umgekehrte Richtungen, von der Zahnmitte weg in Richtung Zahnkopf und Zahnfuß auf. Das kann zu Abplatzungen am Zahnfuß sowie Falten- und Gratbildung am Zahnkopf führen. Durch den Materialfluss von einer Seite des Zahnes hin zur Zahnspitze und einem in entgegengesetzter Richtung an der gegenüberliegenden Seite, weist der Zahnkopf eine typische, asymmetrische Gestalt auf. Durch Umkehr der Drehrichtung kann das Problem des asymmetrischen Materialflusses verringert werden. [Ben01]. Allerdings wirkt die Umkehr der Drehrichtung nicht nur auf die Gestalt des Zahnes. Sandner et al. [San02a] empfehlen diese Maßnahme 2002, um eine symmetrische Dichteverteilung zu erzielen, 2008 ist die Umkehr gemäß Yazici et al. [Yaz08] bereits in der Praxis gebräuchlich. Gemäß Kauffmann et al. [Kau09b] wächst das Maß der erzielten Symmetrie mit der Häufigkeit des Richtungswechsels an.

Für den Walzprozess ist zusätzliches Material am Zahn notwendig. Dies kann durch Erhöhung des Zahnfußdurchmessers oder durch eine Erhöhung der Zahnbreite bereitgestellt werden. Da die Tragfähigkeit von gesinterten Zahnrädern mit der Dicke der verdichteten Schicht ansteigt, setzt eine Steigerung der Tragfähigkeit höhere Aufmaße voraus, die zum Strecken der Zähne führen, wenn diese in der Vorform unter dem Endmaß ausgeführt werden. Daraus resultieren Zugspannungen, die zu Rissen im Zahnquerschnitt führen können. Daher empfiehlt Sandner [San02b] das Fließen des Werkstoffes in Richtung Zahnhöhe mit einer Druckspannung zu überlagern. Diese wird dadurch generiert, dass der Zahnkopf der Vorform gemessen zum Teilkreis auf die Größe des Zahnfußes des Werkzeuges gemessen zum Teilkreis ausgeführt wird, was einen frühzeitigen Kontakt des Zahnkopfes der Vorform mit dem Zahnfuß des Werkzeuges zur Folge hat und in diesem einen Dichteanstieg herbeiführt.

Gemäß Capus [Cap09] ist die Auslegung der Vorform von besonderer Bedeutung, um die geforderte Oberflächenverdichtung zu erzielen und die Gefahr einer Faltenbildung zu

minimieren. Bei gleichmäßiger Aufmaßverteilung wird mit zu kleinem Aufmaß von 0,125 mm eine unzureichende Dicke an verdichteter Schicht erzielt. Mit höherem Aufmaß von 0,25 mm wird zwar eine ausreichende Schichtdicke an den Flanken erzielt, jedoch tritt eine Faltenbildung am Zahnkopf auf, und in der Zahnmitte wird im Bereich des Zahnkopfes eine Rissbildung beobachtet. Daher wird empfohlen, das Aufmaß ungleich über das Zahnprofil zu verteilen. Eine Rissbildung in der Zahnmitte bei Anwendung hoher Aufmäße erkennen auch Hatzenbichler et al. [Hat07]. In Simulationsstudien beobachten die Autoren auch die Faltenbildung sowie Indikatoren für eine verstärkte Flitterbildung. Um die Zielvorgaben einer ausreichenden Verdichtung bei wirtschaftlich vertretbaren Werkzeugbelastungen zu erzielen, variieren die Autoren das Aufmaß entlang des Zahnprofils an ausgewählten Stellen. [Hat06a, Hat07]

Für das Querwalzen von Außenverzahnungen ist es auch denkbar, Werkzeuge mit einer Innenverzahnung zu verwenden, da diese zu kleineren Gleitbewegungen zwischen Werkzeug und Werkstück während des Walzens führen, wodurch eine Rissbildung im Bauteil verhindert werden soll [San99]. Eine Patentanmeldung von Kruzhanov et al. [Kru07] zeigt, dass das Querwalzen auch angewandt werden kann, um Bauteile mit einer konvexen und/oder konkaven Oberfläche, wie beispielsweise Nocken, an der Oberfläche zu verdichten, um damit bessere mechanische Eigenschaften, die zu höherer Verschleißbeständigkeit führen sowie eine bessere Maßgenauigkeit zu erzielen.

In einer Untersuchung verschiedener Einflussgrößen des Querwalzprozesses identifizieren Kauffmann et al. [Kau09a] die Menge an Aufmaß und die Anfangsdichte als Haupteinflussgrößen der Walzbarkeit. Zudem ist der Kohlenstoffgehalt der Vorform von wesentlicher Bedeutung für die Walzkräfte. Materialien zum Querwalzen müssen relativ weich sein und eine ausreichende Grundfestigkeit aufweisen, um ein Verdichten der Randzone zu ermöglichen [Ben00]. Das Zahnrad wird im weichen (gesinterten) Zustand quergewalzt [Ben01]. Die Maßabweichungen des gesinterten Rohlings sollten klein genug sein, um ein Walzen ohne vorherige spanende Bearbeitung zu ermöglichen [Ben00]. Dem Walzen folgt üblicherweise das Einsatzhärten, um die Randschicht aufzukohlen und die gewünschte Mikrostruktur einzustellen. Durch die Wärmebehandlung werden auch die durch das Walzen eingebrachten Eigenspannungen abgebaut [Ben04] und zugeführte Poren versintert (siehe Kapitel 2.3).

In Simulationsstudien zum Querwalzen erkennen sowohl Yazici et al. [Yaz08], als auch Hatzenbichler et al. [Hat06a], dass die endgültige Form des Bauteils hauptsächlich von der Werkzeuggestalt bestimmt wird. Hatzenbichler et al. gehen daher davon aus, dass aus einer

einheitlichen Vorform unterschiedliche Verzahnungen gefertigt werden können. Dieser Ansatz erfährt in der praktischen Versuchsdurchführung teilweise Bestätigung, jedoch tritt eine Rissbildung am Zahnkopf des Werkstückes auf. Diese wird von den Autoren auf zu hohes Vorformvolumen bzw. zu hohes Aufmaß zurückgeführt [Hat07]. Die Idee, unterschiedliche Zahnendgeometrien aus einer einheitlichen Vorform zu fertigen, taucht später in einem Patent von Schmid et al. [Sch08a] auf. Demzufolge ist es möglich, aus einer einheitlichen Vorform unterschiedliche Verzahnungen am Fertigteil als Kettenrad, Zahnrad oder Zahnriemenrad herzustellen. Daraus erwächst der Vorteil, Vorformen auf Lager zu produzieren, um spätere Produktionsengpässe durch Vorproduktion in Zeiten geringerer Kapazitätsauslastung auszugleichen. Durch Reduzieren der Zahnhöhe der Vorformen vor dem Walzen kann die Variabilität der Zahnkontur erhöht werden. Inwieweit die Idee Schmid et al. technisch realisierbar ist, ist kritisch zu hinterfragen, da beispielsweise beträchtliche Unterschiede zwischen der Gestalt der Verzahnung eines Kettenrades und eines Zahnriemenrades bestehen. Die Fertigung beider Produkte aus einer einheitlichen Vorform lässt große Materialflüsse erwarten, die womöglich die Umformbarkeit des Werkstoffes überschreiten.

Obwohl die Geometrie des Fertigteils gemäß Yazici et al. [Yaz08] und Hatzenbichler et al. [Hat06a, Hat07] von der Werkzeuggeometrie bestimmt wird, erkennen Kauffmann et al. [Kau09b] systematische Abweichungen der Zahnform der fertig gewalzten Bauteile von jener, die aufgrund der Werkzeuggestalt zu erwarten ist. Um prozessbedingte Profilabweichungen zu korrigieren und die Maßhaltigkeit zu verbessern, sind Korrekturen am Werkzeug notwendig. Kauffmann et al. unterstützen diesen Vorgang mithilfe von Finite-Elemente (FE)-Simulationen, betonen aber, dass die Simulation praktische Versuche noch nicht zur Gänze substituieren kann.

Durch das Querwalzen werden bei Getriebezahnradern in den Bereichen der höchsten Betriebsspannungen stahlähnliche Eigenschaften erreicht [Cap06]. Die Zahnflanken- und Zahnfußtragfähigkeit wird in hohem Maße verbessert [Ben00]. Zudem verbessert das Querwalzen die Maßhaltigkeit, und die Oberflächengüte quergewalzter Sinterzahnrad ist besser als jene der spanend hergestellten Referenz [Ben01]. Mit zukünftig verbesserten Walzwerkzeugen sollten noch höhere Profilqualitäten, vergleichbar denen nach Schleifen, erreichbar sein [Kau09b].

Durch Querwalzen erreichen Sinterzahnrad ähnliche Tragfähigkeiten wie Massivzahnrad [San02a, San04, San08] und können diese ersetzen [San04]. Von Fordén et al. [For05] ist bekannt, dass randzonenverdichtete und anschließend wärmebehandelte Zahnrad eine

höhere Biegeschwelfestigkeit des Zahnfußes aufweisen können als die massiv ausgeführte Referenz. Quergewalzte und einsatzgehärtete Zahnräder erreichen die gleiche Widerstandsfähigkeit gegen Grübchenbildung wie das massive Referenzbauteil [Ben00]. Von randzonenverdichteten Lagerschalen ist bekannt, dass diese mehr als doppelt so viele Testzyklen hinsichtlich Grübchenbildung ertragen wie die massiv ausgeführte Referenz [Fer99]. Im Einsatz können mit gesinterten und quergewalzten Zahnrädern akustische Vorteile im Noise Vibration Harshness-Verhalten gegenüber massiven Stahlzahnradern erreicht werden [Lor95, San04, San08], was vermutlich auf die Porosität des Bauteils zurückzuführen ist [San04]. Dieser Vorteil gegenüber massiven Stahlzahnradern soll zukünftig weiter ausgebaut werden [San08].

Allerdings erhöhen die Forderung nach längeren Zähnen und größeren Schrägungswinkeln um die Geräuschbildung zu mindern, den Aufwand für die Prozessoptimierung des Querwalzens. Nur das Reduzieren der Verformung der Zähne während des Querwalzens oder ein alternativer Prozess wird es ermöglichen, die geforderte Präzision von Sinterzahnradern sicherzustellen. [Tak10] Bereits 2005 stellte David Alven (Keystone Powder Metal Company) in Frage, ob Prozesse wie das Zahnradwalzen ausreichende Oberflächendichten bei komplexeren Zahnprofilen, wie Schrägverzahnungen, bereitstellen können [Cap06].

3.1.2 Axialwalzen

Im Axialwalzprozess werden die Zahnücken durch profilierte Werkzeuge, die das negative Profil der zu fertigenden Zahnücke aufweisen, ausgeformt. Die Umformung erfolgt durch die Relativbewegung der Werkzeuge in axialer Richtung des Werkstücks. [Kot03] Eine Möglichkeit hierfür ist das Pressen der Vorform durch einen mit beweglichen Rollen besetzten Käfig [Hat06a, San07, Pla07].

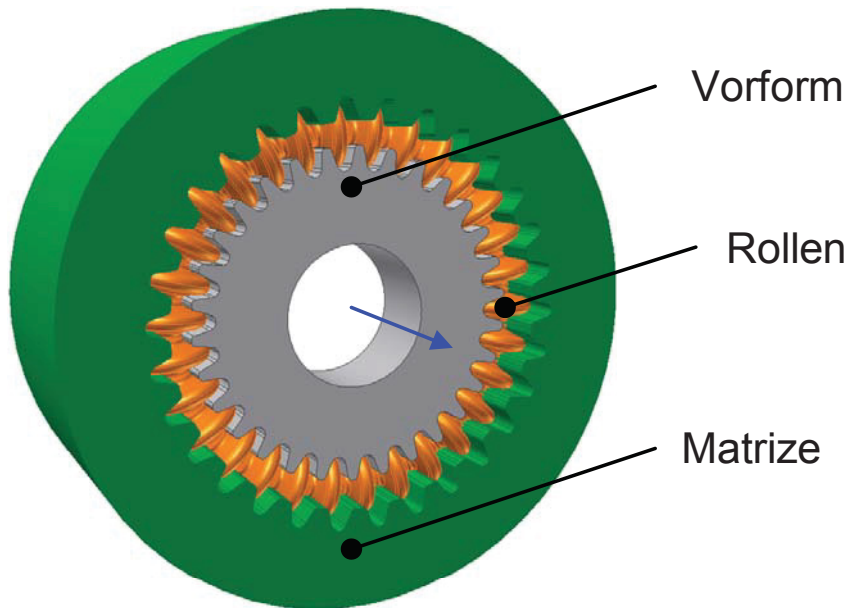


Abbildung 3.4: Prinzip des Axialwalzens [Pla07]. Eine Vorform wird durch ein mit profilierten Rollen bestücktes Werkzeug gepresst und dabei von den Rollen profiliert.

Sandner [San07] bewerkstelligt dies mit einem Werkzeugkonzept, das alle Zähne gleichzeitig umformt. Durch das Abrollen wird eine glatte Werkstückoberfläche ohne Bildung von Abrieb erreicht. Als Vorteile der zeitgleichen Umformung nennt Sandner die gleichartige und symmetrische Belastung der Zähne, wodurch eine hohe Formstabilität gesichert wird und das Vermeiden von Schwingungsanregungen. Die Schwingungen würden in einer erhöhten Werkzeugbelastung resultieren. Durch ihr Ausbleiben kann daher die Bearbeitungsgeschwindigkeit und somit die Wirtschaftlichkeit des Verfahrens gesteigert werden.

Mittels Axialwalzen können Verzahnungen auch direkt aus zylindrischen Vorformen gefertigt werden. Hierbei wird der Werkstoff radial aus dem Zahnfußbereich in Richtung Zahnkopf verdrängt. Der Umformvorgang findet ausschließlich in der Randzone statt, somit verbleibt der Kern unverändert. [Kot03]

Gemäß Takeya et al. [Tak82] wird die höchste Festigkeit im Bauteil mit kleinen Rollen, einer kleinen Zustellung pro Überwälzung und einer großen Gesamtzustellung innerhalb des Bereiches, in dem noch keine Beschädigung auftritt, erreicht. Dies wird in späteren Untersuchungen von Hatzenbichler et al. [Hat07] bestätigt, die für abnehmenden Walzendurchmesser höhere Dichten am Rand des Zahnes feststellen. Zudem erkennen die Autoren, dass im Axialwalzen ein großvolumiger Verdichtungsmechanismus auftritt. Dieser erschwert einerseits das Einstellen der Dichteverteilung über den Zahn und andererseits bleibt ein ausgeprägter Dichtegradient aus. Als nachteilig am Axialwalzen wird die

abnehmende Tiefe der verdichteten Schicht zu den Stirnseiten hin erkannt. Da die Verdichtung für die in das Werkzeug einlaufende Stirnseite geringer ausfällt als für die auslaufende, werden Überwalzungen unter Zustellung in beiden Achsrichtungen empfohlen.

Gemäß Takeya et al. [Tak82] wird durch das Axialwalzen die Profiltreue verbessert und die Dauerfestigkeit gegen Grübchenbildung und die Biegeweichselfestigkeit gesteigert. Die Autoren wendeten das Axialwalzen erfolgreich zur Oberflächenverdichtung von Zahnrädern für Zahnradölpumpen, sowie für Zahnräder im Kurbel- und Nockenwellentrieb in der Massenproduktion an. Mit einer Zustellung von 0,08 mm gelang, es die Zähne ausreichend zu verdichten.

3.1.3 Kugelstrahlen

Kontrolliertes Kugelstrahlen ist ein Kaltumformprozess, der die Oberfläche eines Bauteils durch einen Strahl von kugelförmigen Geschossen bearbeitet. Jedes einzelne Geschoss, das auf die Oberfläche trifft, agiert wie ein kleiner Hammer, der an der Oberfläche einen kleinen sphärischen Eindruck erzeugt, indem die darunter liegenden Metallkörner verdichtet werden. Durch eine Vielzahl von überlappenden Eindrücken entsteht eine einheitliche Schicht Material mit ausgeprägten Restspannungen an der Bauteiloberfläche. [Thi04, Sar99] Beim Kugelstrahlen gesinterter (und noch nicht gehärteter) Bauteile werden Poren geschlossen und die Dauerfestigkeit, die Korrosionsbeständigkeit, das Spannungsrissverhalten, das Reibverschleißverhalten und die Erosionsbeständigkeit verbessert. Aufgrund der Kaltverfestigung erfahren viele Materialien einen Zuwachs an Oberflächenhärte. Die Dauerfestigkeitseigenschaften von gesinterten Bauteilen können durch Kugelstrahlen derart gesteigert werden, dass diese für hoch belastete Anwendungen verwendet werden können, ohne dass ein Sinterschmieden notwendig ist. [Sar99]

Der Kugelstrahlprozess wird gewöhnlicherweise in einem Gehäuse ausgeführt, einerseits, um die Geschoße aufzufangen und der Wiederverwendung zuzuführen, andererseits, um den entstehenden Staub abzusaugen [Sar99]. Der Strahlbehandlung muss eine sorgfältige Entölung vorausgehen [Bei99]. Im Regelfall wird das zu strahlende Bauteil über mechanische Hilfen mit den zu behandelten Bereichen in den Kugelstrahl positioniert und nach einem festgelegten Programm bestrahlt [Sar99]. Ein Beispiel hierzu ist in Abbildung 3.5 angeführt.



Abbildung 3.5: Mehrdüsiges Strahlen eines Bauteils in einer geschlossenen Kammer [Pla07].

Eine Besonderheit des Kugelstrahlens stellt das Ultraschallkugelstrahlen, dessen Prinzip in Abbildung 3.6 veranschaulicht wird, dar. Dieses Verfahren wurde ursprünglich entwickelt, um Eigenspannungen an bzw. nahe der Oberfläche von Massivbauteilen einzubringen. Der Hauptunterschied zum konventionellen Kugelstrahlen ist die Art der Beschleunigung des Strahlgutes, die durch Ultraschallanregung erzielt wird. [Cha96] Hierbei setzt ein piezoelektrischer Generator eine Sonotrode in Schwingung. Durch diese werden Stahlkugeln in einer geschlossenen Kammer beschleunigt. An der Oberseite wird die Kammer durch das zu strahlende Bauteil verschlossen. [Che09, Mic07] Durch Maskenelemente ist es möglich, die bestrahlte Fläche einzugrenzen und einzelne Regionen mit unterschiedlicher Intensität zu strahlen [Bay08]. Durch die hohe Frequenz erfährt die Oberfläche des Bauteils in kurzer Zeit eine hohe Zahl an Aufschlägen des Strahlgutes [Xin04]. Nachteilig wirkt die ungleichmäßige Verteilung der Einschläge, aufgrund deren es nicht möglich ist, größere Flächen zu bearbeiten [Mic07].

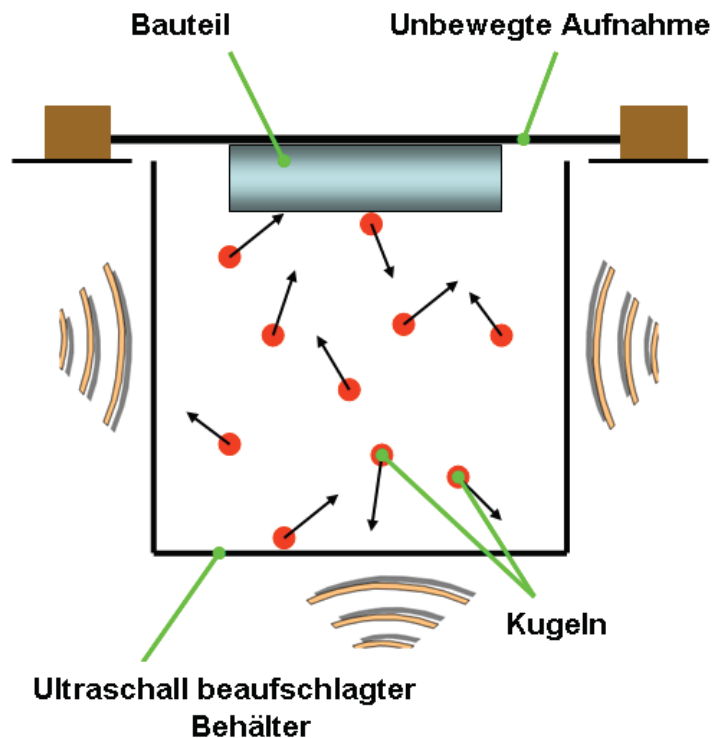


Abbildung 3.6: Prinzip des Ultraschall-Kugelstrahlens [Pla07].

Ein Nachteil des konventionellen Kugelstrahlens ist der große Aufwand, der für das Positionieren der zu behandelnden Teile betrieben werden muss. Aus diesem Grund können die Anlagen (oftmals) nicht in die Produktionslinie integriert werden, was den Fabrikationsfluss stört. Durch Ultraschallkugelstrahlen sollen die Behandlungszeiten verringert und die Integration in die Fertigungslinien ermöglicht werden. [Abr98]

3.1.4 Rundkneten / Radialschmieden

Gemäß Schlichtherle [Sch87] werden beim Rundkneten von Verzahnungen vier Knetbacken in radialer Richtung konzentrisch auf ein Werkstück hinbewegt. In der Regel wird das Verfahren bei Raumtemperatur durchgeführt. Es können insbesondere achsparallele und kegelige Innenprofile mit unterschiedlicher Profilform hergestellt werden. Als Ausgangsform können Schmiedeteile, Kaltpressteile, Rohrabschnitte sowie gesinterte Pressteile dienen.

Die Idee, das Radialschmieden zum Randzonenverdichten von Sinterbauteilen als Kaltumformverfahren zu nutzen, wird in der Diplomarbeit von F. Planitzer [Pla07] in Simulationsstudien auf ihre Tauglichkeit hin untersucht.

3.1.5 Fließpressen von Sinterformteilen

Das Fließpressen von PM-Vorformen kombiniert die Vorteile des Fließpressens mit jenen des Sinterschmiedens. Gegenüber dem Schmieden bietet das Fließpressen als

Umformprozess von PM-Vorformen für axialsymmetrische oder rotationssymmetrische Bauteile technologisch-wirtschaftliche Vorteile [Ven87].

Ein Vorteil gegenüber dem Sinterschmieden ist der Wegfall des Aufheizens und der Temperaturkontrolle der Vorform während des Transports vom Ofen zum Schmiedeaggregat. Darüber hinaus ist die Schmierung einfacher und die Werkzeuglebensdauer, die Maß- und Oberflächengenauigkeit sind höher. Zudem steigt die Festigkeit der Bauteile durch Kaltverfestigung an. Nachteilig wirken die größeren Presskräfte und dass komplexe Geometrien nicht in einer Operation gefertigt werden können. [Nak72]

Gegenüber dem konventionellen Fließpressen und der konventionellen Formteilefertigung bietet das Fließpressen von gesinterten Vorformen die Vorteile der Herstellbarkeit längerer, dünnwandiger Werkstücke mit gleichmäßiger Dichte, langer, dichter Werkstücke mit einem Längen-zu-Durchmesser-Verhältnis bis 5:1 und langer dünner Hohlzylinder mit Boden. Hierbei werden Dichten von $7,6 \text{ g/cm}^3$ und höher, hohe Festigkeit und Oberflächengüten sowie ausgezeichnete magnetische Eigenschaften nach dem Glühen erreicht. [Zap81] Für das Kaltfließpressen von Sinterbauteilen werden geringere Presskräfte benötigt als für das von massiven Vorformen [Nak72].

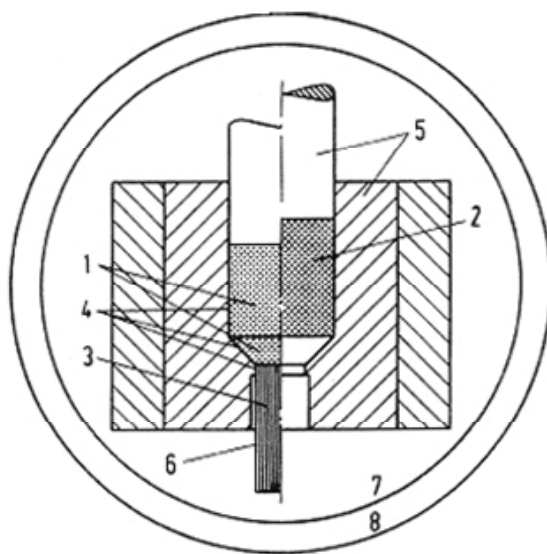
Zwar wird die Kaltumformbarkeit von PM-Vorformen drastisch durch deren geringe Duktilität begrenzt, jedoch liegen beim Vorwärts-Fließpressen von Voll- wie Hohlkörpern alle drei Hauptnormalspannungen im Druck, weshalb dieses Verfahren Venugopal et al. [Ven87] für die Umformung von Sintervorformen als besonders geeignet scheint.

In der Betrachtung des Vorwärts-Fließpressens von gesinterten Rohteilen ist es zweckmäßig zwischen Verfahren, die das ganze Rohteil verdichten, und Verfahren, die nur eine Randzone oder einzelne Abschnitte des Bauteils verdichten, zu unterscheiden. In der Literatur wird in den 1970er und 1980er Jahren überwiegend vom Fließpressen als Methode zum Verdichten eines gesamten Bauteils oder Halbzeugs berichtet [Nal72, Sch78, Ven87]. Ab den 1990er Jahren ist darüber kaum mehr Literatur zu finden, jedoch erscheinen verstärkt Patentanmeldungen und Patente zum Thema Randzonenverdichten durch Fließpressen [Tra04, Tra06, Woo00, Woo01, Woo05], woraus auf zunehmende industrielle Bedeutung und Anwendung geschlossen wird.

Fließpressen mit globalem Dichteanstieg

Das Voll-Vorwärts-Fließpressen, versinnbildlicht an Abbildung 3.7, ist gekennzeichnet durch starkes Verdichten, große Formänderungen und intensives Kaltverschweißen der Werkstoffpartikel hervorgerufen durch Schiebung. Da die positive Wirkung einer mittleren

Drucknormalspannung auf die Verdichtung des Werkstoffes durch zusätzlich überlagerte Schiebungen wesentlich gefördert werden kann, wird durch die beim Fließpressen stoffflussbedingte Änderung der Porengeometrie mit einer mittleren Drucknormalspannung eine mittlere relative Dichte erreicht, die durch alleiniges hydrostatisches Verdichten nur mit wesentlich höheren mittleren Druckspannungen erzielbar ist. Die durch Voll-Vorwärts-Fließpressen erreichten Dichtewerte sind mit jenen pulvergeschmiedeter Bauteile vergleichbar, jedoch liegen die Festigkeitswerte der kaltumgeformten Bauteile beinahe doppelt so hoch, während die Duktilität nur 1/6 beträgt. Dabei sind je nach Rohteildichte 20 bis 30 % der Festigkeitszunahme auf die Verdichtung, der überwiegende Teil aber auf die Kaltverfestigung durch den Umformvorgang zurückzuführen. Die Duktilität kann durch eine anschließende Wärmebehandlung verbessert werden. Vorformen mit einer Anfangsdichte von 90 % erreichen durch eine Kaltumformung (Voll-Vorwärts-Fließpressen) mit $\phi > 0,8$ Festigkeiten, die 5 bis 20 % über jener des inkompressiblen Vergleichswerkstoffes liegen und annähernd doppelt hoch sind wie nach adäquater Warmumformung desselben Sinterwerkstoffes. [Sch78]



- 1 Umformzone
- 2 Werkstückeigenschaften vor dem Umformen
- 3 Werkstückeigenschaften nach dem Umformen
- 4 Kontaktbereich Werkstück – Werkzeug
- 5 Umformwerkzeug
- 6 Kontaktbereich Werkstück – Atmosphäre
- 7 Werkzeugmaschine
- 8 Betrieb

Abbildung 3.7: System zur Betrachtung des Fließpressens von Sintermetall nach [Sch78].

Einen wesentlichen Verfahrens- und Eigenschaftsnachteil stellt die Rissbildung aufgrund porenbedingter Kerbwirkungseinflüsse, die aus örtlich stark unterschiedlichen Formänderungen im Werkstück resultieren, dar [Sch78]. Zwar übt das Vorwärts-Fließpressen eines massiven Körpers Druckspannungen auf diesen aus, doch können sekundäre Zugspannungen durch unterschiedliche Geschwindigkeiten von Kern und Randzone auftreten und zu Chevron-Rissen führen [Ven87]. So erzielen beispielsweise Nakagawa et al. [Nak72] durch Vorwärtsfließpressen einer Sintervorform eine Verdichtung des Bauteils, jedoch treten Risse an der Oberfläche und im Zentrum der Probe auf. Die

Risse an der Oberfläche erklären die Autoren mit Zugspannungen, die am Ende (Ausgang) des Werkzeuges an der Bauteiloberfläche auftreten.

Um die Rissbildung zu vermeiden, kann die Vorform angefasst oder ein Gegendruck aufgebracht werden. Durch Aufbringen eines Gegendruckes mit einem zusätzlichen, am austretenden Bauteil anliegenden Stempel kann die gesamte Dichte des Bauteils erhöht und der Dichteunterschied im Bauteil verringert werden. [Sch78] Eine andere Möglichkeit, um einen Gegendruck aufzubauen, ist vom Fließpressen spröder Werkstoffe wie Beryllium und Magnesium bekannt, deren aus dem Werkzeug austretende Schäfte beim Strang- und Fließpressen zu Rissen an der Oberfläche neigen. Um den Gegendruck herzustellen, der die Rissbildung vermeidet oder zumindest reduziert, werden Tandemmatrizen, die eine zweite Umformstufe aufweisen, angewandt. In Tandemmatrizen erfolgt nach der eigentlichen Umformung in einer zweiten Umformstufe eine Nachverformung von etwa 2 %. Dadurch werden Längsspannungen auf den aus der ersten Umformstufe auslaufenden Schaft aufgebracht, die die besonders an der Randzone des Schaftes vorhandenen axialen Zugspannungen in Druckspannungen umwandeln und gleichzeitig die tangentialen Zugspannungen in den Randzonen reduzieren. Tandemmatrizen bieten zudem den Vorteil, dass auch lange Stränge, die bei Beaufschlagung mit Gegendruck durch einen Stempel knicken würden, hergestellt werden können. [Gei93]

Hinsichtlich der Geschwindigkeitsdifferenzen im Bauteil während des Pressens stellt möglicherweise das Vorwärts-Fließpressen eines Hohlkörpers (Hooker-Extrusion) den für eine Kaltumformung günstigsten Spannungszustand dar. Zum einen wird dieser wie der Massivkörper unter Druckspannungen umgeformt, zum anderen ist die Differenz der Geschwindigkeiten von äußerem Rand und Kernzone kleiner. [Ven87] Auch König et al. [Kön85] erklären das Hohl-Vorwärts-Fließpressen im Paket als eine besonders vorteilhafte Variante des Fließpressens von Massivzahnradern mit Laufverzahnungen. Verfahrensvorteile sind der einfache Werkzeugaufbau, der Wegfall eines Pressrestes und ein Weitertransport der Werkstücke ohne Umkehr der Bewegungsrichtung. Allerdings ist auch für die Prozessvariante des Hohl-Vorwärts-Fließpressens von Massivzahnradern ein Voreilen des Werkstoffes bekannt.

Die Ausbildung der örtlichen Dichte ist im Wesentlichen von der chemischen Zusammensetzung, dem Formänderungsvermögen und der Dichte des Werkstoffes, vom Umformverfahren und der Werkzeuggeometrie bzw. den örtlichen Spannungen und Formänderungen abhängig. Die Düse, in der der Werkstoff einen dreiachsigen Spannungszustand erfährt, ist der wichtigste Einflussfaktor im Hinblick auf die

Werkstoffeigenschaften. Die örtliche Dichte im Werkstück kann durch eine entsprechende Wahl der Werkzeuggeometrie hinsichtlich Umformgrad und Öffnungswinkel beeinflusst werden. Im Kopfteil der Düse (zylindrischer Abschnitt) dominiert einachsige Stauchung. Die höchsten Dichtewerte fand Schacher [Sch78] im Bereich der zweiten Umlenkung der Düse, die kleinste in der Längsachse der Probe.

Wenn die Querschnittsreduktion groß genug ist, Nakagawa et al. [Nak72] wählten 85 %, treten unabhängig von der Vorformanfängsdichte gleiche Enddichten (nahe der Volldichte) und gleiche maximale Presskraft auf, jedoch bedarf es für Proben kleinerer Anfangsdichte eines höheren Verfahrensweges, bis die maximale Presskraft auftritt. Allerdings weisen auch Vorformabschnitte, die noch keine Querschnittsreduktion erfahren haben, nahezu Volldichte auf. Daraus folgern die Autoren, dass zu Beginn des Pressens mit hoher Querschnittsreduktion zuerst die Poren des Werkstoffes geschlossen werden und die Dichte mit zunehmender Stempelkraft ansteigt. Somit wird der Werkstoff erst im nahezu volldichten Zustand unter hohen Druckspannungen umgeformt. Diese These wird durch die Beobachtung von Schacher [Sch78] bestätigt, der zufolge der Werkstoff den überwiegenden Anteil seiner gesamten Verdichtung (> 90 %) vor Erreichen der maximalen Presskraft und dem quasistationären Fließpressvorgang erfährt. Die Zunahme der Dichte ist mit abnehmender Rohteildichte stärker. Für zu kleine Querschnittsreduktionen fällt der Dichteanstieg vor der Umformung geringer aus, und der Werkstoff wird unter kleineren Druckspannungen umgeformt, was die Rissbildung begünstigt [Nak72].

Randzonenverdichten durch Fließpressen

Die für ein Verdichten durch mehrstufiges Fließpressen benötigte Presskraft ist geringer als in anderen Verdichtungsverfahren. Eine erhöhte Anfangsdichte der Proben hat nur geringen Einfluss auf die benötigte Presskraft. Bezogen zur Härte nach dem Sintern besteht ein quadratischer Zusammenhang zwischen Presskraft und Zuwachs an Härte der verdichteten Schicht. Die Mikrostruktur der Proben ist gekennzeichnet durch lateralen Werkstofffluss, der zum Schließen der Poren beiträgt. Werkstoffe mit Anfangsdichte 7 g/cm^3 und höher sollen einen Kohlenstoffgehalt kleiner 0,3 % aufweisen, da für einen Gehalt von 0,5 % Gefügeschäden hervorgerufen durch zu hohe Härte auftreten. [Sal05] Eine unterschiedliche Anfangsdichte der Proben hat kaum Einfluss auf den erzielten Dichtegradienten [Kob78].

Eine Möglichkeit zum Randzonenverdichten von Bohrungen in Sinterbauteilen wird 2000 im Patent von Woolf et al. [Woo00] aufgezeigt. Die Erfinder verwenden hierzu gemäß Abbildung 3.8 ein Werkzeug mit mehreren Kugeln, die axial angeordnet sind und deren Durchmesser vom ersten zum letzten Abschnitt stetig zunimmt. Durch die Freistellungen zwischen den

Abschnitten soll dem Bauteil die Möglichkeit des elastischen Rückfederns und Entlastens gewährt und so die eingebrachten Druckspannungen maximiert werden. Durch das vorgestellte Werkzeugkonzept wird ein Dichtegradient mit höchster Dichte am Bauteilrand und abnehmender Dichte mit zunehmender Entfernung erzeugt und dadurch die Festigkeit der Randzone verbessert. Da die Werkstoffeigenschaften eine Änderung mit der Dichte erfahren, verbleiben Druckspannungen. Die Erfinder merken an, dass das Werkzeugkonzept nicht nur für kreisrunde Querschnitte, sondern für beliebige Querschnitte, beispielsweise Verzahnungen oder Rechtecke, angewandt werden kann.

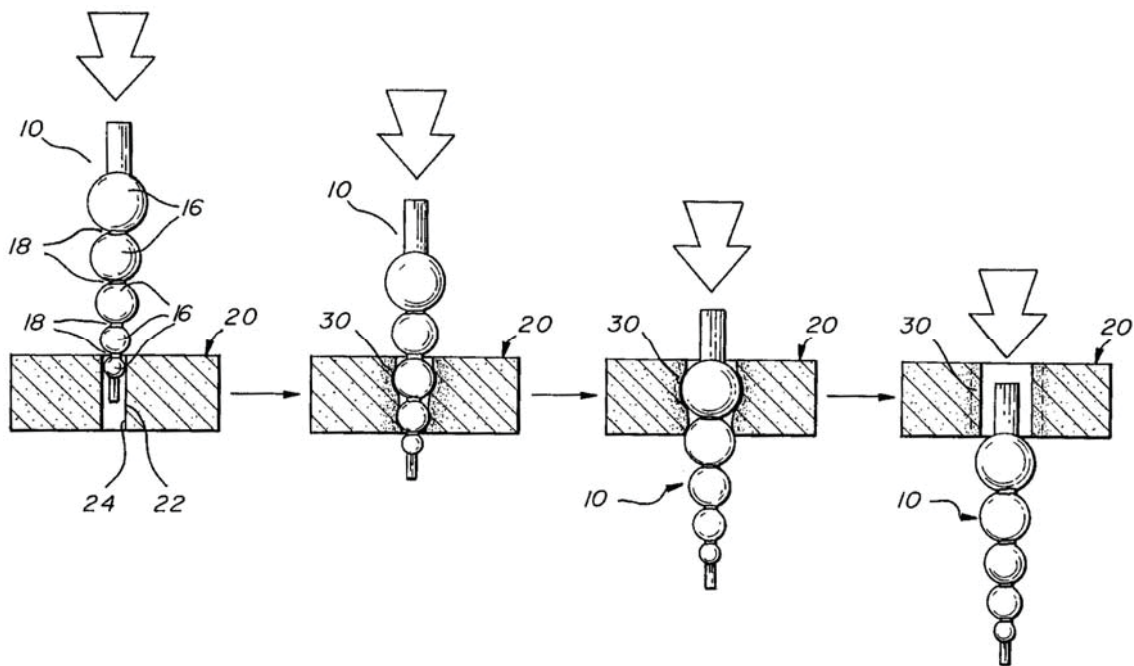


Abbildung 3.8: Patent von Woolf et al. [Woo00] zum Randzonenverdichten von Bohrungen in Sinterbauteilen. Ein Werkzeug mit mehreren kugelförmigen Abschnitten wird axial durch eine Bohrung bewegt. Dadurch wird deren Querschnitt erweitert und ein oberflächennaher Dichteanstieg erzielt.

Eine Möglichkeit, die Verzahnungen von schräg- wie geradverzahnten Zahnrädern durch Fließpressen herzustellen, wird im 1975 an Samanta et al. [Sam75] erteilten Patent aufgezeigt. In diesem werden Vorformen im Paket durch ein konisches Werkzeug gepresst und die Zähne durch axialen Werkstofffluss ausgeformt. Als Vorteile gegenüber früheren Patenten führen die Autoren an, mit ihrem Konzept an der Verzahnung so hohe Güten zu erreichen, dass diese ohne Nachbearbeitung verbaut werden können. Jedoch erklären Fuhrman et al. [Fuh95] in einem Patent zum Fließpressen von Zahnrädern, dass das Konzept Samantas et al. [Sam75] zu Haltemarken am Bauteil führen kann, die eventuell nachbearbeitet werden müssen, und stellen ein Werkzeugkonzept vor, das Haltemarken an essentiellen Funktionsflächen verhindert. Obwohl Samanta et al. die Umsetzung ihrer

Erfindung anhand der Erzeugung eines Massivzahnrades ausführen, listen sie auch gesinterte Vorformen als geeignetes Ausgangsprodukt für die Zahnradherstellung auf.

Im Jahr 2001 erhalten Woolf et al. [Woo01] ein Patent für eine Methode und Apparatur zum Randzonenverdichten von Außenkonturen von Sinterbauteilen wie Zahnrädern. Der Verfahrensablauf ähnelt jenem des zuvor patentierten Verdichtens von Innenkonturen [Woo00]. Zum Verdichten der Außenkontur wird eine gesinterte, übermäßige Vorform durch ein Werkzeug, das aus mehreren Platten besteht, deren Querschnitt von Platte zu Platte abnimmt, gepresst, wobei zwischen den Platten ein Abschnitt vorgesehen ist, der es dem Bauteil ermöglicht elastisch aufzufedern. Woolf et al. [Woo01] weisen auf die Kosteneffektivität dieses Konzeptes hin, um hochdichte und hochpräzise Bauteile mit einem einfachen Werkzeug zu fertigen. Wie beim Verdichten von Innenkonturen wird ein Dichtegradient mit größter Dichte am Bauteilrand und abnehmender Dichte mit zunehmender Entfernung im Bauteil erreicht.

Ein ähnliches Konzept wird in der Patentveröffentlichung von Trasorras et al. [Tra04] aufgegriffen, um die Laufflächen von Freiläufen (Freilaufkupplungen) in den Randzonen zu verdichten. Um die außen liegende Lauffläche des inneren Kupplungskörpers zu verdichten, wird dieser durch ein Werkzeug mit abnehmendem Querschnitt gedrückt. Für das Verdichten der innen liegenden Lauffläche des äußeren Kupplungsringes wird durch diesen ein Werkzeug mit etwas größerem Durchmesser gepresst. Trasorras et al. führen an, dass die Werkzeuge mit einer oder mehreren Umformstufen ausgeführt werden können. Gegenüber der bisherigen Praxis des Warm Schmiedens der Komponenten des Freilaufs führen die Autoren mehrere Vorteile an, die aus der Kaltumformung erwachsen. So können durch die Kaltumformung engere Toleranzen und bessere Oberflächengüten erreicht werden, so dass auf eine spanende Nachbearbeitung verzichtet werden kann. Ein weiterer Vorzug ist die Möglichkeit des selektiven Verdichtens, während beim Sinterschmieden das ganze Bauteil verdichtet wird. Die für das Schmieden typische Randporosität der Bauteile über eine Schichtdicke am Bauteilrand von 0,2 bis 0,4 mm tritt in der Kaltumformung nicht auf. Weiters können durch das Kaltumformen komplexere Geometrien hergestellt werden.

Das Konzept mehrteilig ausgeführter Werkzeuge mit mehreren Umformstufen, zwischen denen Abschnitte vorgesehen sind, die dem Bauteil ein Auffedern ermöglichen, greifen auch Trasorras et al. [Tra06] auf, um damit die Zähne von Gerad- und Schrägverzahnungen mit dem in Abbildung 3.9 dargestellten Werkzeugkonzept zu verdichten. Als Besonderheit verwenden sie Werkzeuge, die schrittweise die Zahnbreite der verpressten Vorform

Bauteils in Richtung der blinden Fläche bewegt und wieder zurückgezogen. Durch entsprechende Werkzeugauslegung können mehrere Querschnitte gleichzeitig randzonenverdichtet werden. Auch das Verdichten von Innen- und Außenkonturen in einem Hub ist möglich.

Gemäß König et al. [Kön85] sind für das Hohl-Vorwärts-Fließpressen von Massivzahnradern neben der Qualität der Innenverzahnung vor allem der Matrizenöffnungswinkel und die Matrizenlänge als prozessbeeinflussende Größen an der Matrize von Bedeutung. Eine kürzere Matrize resultiert in kleineren Presskräften. Dem steht jedoch der Nachteil einer geringeren Kalibrierwirkung gegenüber. Durch Reduzieren der Kalibrierlänge von 50 mm auf 20 und 5 mm erreichten König et al. eine Kraftreduktion von 1,4 MN auf 1,15 MN bzw. 0,7 MN. Die Abnahme der Kraft durch Verkürzen der Matrize führt König in erster Linie auf die erheblich verringerte Reibung in der Kalibrierzone des Werkstückes zurück. Durch gezielte Vorspannung der Matrize ist der unter Spannung auftretende Matrizendurchmesser einstellbar. Die optimale Matrizenvorspannung ist je nach verpresstem Werkstoff unterschiedlich. Durch Einhalten optimierter Prozessparameter ist durch Fließpressen die Oberflächenqualität 7 nach DIN 3962 erreichbar.

Für das Vorwärts-Fließpressen von Sintervorformen stellen Oh et al. [Oh93] unabhängig vom Konuswinkel des Werkzeuges ein Anwachsen der Dichte während des Pressens vom Werkzeugein- zum Werkzeugauslauf fest, wobei der Probenrand eine stärkere Verdichtung erfährt als das Zentrum. Mit halben Öffnungswinkeln größer $8,7^\circ$ erreichen die Autoren stets nahezu vollverdichtete Proben, erkennen jedoch eine lineare Zunahme der Presskraft mit steigendem Öffnungswinkel. Daher stellen die $8,7^\circ$ in ihrer Untersuchung den optimalen Winkel hinsichtlich Verdichtung und dafür benötigter Presskraft dar, obgleich Risse am auslaufenden Ende der Probe auftreten. Durch Variation der Probenanfängsdichte und der Probenlänge wird die Rissbildung nicht vermieden, jedoch durch Erhöhen des zylindrischen Abschnittes am Auslauf des Werkzeuges. Oh et al. vermuten, dass der längere Auslauf den hydrostatischen Spannungsanteil vom Zug in den Druck verlagert, weisen jedoch darauf hin, dass dies einer separaten Untersuchung bedarf. In Widerspruch zu König [Kön85] steht die Aussage von Oh et al. [Oh93], dass die Länge des zylindrischen Abschnittes am Auslauf keinen Einfluss auf die Presskraft hat. Im Kraft-Weg-Verlauf von verpressten Proben erkennen Oh et al. einen anfänglichen Anstieg der Presskraft auf einen maximalen Wert, dem eine Abnahme der Presskraft auf ein konstantes Niveau folgt. Mit größer werdendem Öffnungswinkel liegen maximale Presskraft und konstantes Niveau des steady-state Zustandes näher zusammen. Eine höhere Probenanfängsdichte resultiert in höheren Presskräften.

Für Querschnittsreduktionen bis 11 % beobachteten Kobayashi et al. [Kob78] ein Anwachsen an Biegefestigkeit, während für größere Querschnittsreduktionen kaum mehr ein Anstieg auftrat. Aus diesem Grund empfehlen die Autoren für das Fließpressen eine Querschnittreduktion von 11 %. Mit dieser erreichten sie einen Dichteanstieg der Randschicht über eine Tiefe von 1 mm. Diese Empfehlung wird durch die von Salak et al. [Sal05] durchgeführten Versuche bestätigt. Anhand von Schlifffbildern der verpressten Proben ist eine Verschiebung des Werkstoffes am Probenrand entgegen der Pressrichtung erkennbar, die zu Scherspannungen führt.

Aus einer von F. Planitzer [Pla07] durchgeführten Simulationsstudie zum Randzonenverdichten von Sinterzahnradern in einem einstufigen Fließpressprozess können erste Anhaltspunkte für eine spätere Vorformgestaltung gewonnen werden. Im Pressvorgang einer Vorform, deren Kopfkreisdurchmesser unterhalb des Solldurchmessers liegt, kann kein Wachsen des Zahnes, also eine Vergrößerung des Kopfkreisdurchmessers, wie es vom Querwalzen bekannt ist [San02b], beobachtet werden. In darauffolgenden Vorformvariationen wird erkannt, dass das Aufmaß an der Vorform sehr eng begrenzt wirkt, und dort ein Dichteanstieg erfolgt, wo Aufmaß vorgesehen wird, während andere Bereiche kaum davon beeinflusst werden. Somit kann die gewünschte maximale Randdichte am Fertigteil durch entsprechende Aufmaßgaben an der Vorform sehr gut erreicht werden. Mit zunehmendem Aufmaß ist ein Anstieg an benötigter Presskraft erkennbar, dieser fällt jedoch gering aus. [Pla07]

3.1.6 Kalibrieren von Sinterformteilen

Das Kalibrieren ist das wichtigste Verfahren der Nachbehandlung von Sinterbauteilen. Durch Kalibrieren können die Maßgenauigkeit und Oberflächengüte verbessert und die Festigkeit durch Kaltverformung gesteigert werden. Darüber hinaus kann die Formänderung des Bauteils zum Schaffen neuer Konstruktionsflächen oder Konturen genützt werden. [Zap81] Im Kalibriervorgang, der häufig ohnehin notwendig ist, um die während des Sinterns verlorene Präzision wieder herzustellen, können mechanisch hoch belastete Querschnittsübergänge lokal geprägt werden, um die Schwingfestigkeit positiv zu beeinflussen. [Bei99] Um die Dichte lokal zu steigern, wird in der Vorform eine Materialzugabe vorgesehen, die während des Kalibrierens verpresst wird [Shu95]. Gemäß Zapf [Zap81] führt das Kalibrieren anfangs (mit noch kleinen Drücken) zum Abreißen von Sinterbrücken und setzt die Festigkeit des Sinterteils, wie aus Abbildung 3.10 ersichtlich, etwas herab. Erst bei höheren Drücken und damit erreichten höheren

Nachverpressungsgraden steigt die Festigkeit durch Kaltverfestigung und Kaltverschweißung wieder an.

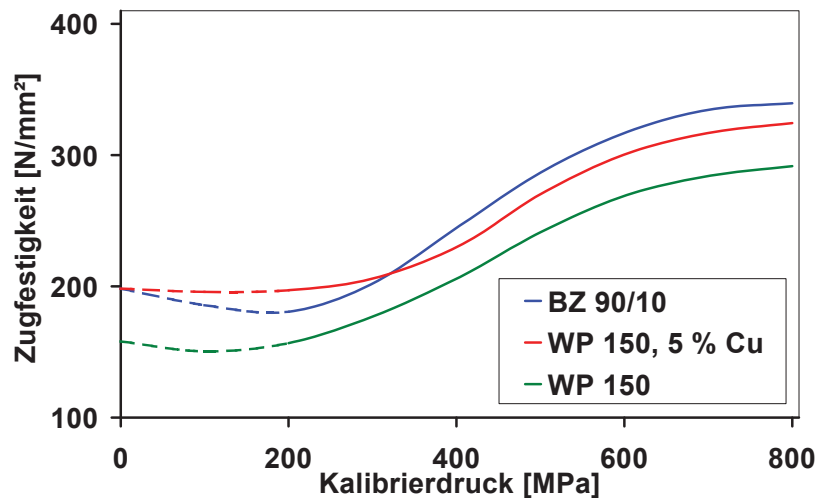


Abbildung 3.10: Veränderung der Festigkeitseigenschaften mit zunehmendem Kalibrierdruck für unterschiedliche Werkstoffe nach [Zap81]. Um die Bauteilfestigkeit zu erhöhen müssen ausreichend hohe Kalibrierdrücke gewählt werden.

Im Kalibriervorgang werden die Abmessungen des Formteils reduziert oder vergrößert, indem das Teil in die Matrize hinein oder über einen Kernstift gezogen wird [Klo07]. Durch Vermindern des Porenraumes wird das Werkstück in der Höhe verringert, ohne dass ein nennenswerter seitlicher Materialfluss, der zu einem Grat führt, auftreten muss [Zap81]. Allerdings kann ein seitlicher Materialfluss gemäß Jones et al. [Jon98, Jon00, Jon01] vorteilhaft genutzt werden, um höhere Bauteildichten zu erzielen. Dazu sehen die Autoren seitliche Freiräume zwischen Bauteil und Werkzeug vor, die durch Verpressen von 3 bis 30 % der Bauteilanzfangshöhe gefüllt werden. Wenn möglich sollten verschiedene Oberflächen nacheinander kalibriert werden. Um Risse und Brüche zu vermeiden, sollen die äußeren vor den inneren Konturen kalibriert werden [Klo07].

Beispielhaft wird der Kalibriervorgang eines schrägverzahnten Zahnrades, anhand eines Patentes von Schmid et al. [Sch08b] betrachtet. In Abbildung 3.11a ist das Werkzeugkonzept in der offenen Stellung zum Einlegen des Sinterteils (2) dargestellt. Das Sinterteil (2) wurde bereits auf den Unterstempel (15) abgelegt. Durch Senken des drehbar gelagerten Oberstempels (8) wird das Sinterteil (2) durch die drehbar gelagerte Matrize (14), die eine Matrizeninnenverzahnung aufweist (24) gedrückt und der Unterstempel (15) abgesenkt. Abbildung 3.11b zeigt das Werkzeug in der Kalibrierposition.

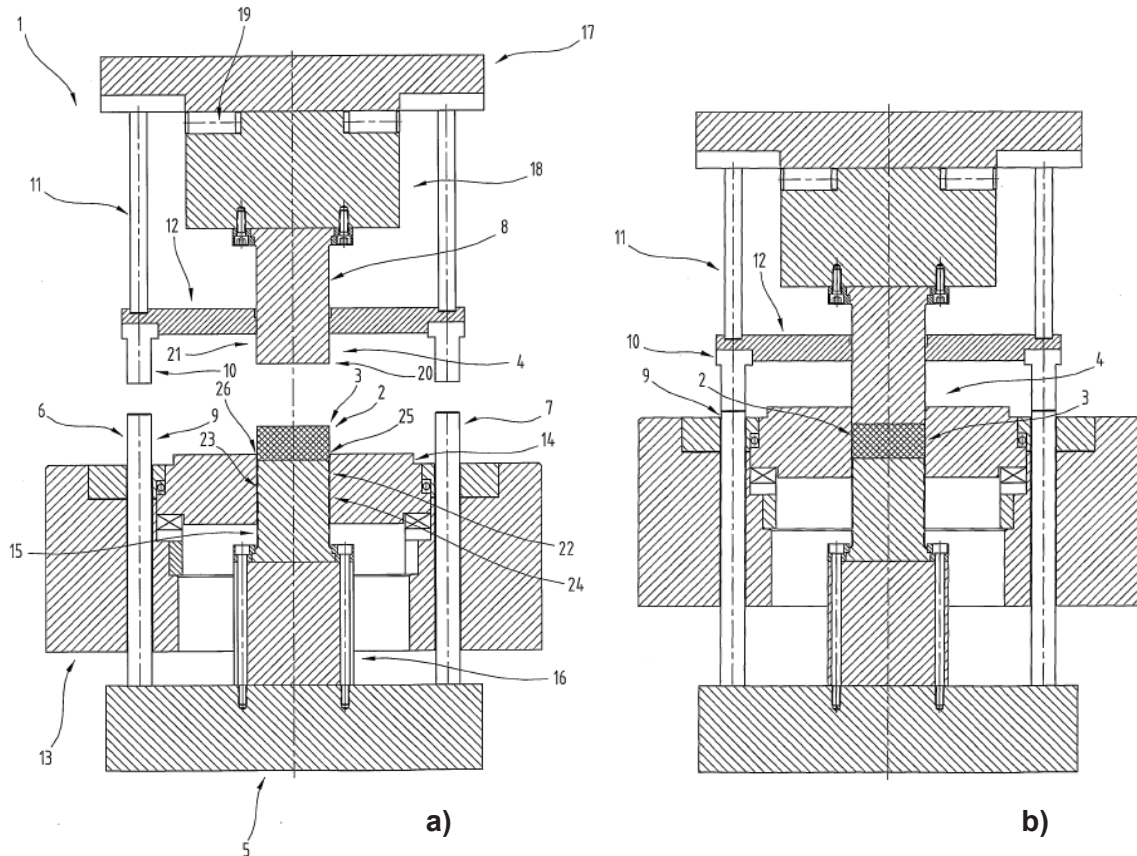


Abbildung 3.11: Vorrichtung zum Kalibrieren eines Sinterformteils in der Einlege- (a) und Kalibrierposition (b) [Sch08b].

Gemäß Zapf [Zap81] wird die Genauigkeit des kalibrierten Werkstückes von der Herstellgenauigkeit des Werkzeuges bestimmt und die erzielte Genauigkeit nimmt mit zunehmender Werkstoffdichte und Festigkeit ab. Während nicht nachgepresste Sinterbauteile in Abhängigkeit ihrer chemischen Zusammensetzung und der Sintertemperatur Toleranzen von IT 9 bis IT 10 erreichen, können durch anschließendes Kalibrieren mit weichen Sinterwerkstoffen, wie Sinterbronzen und unlegiertem Sintereisen, die Toleranzklassen IT 4 bis IT 5 und mit Sinterwerkstoffen höherer Festigkeit die Güteklassen IT 7 bis IT 8 erreicht werden. Allerdings führt Zapf nicht an, ob die Toleranzen in oder quer zur Pressrichtung gelten. Dies insofern interessant, als quer zur Pressrichtung engere Toleranzen gehalten werden können als in Pressrichtung. Eine Rücksprache mit dem Industriepartner Miba bestätigt die von Zapf angeführten Toleranzklassen IT 7 bis IT 8, zumindest quer zur Pressrichtung, für Sinterformteile, die aus Astalloy 85 Mo unter Beimischung von 0,2 % Kohlenstoff (nominell) hergestellt werden und nach dem Sintern eine typische relative Dichte von 90 % aufweisen. Allerdings ist das Einhalten der Toleranzklasse IT 7 in der großseriellen Fertigung mit einem erheblichen Mehraufwand in der Prozessüberwachung verbunden. In Pressrichtung werden typischerweise Höhentoleranzen von $\pm 0,06$ bis $0,07$ mm prozesssicher gehalten.

Ein äußerst flexibles Werkzeugkonzept stellt das Kalibrieren mit einem radial in Bezug auf seine Abmessungen veränderlich ausgeführten Verdichtungselement dar. Dessen Außenfläche wird geschrägt ausgeführt und durch ein Spannelement, das eine komplementär geschrägte Fläche aufweist und axial relativ zum Verdichtungselement bewegt wird, in seinem Querschnitt verringert bzw. aufgeweitet [Mib09]. Durch das spezielle Werkzeugkonzept ist es möglich, die Verdichtung und Kalibrierung eines Sinterbauteils, aber auch einer Ausgangspulvermischung in einem Arbeitsgang auszuführen. Hierbei sind sowohl das Randzonenverdichten mit Dichtegradienten als auch ein weitgehend homogenes Verdichten durch annähernd isostatisches Pressen möglich. Von Vorteil ist die Möglichkeit, Räder mit mehreren unterschiedlichen Verzahnungen in einem Arbeitsgang, anstelle eines Kalibrierschrittes pro Verzahnung, zu kalibrieren. Zudem können unrunde Zahn- bzw. Kettenräder sowie Sinterbauteile komplexer Geometrie hergestellt werden, die auch Hinterschneidungen aufweisen können. Ebenso können Mehrfachräder, deren Verzahnungen durch Borde getrennt sind, erzeugt werden.

Beiss [Bei99] geht davon aus, dass die geringe örtliche Verformung von Querschnittsübergängen durch Kalibrieren die kostengünstigste Maßnahme bleibt, um durch lokale Dichteerhöhung, Kaltverfestigung und Einbringen von Druckeigenstressungen die Schwingfestigkeit von Sinterbauteilen günstig zu beeinflussen. Gestärkt wird die Wettbewerbsfähigkeit des Kalibrierens durch Arbeiten wie die von Wallner [Wal07], die eine Prozesssimulation mittels FE-Simulation ermöglichen und dadurch die Vorform und Werkzeugauslegung unterstützen.

3.2 Halbwarmumformung von Sinterformteilen

Über die Halbwarmumformung (HWU) von Sinterbauteilen ist kaum Literatur verfügbar. Aus diesem Grund wird zuerst die grundsätzliche Idee der HWU und deren Anwendung in der Herstellung von Massivbauteilen erklärt. Dem folgt eine Zusammenfassung über die recherchierten HWU-Anwendungen in der Sintertechnik. Eine ergänzende Betrachtung der Warmumformung von Sinterbauteilen anhand der Verfahren des Heißnachverdichtens und Sinterschmiedens soll Hilfestellungen für eine spätere HWU Anwendung liefern. Hierzu sollen vor- wie nachteilige Wirkmechanismen erkannt werden, um sie später zu nützen bzw. zu vermeiden. Zudem stellt der Sinterschmiedeprozess ein mögliches Konkurrenzverfahren für spätere HWU Anwendungen dar, so dass dessen Verständnis für die Entwicklung der HWU, hin zu einem Verfahren höherer Wirtschaftlichkeit, förderlich sein kann.

3.2.1 Halbwarmumformung

Die HWU ist prozesseitig von der Kalt- und Warmumformung vor allem durch die Ausgangstemperatur der Rohteile zu unterscheiden. Hierdurch wird werkstückseitig bezweckt, wesentliche Vorteile der Kaltumformung wie Kaltverfestigung, kleine Toleranzbereiche und hohe Oberflächengüten mit den Vorteilen einer Warmumformung, wie dem Erzielen hoher Umformgrade, in Form eines Kompromisses zu vereinen. Demgemäß ist die HWU als Umformung definiert, bei der das Bauteil nur so weit vorgewärmt wird, dass bei gegebenen Umformbedingungen noch eine bleibende Verfestigung des Werkstoffs eintritt. Diese weit gefasste Definition wird für unlegierte und kohlenstoffarme Stähle durch den Effekt der Blausprödigkeit, die eine deutliche Reduktion der Zähigkeit und eine Erhöhung der Fließspannung zur Folge hat, nach unten hin eingeschränkt. Zu hohen Temperaturen hin erfolgt eine Beschränkung durch den Effekt der Zunderbildung, denn eine Zunderschicht erschwert eine präzise Tolerierung des Werkstoffvolumens und die Herstellung bester Oberflächengüten. Hinsichtlich der für das Schmiedestück nachteiligen Oxidationsvorgänge ist das Erwärmen mit Induktionsanlagen vorteilhaft gegenüber einer Erwärmung im Ofen, da das Bauteil schneller erwärmt wird. Beim Erwärmen ist zu beachten, dass der Werkzeugrand schneller erhitzt wird als die Werkstückkernzone. In Folge eines zu großen Temperaturgefälles treten eine starke Dehnung der Randzone und rissfördernde Zugspannungen im Kern auf. [Klo06]

Mittels HWU wird versucht, die Vorteile des Kalt- und Warmumformens, diese sind gute Oberflächenqualitäten und ein verringerter Kraftbedarf, zu kombinieren [Pöh08]. Vorteile der Warmumformung gegenüber der Kaltumformung sind die größeren Formgebungsmöglichkeiten. Dafür können mit der Kaltumformung wesentlich höhere Maß- und Formgenauigkeiten sowie Oberflächengüten erzielt werden. Zwar ermöglicht die Halbwarmumformung das Ausnutzen der technologischen und wirtschaftlichen Vorteile von Warm- und Kaltumformung, allerdings erfordert die Gestaltung und Führung von HWU-Prozessen die Beherrschung der Probleme, die aus einer erhöhten Temperatur und komplexen Belastung der Umformwerkzeuge resultiert. [Neu03] Die zu erwartende Bildsamkeit für unlegierte Stähle in unterschiedlichen Temperaturbereichen ist in Abbildung 3.12 angeführt.

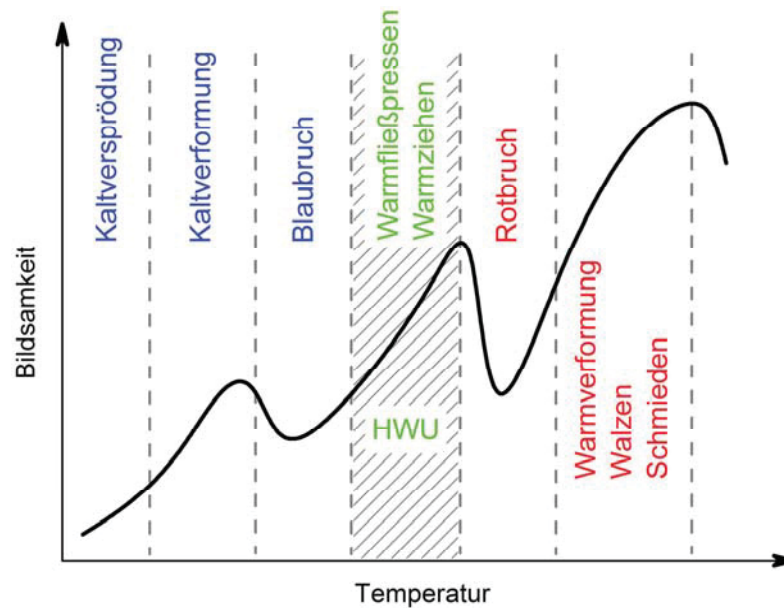


Abbildung 3.12: Änderung der Bildsamkeit unlegierter Stähle mit der Temperatur nach [Kro66]. Für diese wird die HWU durch den Blau- und Rotbruch begrenzt.

Halbwarmumformen von Stählen wird oberhalb einer eventuellen Blausprödigkeit und unterhalb der Rotsprödigkeit durchgeführt. Im Allgemeinen wird ein Temperaturbereich zwischen 600 und 800 °C angewandt. Ausgenommen davon sind nichtrostende austenitische Stähle, die bei etwa 300 °C umgeformt werden, da für diese keine Blausprödigkeit auftritt [Klo06, Pöh08]. Technisch und wirtschaftlich sinnvolle Werkstücktemperaturen liegen für den massiven Werkstoff C15E ab ca. 600 °C vor [Klo06].

Für das halbwarme Fließpressen höher legierter Stähle und Stähle höherer Festigkeit (höheren C-Gehalten) ist ein Temperaturbereich von 600 bis 800 °C relevant. Für das Halbwarmfließpressen von ferritischen Stählen wird im Allgemeinen eine Temperatur von 760 bis 800 °C gewählt. In einigen Fällen werden ferritische Stähle auch bei tieferen Temperaturen von 160 bis 350 °C gepresst und eine merkliche Verbesserung der Fließpresseignung ohne merkliche Veränderung des Grundwerkstoffes erreicht. Für austenitische Stähle, insbesondere nichtrostende Stähle, ist ein Temperaturbereich von ca. 200 bis 450 °C gebräuchlich. [Pöh08]. Wird für die Halbwarmumformung eine Temperatur gewählt, bei der keine ausgeprägten Rekristallisationsvorgänge auftreten, verbleibt im Bauteil eine Kaltverfestigung, die in Form einer deutlich gesteigerten Dehngrenze und Zugfestigkeit positiv auf die statische und dynamische Bauteilbelastbarkeit wirkt. Gegenüber der Warmumformung treten in der HWU noch dreifach höhere Fließspannungen und deutlich kleinere erreichbare Umformgrade auf. [Klo06]

Die in der HWU auftretenden hohen Spannungen bedingen ähnliche Werkzeugauslegungen wie in der Kaltumformung. Als Werkzeugwerkstoffe werden in der Regel Schnellarbeitsstähle und Hartmetalle eingesetzt. Die Werkzeuge werden über Öl-Wasser Gemische gekühlt. [Klo06] Für die HWU geeignete Schmierstoffe führen zu Reibwerten deutlich kleiner 0,1. Durch den Kontakt mit dem warmen Bauteil wird die Gesenkgravur erwärmt, und ein Temperaturgradient zur Außenwand des Gesenks tritt auf, der zu thermisch bedingten Spannungen im Gesenk führt. [Neu03] Der reale Spannungszustand im Werkzeug resultiert aus der Überlagerung thermischer und mechanischer Beanspruchung, wie anhand Abbildung 3.13 erläutert wird. Durch behinderte Wärmedehnungen liegen am Ende der Druckberührzeit (wegen der Erwärmung des Werkzeuges durch das Werkstück) neben den maximalen mechanischen Spannungen hohe thermische Druckspannungen vor. Diese können durchaus positiv wirken. In Kerbgründen von Hohlkehlen können die mechanisch hervorgerufenen Zugspannungen teilweise durch thermisch bedingte Druckspannungen kompensiert und somit die Rissgefahr verringert werden [Klo06].

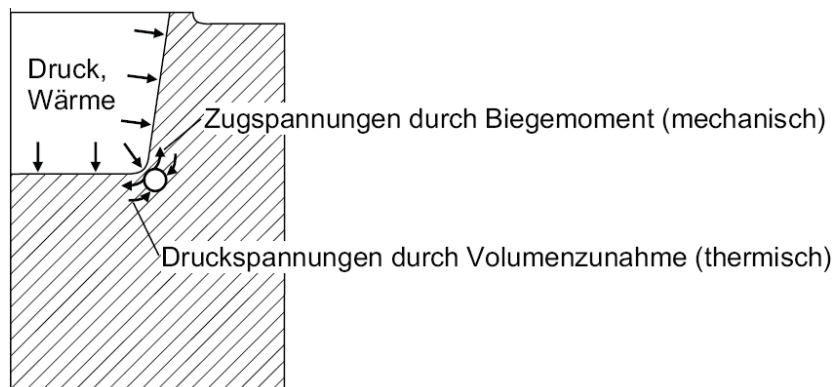


Abbildung 3.13: Mechanische und thermische Beanspruchung am Gravurgrund von Schmiedegesenken [Klo06].

Das Bauteilspektrum (in der Massivumformung) entspricht grundsätzlich dem des Kaltfließpressens und umfasst weitgehend rotations- oder achsensymmetrische Bauteile. Zudem können Nebenformelemente durch komplexere Materialflüsse wie beim Querfließpressen erreicht werden. [Klo06] Die HWU stellte bereits 2003 die wirtschaftlichste Fertigungsvariante für typische Bauteilfamilien mit rotationssymmetrischer Grundform dar [Neu03]. Eine Gegenüberstellung der HWU mit der Kalt- und Warmumformung ist in Tabelle 3-1 angeführt.

Tabelle 3-1: Vergleich von Warm- Halbwarm und Kaltumformung nach [Buc07].

	Warmumformung (Gesektschmieden)	Halbwarm- umformung	Kaltumformung
Formenspektrum	beliebig	möglichst rotations- symmetrisch	hauptsächlich rotationssymmetrisch
Formänderungs- vermögen	$\varphi > 1,6$	-	$\varphi < 1,6$
Eingesetzte Stahlqualität	beliebig	C beliebig, niedriglegiert < 10 %	C niedrig < 0,4 % niedriglegiert < 3 %
Fließspannung	20 bis 30 %	30 bis 50 %	100 %
Werkstückgewicht	> 1kg	100 g bis 50 kg	10 g bis 5 kg
Erreichbare Genauigkeit	IT 12 bis IT 16	IT 9 bis IT 12	IT 7 bis IT 11
Erreichbare Oberflächengüte R_t	> 100 μm	< 50 μm	10 μm
Spanende Nacharbeit	hoch	gering	sehr gering
Losgröße	ab 500 Stück	ab 10000 Stück	ab 3000 Stück

3.2.2 HWU-Anwendungen für Sinterformteile

Die Prozessroute des Kaltumformens von Sinterbauteilen ermöglicht eine Fertigung in engen Toleranzen und eine hohe Oberflächenqualität. Allerdings treten im Kaltumformprozess hohe Werkzeugbelastungen auf, und der Energiebedarf ist höher. Im Gegensatz dazu verspricht die Warmumformung reduzierte Werkzeugkräfte und eine höhere Verdichtung. Die Halbwarmumformung vereint die Vorteile von Kalt- und Warmumformung und führt zu einer hohen Maßhaltigkeit bei geringerem Energiebedarf. Daher erwarten Chakravarthy et al. [Cha07], dass die HWU als eine alternative und wirtschaftliche Route zum isothermen Strangpressen und Schmieden heranwächst.

Bei den meisten Sinterwerkstoffen, insbesondere bei denen höherer Festigkeit und höheren Legierungsgehaltes, setzt die Kaltverfestigung des Werkstoffs dem zum Verdichten notwendigen Druck einen zunehmenden Widerstand entgegen und verhindert so deren völlige Verdichtung [Zap81]. Jedoch können mit der Verfahrensfolge Grünlingpressen–Sintern–Halbwarmumformen aus vorgesinterten Rohteilen Werkstücke mit relativen Dichtewerten von $\rho_{rel} = 100 \%$ hergestellt werden [Sch93]. Zudem werden durch das Umformen im Temperaturbereich von 600 bis 900 °C die statischen und dynamischen Festigkeitswerte und besonders die Duktilitätswerte gegenüber nicht umgeformten

Ausgangsteilen verbessert. Die mit halbwarm umgeformten Sinterbauteilen erreichte Kerbschlagarbeit ist jener schmelzmetallurgischer Werkstoffe vergleichbar. [Sch93]

Die in der Warmumformung von Stählen üblichen Umformtemperaturen von bis zu 1250 °C führen zu einer Verzunderung des Werkstückes verbunden mit einer erheblichen Aufräumung der Oberfläche. Eine Verzunderung setzt bereits bei 600 °C ein, jedoch beeinflussen erst ab 800 °C Randentkohlung und Verzunderung die Oberflächenbeschaffenheit der Werkstücke. Die Maßgenauigkeit der umgeformten Sinterteile wird durch das Aufweiten des Werkzeuges und den Schrumpfungsvorgang des Bauteils beim Abkühlen bestimmt. Die beiden Fehler wirken entgegen, so dass der beim Fließpressen durch das elastische Aufweiten der Matrize erhöhte Schaftdurchmesser des Bauteils durch das Abkühlen in etwa wieder korrigiert wird. Es ist darauf zu achten, dass durch den Kontakt mit den kühleren Werkzeugwänden keine Restporositäten erzeugt werden, insbesondere an den später hoch belasteten Regionen.

Gemäß Schaub [Sch93] sind die wesentlichen Parameter des Prozesses Sintern–Umformen bei erhöhten Temperaturen – Schaub versteht darunter Temperaturen über der Rekristallisationstemperatur – der Umformgrad, die Umformtemperatur und der Sintervorgang. Davon hat der Umformgrad den geringsten Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften, da die Rekristallisationsvorgänge während und nach der Umformung entfestigend wirken. Entscheidend ist, dass eine Umformung stattfindet und dadurch die an den Pulverpartikeln anhaftenden Oxidhäute abgeschert werden und somit eine Verschweißung der Pulverpartikel herbeigeführt wird, wovon insbesondere die Dauerfestigkeit profitiert.

Im Gegensatz zu Sinterformteilen, die auf den Anwendungsfall abgestimmte Porositäten von 5 bis 30 % aufweisen, zeigen umgeformte Sinterformteile meist keine Porosität mehr. Dies wird durch die hohen Umformkräfte und besonders durch die reduzierte Fließspannung bei einer Halbwarm- oder Warmumformung ermöglicht. [Sch93] Das Reduzieren der Fließspannung durch erhöhte Temperatur, um höhere Dichten zu erreichen, findet auch beim Pulverpressen als Warmpressen Anwendung. Die Temperaturen betragen dabei ca. 150 °C. [Sch07f]

Untersuchungen zur HWU von Sinterbauteilen sind von Chakravarty et al. [Cha07] und F. Planitzer [Pla07] bekannt. Chakravarty et al. [Cha07] untersuchten im Temperaturbereich von 27 °C bis 600 °C die kritische Mindestdichte von gesinterten Vorformen, die diese benötigen, um eine bestimmte Umformung zu ertragen. Die Autoren stellten fest, dass die kritische Dichte mit ansteigenden Temperaturen von 27 °C bis 600 °C abnimmt, wobei für

Temperaturen größer 300 °C ein starker Abfall der kritischen Anfangsdichte auftritt. Während der untersuchte Sinterstahl bei Raumtemperatur eine Mindestdichte von 6,28 g/cm³ benötigt, waren für eine Umformung bei 100, 200, 300, 400 und 500 °C nur mehr Dichten von 6,21; 6,08; 5,95; 5,72; und 5,5 g/cm³ nötig. Für 600 °C konnte keine Mindestdichte bestimmt werden, da eine Umformung mit der kleinsten Anfangsdichte im Versuchsplan von 5,2 g/cm³ erfolgreich war. Darüber hinaus steigt die Rundheit der Poren mit zunehmender Temperatur. Den Ausführungen von Chakravarty et al. [Cha07] folgend, ermöglicht der Trend des geringeren Dichtebedarfs mit höheren Temperaturen Vorformen geringerer Anfangsdichte für die erfolgreiche Herstellung eines Produktes zu verwenden. Dadurch werden die erforderlichen Presskräfte verringert und der dafür benötigte Energiebedarf vermindert. Als weitere Vorteile des Abnehmens der kritischen Dichte mit ansteigenden Temperaturen erkennen die Autoren die Möglichkeit, Bauteile in einem Pressenhub zu verdichten, ein größeres realisierbares Höhen-zu-Durchmesser Verhältnis, Pressen geringerer Kapazität einzusetzen, die Werkzeuge zu entlasten und ein Ansteigen des Dichtegradienten im Bauteil.

In einer Studie zum Randzonenverdichten von Sinterzahnradern werden 2007 von F. Planitzer [Pla07] für einen in der industriellen Praxis für die Erzeugung von Zahnradern genutzten Sinterstahl Warmfließkurven aufgenommen. Der Sinterstahl trägt die interne Bezeichnung „W7“ laut Miba. Dabei handelt es sich um ein vorlegiertes Pulver (Astalloy 85 Mo) mit einem Molybdängehalt von 0,85 % dem 0,3 % Kohlenstoff beigemischt werden. Nach dem Sintern weisen die Bauteile einen typischen Kohlenstoffgehalt von 0,23 bis 0,25 % auf. Die Fließkurven dieses Werkstoffes sind in Abbildung 3.14 dargestellt. Im Gegensatz zu den Untersuchungen von Chakravarty et al. zeigen diese ein Ansteigen der Fließspannung für die Temperaturen von 250 und 350 °C. Für Proben mit 150 °C stellte F. Planitzer eine Rissbildung zu Beginn der Stauchversuche fest, was die Ergebnisse dahingehend verfälscht, dass eine verminderte Presskraft gemessen wird und somit die errechnete Fließspannung zu klein ausfällt. Für den Temperaturbereich von 350 bis 550 °C ist eine geringere Verfestigung mit zunehmender Temperatur deutlich erkennbar.

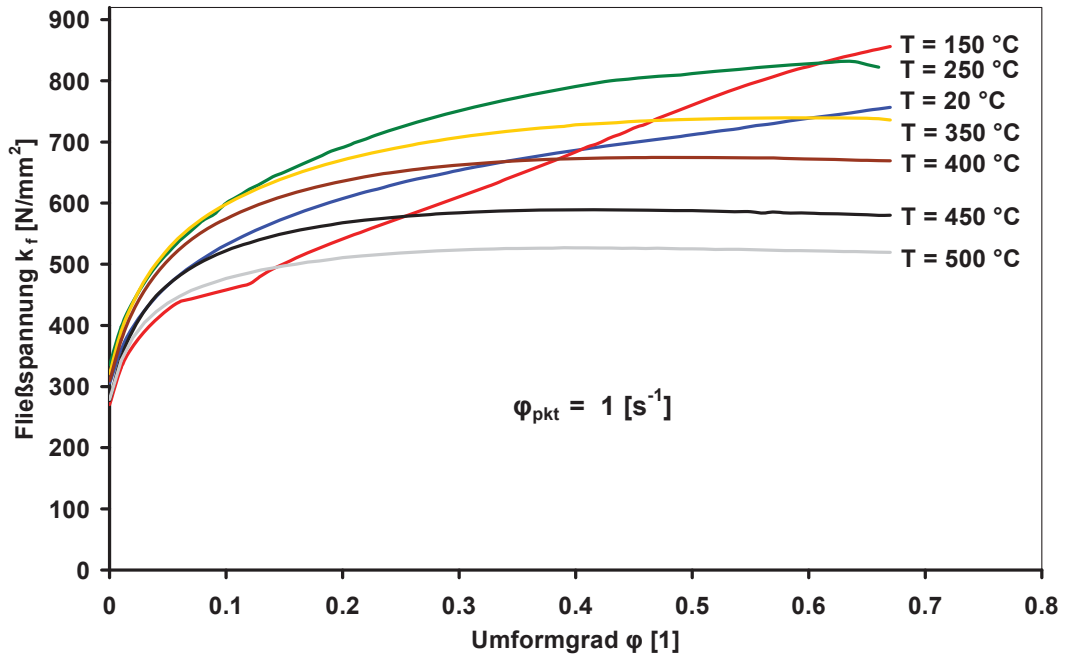


Abbildung 3.14: Warmfließkurven des Sinterstahls W7 (Miba interne Bezeichnung) nach [Pla07]. Die Blausprödigkeit des Werkstoffes führt bis 350 °C zu höheren Fließspannungen gegenüber der Raumtemperatur.

Eine Erklärung für die auf den ersten Blick abweichenden Ergebnisse hinsichtlich geänderten Kraftbedarfs durch variierte Temperatur in den Arbeiten von Chakravarty und F. Planitzer liefert möglicherweise Nguyen [Ngu89]. Dieser stellte für Reineisenpulver einen Anstieg der Härte im Temperaturbereich von 150 bis 350 °C fest. Erwartungsgemäß sollte das Pulverpressen in diesem Temperaturbereich zu Grünlingen geringerer Dichte als bei Raumtemperatur oder Temperaturen größer 350 °C führen. Stattdessen nahm die Grünlingsdichte von Raumtemperatur bis 530 °C kontinuierlich zu. Nguyen erkennt die Ursache hierfür in den unterschiedlichen Verformungsprozessen, die einerseits beim Pulverpressen und andererseits bei der Härteprüfung durch Eindringen der Prüfpyramide hervorgerufen werden. So findet beim Pulverpressen die Verformung anfangs nur an den Kontaktstellen der Teilchen statt und pflanzt sich dann über die Teilchenoberflächen fort und es verbleiben unverformte Regionen im Teilchen. Somit werden die Teilchen beim Pressen nur teilweise verformt. Demgegenüber tritt in der Härtemessung durch die eindringende Prüfpyramide eine fortschreitende Verformung in Richtung Teilcheninneres statt, wodurch das ganze Teilchen deformiert wird. Da die Verfestigung der Teilchen durch Alterung (Anm. Blausprödigkeit) nur an verformten Teilbereichen auftritt, wirkt sie in der Härtemessung stärker als im Pressvorgang, in dem die Teilchen nur stellenweise verformt und somit verfestigt werden. Diese Überlegung Nuygens wird durch Fischmeister et al. [Fis81, Fis83] bekräftigt. Diese unterscheiden mehrere Phasen der Verdichtung eines Pulvers. Nach oder mit der Teilchenumlagerung durch Gleitbewegung setzt die Verformung eines Partikels an

den Kontaktstellen zu benachbarten Partikeln ein. Dadurch tritt eine lokale Umformung und Verfestigung auf, die in einer inhomogenen Verteilung der Fließspannung über das Partikel resultiert. Dieser Vorgang hält in Abhängigkeit der Pulvergestalt bis zu einer relativen Dichte von 90 bis 92 % an. Danach setzt aufgrund der zahlreichen und deutlich ausgebildeten Kontaktflächen eine globale Umformung des gesamten Partikels in Richtung der angrenzenden Hohlräume (Porositäten) ein.

Zusammengefasst ist also das Maß der auftretenden Verformung und deren Ausbildung über die Teilchen, lokal oder global, von entscheidender Bedeutung. In diesem Zusammenhang ebenfalls interessant ist eine in [Ngu89] zu findende Gegenüberstellung der Fließkurven von Reineisen in Abhängigkeit der Temperatur. In dieser ist für den Temperaturbereich von 20 bis 500 °C ein kontinuierliches Abfallen des Fließbeginns zu erkennen, allerdings weisen die Fließkurven für 200, und 300 °C, also jene im Temperaturbereich der Alterung, eine hohe Verfestigung auf. Eine Entsprechung ist in Abbildung 3.14 für den von F. Planitzer [Pla07] untersuchten Werkstoff für die Fließkurven bei 150 und 250 °C zu finden. Dadurch wird einerseits Nguyens Überlegung, dass die höhere Verformung der Teilchen zu höheren Härtewerten führt, als sie aufgrund der erzielten Dichten auftreten dürften, bekräftigt. Andererseits kann die temperaturabhängige Änderung der Verfestigung dazu führen, dass die wirtschaftlichste Temperatur in zukünftigen Umformprozessen von den auftretenden Umformgraden beeinflusst wird. Anders gesagt kann erwartet werden, dass für Bauteile, die eine geringe Umformung erfahren, beispielsweise in einem Kalibrierschritt, eine höhere Temperatur zu einer Kraftersparnis führt, als für Bauteile, die hohe Verformungen erfahren und daher bei Raumtemperatur wesentlich stärker verfestigt würden. Dieser Schluss wird durch Betrachtung der von F. Planitzer ermittelten Kurven (Abbildung 3.14) bekräftigt, die beispielsweise für einen Umformgrad $\varphi \leq 0,2$ einen geringeren Kraftbedarf aufgrund niedrigerer Fließspannung für das Pressen bei Raumtemperatur als für das bei 400 °C erwarten lassen, während für größere Umformgrade die Fließspannung bei 400 °C niedriger liegt, und somit diese Temperatur zu einem geringeren Kraftbedarf führen sollte.

Für eine Umformung im Halbwarmtemperaturbereich schlägt F. Planitzer [Pla07] zwei grundlegende Konzepte vor, denen gemeinsam ist, dass die Temperatur der Werkzeuge über jener des Bauteils liegt. Das erste Konzept sieht eine Umformung eines durcherwärmten Bauteils vor. Durch die gänzliche Erwärmung wird die Fließspannung über das gesamte Bauteil erniedrigt und der Kraftbedarf für das Umformen und Verdichten verringert, wodurch höhere Enddichten bei gleicher oder geringerer mechanischer Werkzeugbelastung erreicht werden.

Das zweite Konzept sieht die Umformung eines an den Randzonen erwärmten Bauteils vor. Dadurch soll ein vom Sinterschmieden bekannter nachteiliger Effekt, der aus der Temperaturdifferenz von Bauteil und kühleren Werkzeugen resultiert (vgl. Kapitel 3.3.1), umgekehrt nutzbar gemacht werden. Dem liegt folgender Gedankengang zu Grunde. Im Sinterschmieden kühlt die Bauteiloberfläche durch den Kontakt mit den kühleren Werkzeugen ab, womit ein Anstieg an Fließspannung gegenüber den tieferen Schichten einhergeht (vgl. Kapitel 3.3.1). Dadurch werden die tieferen Regionen bevorzugt verdichtet und es verbleibt eine höhere Porosität an der Oberfläche. F. Planitzer sieht nun vor diesen nachteiligen Effekt umzukehren, indem die Bauteiloberfläche erwärmt und somit die Fließspannung lokal erniedrigt wird. Dazu soll im Bauteil ein Temperaturgradient mit höchster Temperatur am Bauteilrand und abnehmender Temperatur mit größer werdendem Oberflächenabstand eingestellt werden. Wegen der kleineren Fließspannung erfahren im Umformprozess die oberflächennahen Regionen stärkere Verdichtung als die tieferliegenden kühleren Schichten. Aufgrund der höheren Fließspannung der kalten Regionen wirken diese stützend und fördern somit die Verdichtung der oberflächennahen Schicht, was höhere Dichtegradienten erwarten lässt. Eine Möglichkeit, Temperaturgradienten an der Bauteiloberfläche zu generieren, ist der Kontakt eines kalten Bauteils mit einem beheizten Werkzeug.

Eine grundsätzliche Ausführung der beiden Konzepte zur Umformung von Sinterbauteilen ist in Abbildung 3.15 anhand des Fließpressprozesses für ein Zahnrad dargestellt. Zur besseren Darstellung wird nur ein halber Zahn des drehsymmetrischen Bauteils dargestellt. In Abbildung 3.15a wird ein durcherwärmtes Bauteil an einem beheizten Werkzeug umgeformt, was dem ersten Konzept F. Planitzers entspricht. In Abbildung 3.15b ist nur das Werkzeug beheizt und das kalte Bauteil erfährt, entsprechend dem zweiten Konzept F. Planitzers, erst während der Umformung durch den Kontakt mit dem Werkzeug eine Erwärmung an der Bauteiloberfläche mit einhergehendem Temperaturgradienten.

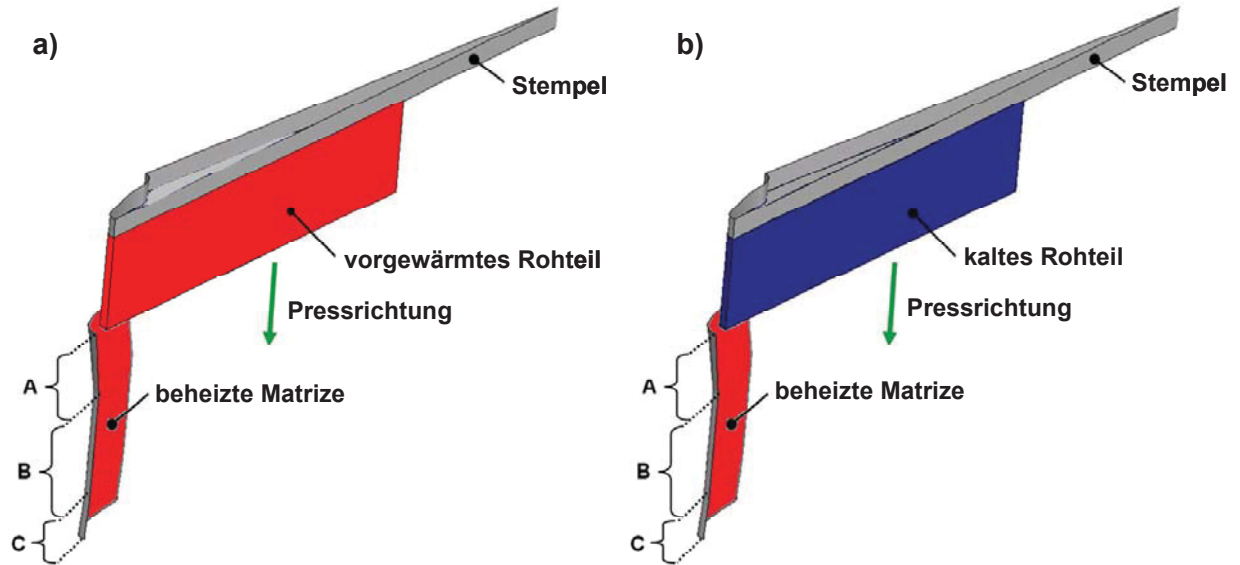


Abbildung 3.15: Konzepte zur HWU durcherwärmter Bauteile (a) und durch Werkzeugkontakt am Rand erwärmter Bauteile (b) nach [Pla07].

3.3 Warmumformung von Sinterformteilen

Von besonderer Bedeutung für die mechanischen Eigenschaften umgeformter Sinterformteile ist deren Restporosität. Hiervon sind insbesondere die Dauerfestigkeit und Kerbschlagarbeit betroffen, weshalb dynamisch beanspruchte Bauteile eine vollständige Verdichtung erfahren müssen [Sch93, Sch07f]. Um den Porenraum zu reduzieren oder vollständig zu eliminieren, bieten sich Verfahren an, bei denen der Sinterprozess ganz oder nur noch als Fertigsintern unter einer Druckbelastung ausgeführt wird oder aber mit einer intensiven Warmumformung kombiniert wird [Sch07f].

Eine nahezu vollständige Beseitigung der Poren ist nur durch eine Verdichtung oberhalb der Rekristallisationstemperatur erreichbar. Eine Möglichkeit hierzu ist das Sinterschmieden (Kapitel 3.3.1), das bereits Eingang in die industrielle Fertigung gefunden hat [Zap81]. Ein vom Verfahrensablauf ähnliches Konzept stellt das Heißnachverdichten (Kapitel 3.3.2), ein dynamisches Nachpressverfahren, dar. Im Gegensatz zum Sinterschmieden wird beim Heißnachverdichten mit höheren Werkzeugtemperaturen gearbeitet und dadurch Randporositäten vermieden [Sch87].

Durch die Verfahrenskombination Sintern–Umformen bei erhöhten Temperaturen konnten mit pulvermetallurgischen Erzeugnissen Anwendungsgebiete erschlossen werden, die vormals ausschließliche Domänen der (massiven) Schmiedeprodukte waren. Das durch Warmumformen erzeugte Eigenschaftsprofil, insbesondere jenes der Dauerfestigkeitswerte,

ist aufgrund des sehr feinkörnigen, isotropen Gefüges der Teile jenem der konventionellen Schmiedestücke teils überlegen. [Sch93]

3.3.1 Sinterschmieden

Das Sinterschmieden ist ein Verfahren, das aus der Kombination von Sinter- und Präzisionsschmiedetechnik entstanden ist um die Vorteile der Sintertechnik hinsichtlich Gestaltungsmöglichkeiten des Bauteils, guter Materialausnutzung und erreichbaren, engen Toleranzen mit der hohen Festigkeit geschmiedeter Bauteile zu vereinen [Kön92, Röß91, Vos87]. Durch Sinterschmieden werden gepresste und gesinterte Rohteile zu vollverdichteten Bauteilen für hoch belastete Anwendungen [Abd95]. Es ist zudem möglich, Verzahnungen als Schichtverbunde zu fertigen. Dadurch können Bauteile aus einem günstigen Grundwerkstoff gefertigt werden, indem für die hoch belasteten Regionen der Verzahnung ein zweiter, verschleißfester Werkstoff verwendet wird. Durch die Verteilung der Schichtdicke des äußeren, hochfesten Werkstoffes kann dieser beanspruchungsgerecht an der Zahnflanke (Hertzsche Pressung) und dem Zahnfuß (Biegezugfestigkeit) verteilt werden. [Gei10, Kön92, Röß91]

Das Sinterschmieden besteht aus drei grundlegenden Verfahrensschritten, dem Pulverpressen, dem Sintern und dem Schmieden [Vos87]. Zuerst wird eine definierte Menge an Pulver zum Grünkörper verpresst. Dieser wird anschließend gesintert. Die Restporosität der gesinterten Vorform beträgt zwischen 10 und 30 %. [Abd95, Kob78, Sal90, Sch07f] Dem Sintern folgt der eigentliche Schmiedeschritt, in dem das Bauteil bis zur Vollverdichte oder nahe dieser verdichtet wird [Abd95, Exn92, Kuh90, Sal90, Vos87]. Das Pressen bzw. Schmieden wird immer in einem Pressenhub bzw. Hammerschlag ausgeführt [Sal90]. Die Schmiedetemperaturen können zwischen 800 und 1200 °C betragen [Sch93]. Werden die Temperaturangaben verschiedener Autoren [Exn92, Sal90, Sch87, Vos87] zusammengefasst, wird das Sinterschmieden üblicherweise mit Rohlingstemperaturen zwischen 980 und 1150 °C ausgeführt. Durch Schmieden aus der Sinterhitze kann der Herstellprozess um den Prozessschritt des Wiedererwärmens vor dem Schmieden verkürzt, und eine beträchtliche Menge an Energie gespart werden [Dal05, Exn92, Vos87]. Durch eine genaue Kontrolle des Gewichtes der Pulvurvorm können geschlossene Gesenke verwendet werden und Materialabfall in Form eines Grates wird verhindert [Dal05]. Dazu wird das Gewicht der Vorformen auf $\pm 0,5$ bis $0,25$ % eingestellt [Exn92, Kuh90, Sch93, Sch07f]. Hauptanforderung an das Sinterschmieden ist das Erreichen der Vollverdichte in der Randschicht eines Bauteils. Die erreichbaren Abmessungen und Dichten von durch

Sinterschmiedenen erzeugten Komponenten sind nur durch die verwendeten Anlagen, im Besonderen durch deren maximale Presskraft, beschränkt. [Sal90]

Anhand der Vorformgestalt und des auftretenden Materialflusses werden zwei Verfahrensvarianten des Sinterschmiedens, das „Hot Repressing“, ein Warmverdichten ohne bedeutsamen Materialfluss, das einem einachsigen Komprimieren entspricht, und das „Upsetting“ auch „Flow Forging“ oder „Powder Forging“, eine Warmumformung mit signifikantem Materialfluss, unterschieden [Exn92, Kuh90, Vos87, Zap81].

Beim Upsetting wird eine Vorform simpler Gestalt in die kompliziertere Gestalt des Fertigteils geformt [Exn92, Kuh 90, Vos87, Zap81]. Der Vorgang des Upsettings wird in Abbildung 3.16 an der Herstellung eines Differentialkegelrades gemäß einem Patent von Kuhn [Kuh74] beispielhaft dargestellt. Zwar erfolgt die Formgebung mit nur einem Pressenhub, dennoch erfolgt eine mehrstufige Umformung des Sinterrohlings (10) durch zwei Stempel (38, 40), um erhebliche Werkstoffverschiebungen zwischen Nabenteil und Hauptkörper zu vermeiden. Dazu erfolgt zuerst ein Absenken des inneren Stempels (38) (Abbildung 3.16a), wodurch der Nabenteil am Innendorn (32) ausgeformt wird. Nachdem die Gestaltung und Verdichtung des Nabenteils stattgefunden hat, wird der äußere Stempel (40) gemeinsam mit dem inneren gesenkt und der Hauptkörper des Bauteils in die endgültige Gestalt geformt (Abbildung 3.16b).

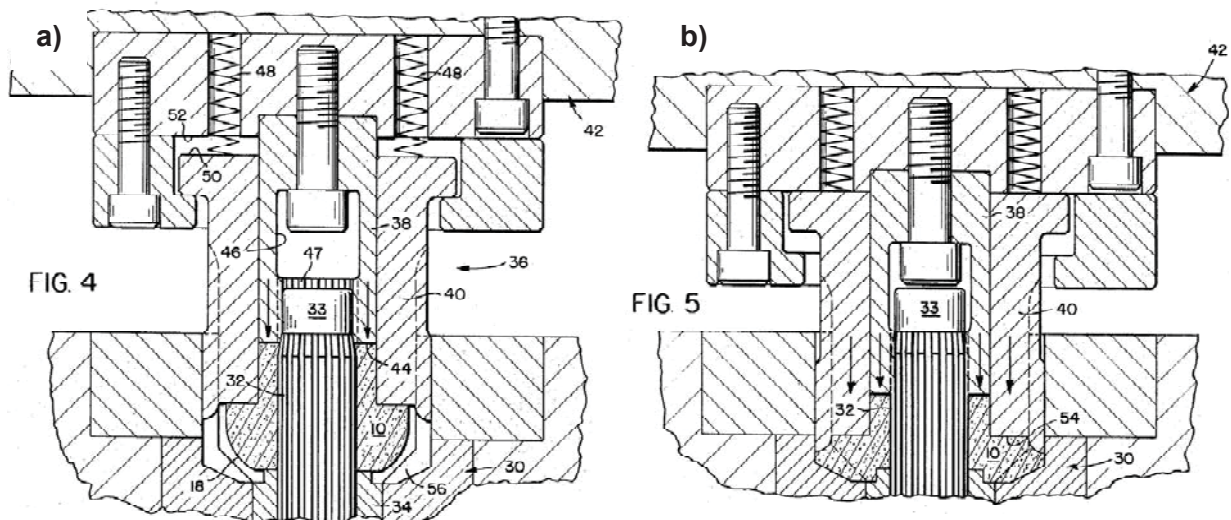


Abbildung 3.16: Sinterschmiedenen eines Differentialkegelrades [Kuh74]. In einem Pressenhub werden zuerst der Nabenteil (a) und anschließend der Hauptkörper (b) ausgeformt.

Ein weiteres Beispiel für einen Sinterschmiedeoperationen mit klar ausgeprägten seitlichen Materialflüssen ist das Sinterschmiedenen eines Hohlzylinders in die Gestalt eines Zahnrades [Röb91, Vos87]. Die, während des Pressens auftretenden, Scherspannungen fördern die

Verdichtung und es werden praktisch porenfreie Bauteile hergestellt [Exn92, Kuh 90, Vos87]. Im Umformvorgang kann durch eine passende Werkzeugauslegung eine zeilige Ausbildung der Einschlüsse erreicht und so die geforderte Bauteilfestigkeit erreicht werden [Zap81]. Beispielsweise bietet das Upsetting von Zahnrädern den Vorteil eines biegebeanspruchungsgerechten Faserverlaufs am Zahnfuß. Während des Schmiedehubs kann das Auskühlen der Randzonen des Bauteils nachteilig wirken, da die Fließspannung ansteigt und ein restloses Ausfüllen der Gravur verhindert wird. [Vos87] Die Ausformung des Bauteils kann durch hohe Pressdrücke und Schmieden auf Volldichte gewährleistet werden. Upsetting wird für Bauteile hoher Duktilität und solche, die oxidationsempfindliche Elemente wie Chrom oder Mangan enthalten, eingesetzt. In diesem Fall ist eine hohe Umformung erwünscht, um Oxidfilme aufzureißen. [Exn92] Gegenüber dem Hot Repressing sind die geringeren erreichbaren Maßtoleranzen sowie die schlechtere Maßhaltigkeit der Bauteile nachteilig [Exn92, Vos87]. Im Upsetting, das Nachverdichten und Umformen verbindet, unterteilt Schaub [Sch93] noch einmal das Präzisionsschmieden von Pulvervorformen ohne Grat und das Gesenkschmieden mit Grat. Somit können gemäß Schaub drei Varianten des Sinterschmiedens unterschieden werden. Allerdings ist die Variante des Gesenkschmiedens mit Grat von untergeordneter Rolle, da sie im Gegensatz zur klassischen Pulvermetallurgie den Vorteil der hohen Stoffausnutzung nicht aufweist.

Das Hot Repressing nutzt einen Sinterkörper, der der geometrischen Form des Endteils nahe ist und dessen Dichte durch Reduktion der Höhe gesteigert wird [Exn92, Kuh90 Zap81], wobei ein homogenes Gefüge erhalten bleibt [Vos87]. Das Verfahren ist vom Kalibrieren durch die höhere Arbeitstemperatur beim Pressen [Exn92, Vos87], die oberhalb der Rekristallisationstemperatur liegt [Zap81], zu unterscheiden. Beispiele für Hot Repressing-Operationen sind in der Patentmeldung von Chiesa [Chi07] zu finden. Eines davon ist das Sinterschmieden einer der endkonturnahen, innen und außenverzahnten Vorform (70a in Abbildung 3.17) zum Zahnrad durch Reduktion der Höhe (70a in Abbildung 3.17b) unter Anwendung eines drehbaren Innendorns (50) und einer drehbaren Oberstempel einheit (20a, 30). Das fertige Bauteil ist in Abbildung 3.17c dargestellt. Chiesa weist darauf hin, dass die von ihm eingesetzte Apparatur sowohl für das Sinterschmieden als auch Kalibrieren eingesetzt werden kann und erhebt für beide Verfahren Ansprüche, was die zuvor erwähnte Ähnlichkeit in der Prozessführung unterstreicht.

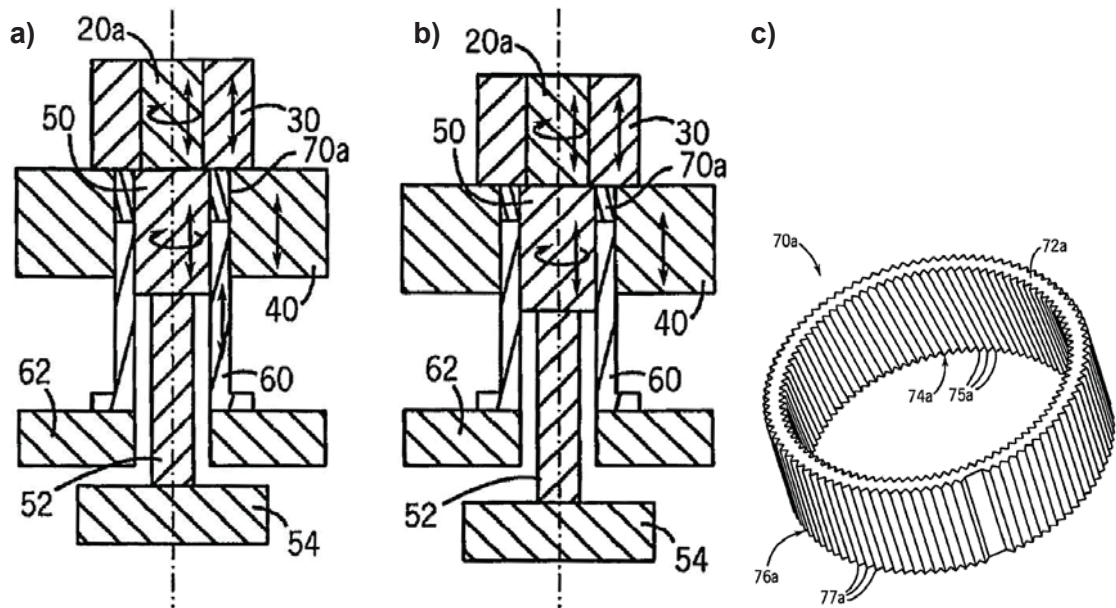


Abbildung 3.17: Ablauf des Repressings: Zu Beginn des Schmiedens liegt eine dem Fertigteil ähnlich Vorform (70a) vor (a) die durch Reduktion der Höhe verdichtet (b) und zur Gänze zum Fertigteil (c) ausgeformt wird. Die Apparatur kann auch zum Kalibrieren genutzt werden.

Durch die überwiegende Höhenreduktion treten nur geringe Relativbewegungen zwischen Werkzeug und Bauteil auf, weshalb die Werkzeuge weniger verschleifen und eine höhere Standzeit gegenüber dem Upsetting aufweisen [Dal05, Exn92, Kuh90, Vos87]. Da die Vorformgestalt dem Endteil sehr nahe ist, treten nur geringe Scherspannungen auf, was das Erreichen der Volldichte verhindern kann. Gegenüber dem Upsetting werden höhere Oberflächengüten und engere Toleranzen erzielt [Vos87], da Gewichtsschwankungen der Vorform durch die verbleibende Porosität ausgeglichen werden können [Exn92].

Das Schmieden eines pulvermetallurgischen Bauteils ist in zwei Phasen untergliedert. Die erste ist das Stauchen oder die freie Kompression mit Materialquerfluss bis zum (vollflächigen) Kontakt der Vorform zu den Werkzeugwänden. Danach tritt anstelle des Querflusses eine Umordnung des Materials durch Nachpressen auf. [Abd95, Kuh74] Über die Vorformgestaltung kann der Materialfluss während des Schmiedens kontrolliert und die Bauteileigenschaften verbessert werden [Dal05]. Das Deformationsverhalten einer pulvermetallurgischen Vorform ist eine Funktion von Dichte und hydrostatischer Spannung und verschieden zu dem einer massiven Vorform [Abd95]. Für das Stauchen beschreiben Kuhn et al. [Kuh71a, Kuh71b, Kuh90] das Verhältnis vom Materialfluss quer zur Pressrichtung zu jenem in Pressrichtung mit einer dichteabhängigen Poissonzahl. Dieser Begriff wird auch von Schatt et al. [Sch07f] verwendet. Die Autoren weisen darauf hin, dass erst nach Unterschreiten einer Porosität von 10 % ein steigender Materialfluss im Schmiedeprozess auftritt. Aufgrund der Porosität ist die Duktilität der gesinterten Vorform

geringer als die von Massivbauteilen [Kob89]. Allerdings ist die erhöhte Rissanfälligkeit von PM-Bauteilen während des Schmiedens über die Prozessparameter der Vorformgeometrie und -dichte, der Gesenkgeometrie sowie der Schmierung beherrschbar. [Abd95]

Im Sinterschmiedeprozess kann eine Porosität in der Randschicht des Bauteils auftreten. Diese ist das Ergebnis von Temperaturgradienten und der Reibung zwischen Werkzeug und Vorform, ungenügendem Materialquerfluss und Oxidation an der Oberfläche [Sal90]. Insbesondere muss im Schmiedeprozess darauf geachtet werden, dass durch den Kontakt mit den kühleren Werkzeugwänden keine Restporositäten am Bauteilrand erzeugt werden [Sch93, Vos87]. Die thermisch bedingte Restporosität am Bauteilrand entsteht, indem der Bauteilrand durch die Werkzeuge so sehr abgekühlt wird, dass die Fließspannung lokal auf ein Maß ansteigt, sodass die wirkenden Presskräfte nicht mehr für eine vollständige Verdichtung ausreichen [Kuh90, Vos87] (siehe hierzu auch Kapitel 3.2.2). Dieses Phänomen wird auch als Schmiedeeffekt bezeichnet. Die Effizienz des Sinterschmiedens kann an der verbleibenden Restporosität gemessen werden. Bei der Prozessauslegung ist es wichtig, sicherzustellen, dass das für die spanende Bearbeitung vorgesehene Aufmaß größer ist als die Tiefe der porenbehafteten Randschicht. [Sal90]

Obwohl eine direkte Schmierung der Teile deren Oxidation verhindert, raten Schaub et al. [Sch93] davon ab, da in die Poren eindringendes Schmiermittel zur Verschlechterung der mechanischen Eigenschaften führt. Um die Oberflächenoxidation der Teile nach dem Schmieden zu minimieren, empfehlen sie, diese vorzugsweise unter einer Stickstoffatmosphäre abzukühlen. Da das Sintern und, wenn notwendig, das Erwärmen auf Schmiedetemperatur in Schutzatmosphäre stattfinden, kommt es zu keiner Oxidation in den Poren und an der Oberfläche. Das notwendige Aufmaß für eine dem Schmieden folgende Nachbearbeitung kann daher 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 PM-Bauteilen eine beträchtliche Materialeinsparung [Sal90].

Im Gegensatz zu Schaub [Sch93] führen Schatt et al. [Sch07f] das direkte Schmieren des Bauteils als eine vorteilhafte Möglichkeit an, wenn das Bauteil induktiv erwärmt wird. Durch die kurzen Erwärmungszeiten reicht mitunter schon ein dünner Überzug aus Grafit aus, um die Teile vor Oxidation zu schützen und so auf eine Schutzgasatmosphäre zu verzichten. Sowohl Schaub et al. [Sch93] als auch Schatt et al. [Sch07f] weisen auf die Möglichkeit der Wärmebehandlung durch gezieltes Abschrecken der geschmiedeten Teile hin.

Die Toleranzen des Schmiedewerkzeuges müssen aus zwei Gründen wesentlich enger sein als jene des Schmiedestückes. Zum einen haben Schmiedeparameter wie die Gesenktemperatur Einfluss auf die Genauigkeit, zum anderen muss der Verschleiß des Gesenks berücksichtigt werden. Die Genauigkeit des Werkzeuges sollte daher in der Toleranzklasse IT 4 liegen, die Werkzeugoberflächenrauheit im Bereich von 1 bis 10 µm. Die Schmierung der Werkzeuge erfolgt durch ein Sprühverfahren mit Wassergraphit-Dispersion. [Sch93]

Aus Gründen der Wirtschaftlichkeit werden durch Sinterschmieden nahezu einbaufertige Teile hergestellt [Sch93, Sch07f]. Die erzielbaren Maßtoleranzen liegen im Bereich der ISO-Qualitäten IT 8 bis IT 10, die Rauhtiefenwerte im Bereich 5 bis 30 µm. Die Toleranzen und Oberflächengüten sintergeschmiedeter Bauteile sind jenen konventioneller Schmiedestücke überlegen und mit präzisionsgeschmiedeten Teilen vergleichbar. [Sch93] Jedoch liegt die Maßgenauigkeit von sintergeschmiedeten Teilen unter jener durch Hochdruck- oder Doppelpressen hergestellter Teile. Der Grund hierfür liegt in den unterschiedlichen Temperaturen von Formkörper und Schmiedewerkzeug, die in Temperaturgradienten im Formkörper während des Schmiedens resultieren. Dies führt zu unterschiedlicher thermischer Schrumpfung während des Abkühlens und zum Verzug des Bauteils, weshalb dieses nachbearbeitet werden muss. Dieser Effekt ist besonders für kompliziert gestaltete Körper ausgeprägt. [Ngu89] Das Sinterschmieden ermöglicht das Fertigen von Schrägverzahnungen, wenn darauf geachtet wird, dass der Unterstempel drehbar gelagert ist, um ein Abscheren der Zähne beim Auswerfen der Verzahnung zu vermeiden [Kön92].

Durch Sinterschmieden können Produkte mit annähernder Volldichte und hervorragenden Eigenschaften produziert werden [Nak72]. Allerdings treten in der Fertigung ähnliche Probleme wie in Schmiedeprozessen von Massivbauteilen auf [Kob78]. Solche sind der Werkzeugverschleiß, die Schmierung, die Maßgenauigkeit, die Oberflächenqualität, die Fertigungszeiten etc. [Nak72]. Zusätzlich muss beim Schmieden von Sinterbauteilen eine Versprödung des Bauteils durch Oxidieren der Poren vermieden werden [Kob78]. Nakagawa et al. [Nak72] erklärten bereits 1972, dass die zuvor angeführten Nachteile des Sinterschmiedens durch eine Kaltumformung vermieden werden könnten. Aus technischer und wirtschaftlicher Sicht ist das Sinterschmieden gerechtfertigt, wenn die gewünschten Bauteileigenschaften durch konventionelles Sintern oder Mehrfachpressen–Mehrfachsintern nicht erreicht werden können [Sal90].

Da mittels Sinterschmieden nahezu Volldichte und damit verbunden ansprechende Dauerfestigkeitseigenschaften erreicht werden, konnte es, trotz hoher Zusatzkosten, in der

Massenproduktion von Pleueln in der Automobilindustrie etabliert werden [Sko02]. Seit den frühen 1980ern stellt das Schmieden einer gesinterter Vorform ein anerkanntes Verfahren dar und hat sich zur wichtigsten Herstellungstechnik von gesinterter Pleueln entwickelt [Dal05].

3.3.2 Heißnachverdichten

Die Entwicklung des Heißnachverdichtens von Sinterbauteilen als vorteilhafte Alternative zum Sinterschmieden ist Gegenstand der Dissertation von Schlichtherle [Sch87], die 1987 an der Technischen Universität Graz in Zusammenarbeit mit der Plansee Metallwerk GmbH, Reutte durchgeführt wurde. Die signifikanten Unterschiede des Heißnachverdichtens gegenüber Technologien, wie beispielsweise dem Sinterschmieden liegen in der hohen Werkzeugtemperatur und den Werkzeugwerkstoffen [Sch87]. Eine Gegenüberstellung des Ablaufes von Heißnachverdichten und Sinterschmieden ist in Abbildung 3.18 angeführt. (Anm.: Der von Schlichtherle verwendete Begriff des „Hochtemperaturglühens“ bezeichnet ein Hochtemperaturesintern)

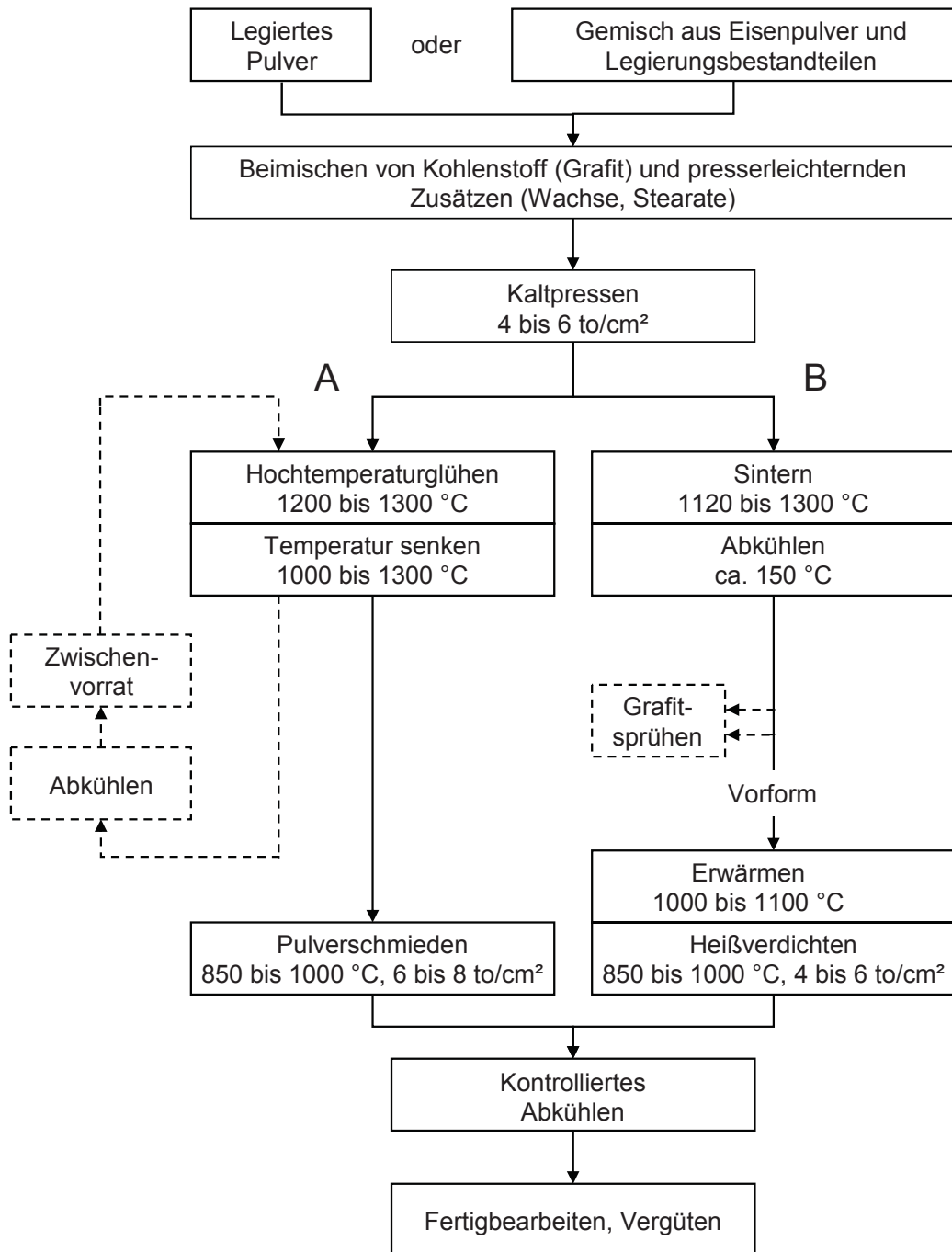


Abbildung 3.18: Verfahrensablauf des Sinterschmiedens (A) und Heißnachverdichtens (B) nach Schlichtherle [Sch87].

Dem Heißnachverdichtungsprozess liegt die Idee zu Grunde, den Rohling sehr ähnlich der Fertiggestalt auszubilden und den Temperaturunterschied zwischen Werkstück und Werkzeug auf ein Minimum herabzusetzen, um so die Formdrücke so niedrig wie möglich zu halten und komplizierte Bauteile ohne Werkzeugbruch bei geringem Verschleiß und hoher Seriengenauigkeit herstellen zu können. Dazu wird im Prozess des Heißnachverdichtens aus einem Metallpulver ein Rohling, der der Fertiggestalt ähnlich ist, mit einer relativen Dichte von 70 bis 80 % gepresst und gesintert. Nach neuerlichem Erhitzen des Rohlings auf 1000

bis 1100 °C wird dieser in ein Werkzeug, das bei einer Temperatur von 530 bis 760 °C gehalten wird, überführt. Im Heißverdichtungswerkzeug wird die Vorform mit einem spezifischen Pressdruck von etwa 2950 bis 6050 bar über eine Kontaktzeit von 0,05 s verdichtet. Aufgrund der hohen Werkzeugtemperatur und der damit verbundenen geringen Abschreckung der Werkstückoberfläche während des Pressvorganges gegenüber dem Sinterschmieden werden 40 bis 50 % geringere Presskräfte benötigt. Infolge der geringeren Radialkräfte nimmt der Werkzeugverschleiß ab, weshalb engere Toleranzen besser gehalten werden können. Zudem ermöglicht die geringe Werkzeugbeanspruchung das Fertigen höher komplexer Formen. [Sch87]

Beim Heißnachverdichten sieht der gesinterte Rohling der Fertiggestalt sehr ähnlich und ein Materialfluss ist, bis auf einen maximalen Querfluss von 10 %, nur in axialer Pressrichtung gegeben. Allerdings bilden die Legierungselemente Chrom und Mangan beim Heißpressvorgang Oxide, die infolge des geringen Querflusses ein Verschweißen der Körperkörner verhindern und so die Festigkeit reduzieren. Daher überzieht Schlichtherle den Rohling mit einem Grafitfilm, um ihn während des Wiedererwärmens vor Oxidation zu schützen und zusätzliches Schmiermittel für die Umformung bereitzustellen. [Sch87]

Zwar erzielt Schlichtherle [Sch87] durch Heißnachpressen relative Dichten größer 99 %, jedoch wird das Ziel, Teile ohne jegliche Nacharbeit zu fertigen, aufgrund zu geringer Maßhaltigkeit nicht erreicht. Wegen der deshalb notwendigen Nachbearbeitungsschritte unterliegt das Heißnachverdichten in der Umsetzung Schlichtherles dem Sinterschmieden hinsichtlich der Wirtschaftlichkeit. Allerdings identifiziert Schlichtherle die Ursachen der zu geringen Maßhaltigkeit und zeigt Möglichkeiten auf, diese zu verbessern. Als wesentliche Einflussgrößen der Maßhaltigkeit der Teile identifiziert er deren Einlegetemperatur, die Temperatur des Werkzeuges sowie den Pressdruck und die Druckhaltezeit. So erkennt Schlichtherle, dass die Temperaturdifferenz zwischen Bauteil und kühlerem Stempel in Kombination mit langen Presszeiten aufgrund niedriger Pressgeschwindigkeiten zu einem konkaven Einzug in der Mitte des Bauteils führt. Dagegen gelingt es in einem isothermen Kalibrierversuch mit 600 °C Werkzeug- und Werkstücktemperatur und einer Haltezeit von 30 s vollkommen zylindrische, einzugsfreie Bauteile, deren Durchmesserabweichungen in einem Bereich von 0,02 mm zu liegen kommen, zu fertigen. Dies legt nahe, dass die Temperaturdifferenz zwischen Werkzeugen und Werkstück möglichst klein sein und die Kontaktzeit von Werkzeugen und Werkstück mit zunehmenden Temperaturdifferenzen abnehmen soll, da mit höheren Differenzen ein stärkeres Auskühlen des Bauteils zu erwarten ist.

In der Werkzeugauslegung ist die Wärmeausdehnung zu berücksichtigen. Das Fertigungsmaß der Werkzeuge ist so zu wählen, dass diese bei Zieltemperatur das Sollmaß aufweisen. Insbesondere ist auf Werkzeuge zu achten, die ein (Lauf-)Spiel zueinander aufweisen müssen, aus unterschiedlichen Werkstoffen gefertigt werden und zueinander unterschiedliche Temperaturen aufweisen. In diesem Fall sind unterschiedliche Wärmeausdehnungen beim Erwärmen von Raum- auf Einsatztemperatur zu erwarten. [Sch87, Ngu89]

Auch wenn Schlichtherle [Sch87] 1987 die Zielsetzung, Bauteile ohne Nacharbeit zu fertigen, aufgrund zu geringer Maßhaltigkeit nicht erfüllen konnte, so ist doch zu erwägen, ob dieser Mangel nicht durch inzwischen entwickelte Simulationswerkzeuge für die Werkzeug- und Vorformgestaltung beseitigt oder zumindest verringert werden kann.

Ein anderer Ansatz um hochdichte und hochfeste Bauteile herzustellen ist das isotherme Pulverwarmpressen, das Thema der Dissertation von Nguyen [Ngy89] an der Technischen Universität Wien ist. Ziel des isothermen Pulverwarmpressens ist das Erzeugen eines hochdichten Grünkörpers, der durch den anschließenden Sinterschritt zu einem hochfesten Sinterformteil wird. Dazu wird das Ausgangspulver oberhalb der Raumtemperatur bis zu einer maximalen Temperatur von 530 °C mit beheizten Werkzeugen gleicher Temperatur verpresst. Aufgrund der gleichen Temperatur entfallen Maßhaltigkeitsprobleme in Folge unterschiedlicher thermischer Längenausdehnung. In den mechanischen Eigenschaften übertreffen die durch Pulverwarmpressen gefertigten und anschließend gesinterten Proben jene, die durch Hochdruckpressen und Doppelpressen gefertigt werden und gegenüber sintergeschmiedeten Bauteilen werden engere Maßtoleranzen gehalten. Aufgrund der hohen Wirtschaftlichkeit erfuhr das Wärmepulverpressen ein weltweites rasches Wachstum [Sko02].

4. Zukünftige Ansprüche an Sinterformteile und ausgewählte Verfahren

Anhand der Literaturrecherche und Gesprächen mit dem Industriepartner werden zwei wesentliche Anforderungen an Sinterformteile erkannt. Es sind dies höhere Festigkeiten und die Möglichkeit, komplexere Geometrien zu gestalten. Dadurch soll es einerseits möglich sein, mit dem bestehenden Produktsortiment, beispielsweise Zahnräder, in neue, höher belastete Anwendungen vorzudringen und andererseits neue Produktgruppen zu erschließen.

Als Methode zum Steigern der Festigkeit wird in dieser Arbeit der Ansatz des Verdichtens gesinterter Rohlinge mittels umformtechnischer Verfahren gewählt. Ein Vorteil dieses Ansatzes sind die mit kleinerer Porosität einhergehenden, anwachsenden Festigkeitseigenschaften. Dieses Verhalten spiegelt sich insbesondere in der Kerbschlagzähigkeit wieder (vgl. Abbildung 2.3). So soll durch Dichten nahe der theoretischen Dichte der Forderung, PM-Bauteile künftig in dynamisch hoch belasteten Anwendungen einzusetzen, begegnet werden. Allerdings muss nicht das gesamte Bauteil eine Dichte nahe der Volldichte erreichen. Für Anwendungen, die höchste Spannungen am Rand generieren, reicht es aus, nur die hoch beanspruchten Regionen zu verdichten, während der übrige Querschnitt eine kleinere Dichte zu Gunsten kleineren Bauteilgewichts und besserem Geräuschkämpfungsverhalten aufweisen kann.

Zum Erzielen eines lokalen Dichteanstieges an Bauteilen, deren zu verdichtenden Konturen parallel zu einer Achse verlaufen, beispielsweise drehsymmetrische Bauteile wie Zahnräder, wird der Ansatz des Fließpressens aufgegriffen und versucht, ein praxistaugliches Werkzeugkonzept zu erstellen sowie Konstruktionsrichtlinien für die Werkzeuggestaltung späterer Aufgabenstellungen zu verfassen. Dafür ist ein ausreichendes Prozessverständnis unausweichlich.

Um Bauteile über den gesamten Querschnitt zu verdichten, kann das Kalibrieren (genaugenommen Nachpressen) angewandt werden. Dieses Verfahren ist zwar das am häufigsten genutzte, um die Maßhaltigkeit und Formtreue von Sinterformteilen zu erhöhen, dennoch ist relativ wenig Literatur verfügbar, und es treten in der betrieblichen Praxis immer wiederkehrende Fragestellungen auf, die bisher nicht eindeutig zu beantworten sind. So erfordern die Verteilung des Aufmaßes und das Sicherstellen des Ausformens des Bauteils noch immer einen hohen Entwicklungsaufwand. Zudem werden mit den bisherigen Konzepten fallweise die Verfahrensgrenzen, insbesondere hinsichtlich Werkzeugbelastung,

erreicht. Häufig ist der während des Kalibrierens auftretende Materialfluss von besonderem Interesse und zugleich Prozessunbekannte. Um einen Beitrag zum Verständnis der Vorgänge des Kalibrierens zu leisten, werden grundlegende Verfahrensweisen des Kalibrierens auf die auftretenden Werkstoffflüsse hin untersucht. Durch ein verbessertes Verständnis soll es zukünftig gelingen, den Prozess des Kalibrierens für die Herstellung höherfester Bauteile zu nutzen. Dies soll durch Richtlinien für die Vorformgestaltung, die einerseits den Entwicklungsaufwand reduzieren und andererseits ein erfolgreiches Kalibrieren gewährleisten sollen, ermöglicht werden.

Um die Komplexität bereits gesinterter Bauteile in einem nachfolgenden Prozess zu steigern, erscheint eine Umformung bei höheren Temperaturen als aussichtsreich. Hierbei ist der Temperaturbereich so zu wählen, dass keine bauteilschädigenden Einflüsse wie Oxidation auftreten. Aus diesem Grund wird der Ansatz der Halbwarmumformung gewählt. Überdies verspricht das Umformen bei höheren Temperaturen eine Abnahme der Umformkräfte. Der Ansatz der HWU wird als Möglichkeit verstanden, das Anwendungsspektrum bestehender Prozesse zu erweitern. Da das Kalibrieren die häufigste Sekundäroperation für PM-Bauteile darstellt und bereits fallweise die Prozessgrenzen erreicht werden, ist es zweckmäßig die Idee der HWU an diesem Verfahren zu entwickeln. Darüber hinaus bietet der Kalibrierprozess grundsätzlich die Möglichkeiten, lokale wie globale Dichtenanstiege herbeizuführen.

Allen Untersuchungen ist eine enge Zusammenarbeit mit dem Industriepartner gemein, um den Bezug zur betrieblichen Praxis zu wahren. Darüber hinaus werden die aus der wissenschaftlichen Tätigkeit erwachsenden Erkenntnisse auf ihre industrielle Bedeutsamkeit hin überprüft und gegebenenfalls in einer einfach zu erschließenden Form, beispielsweise Konstruktionsrichtlinien, formuliert.

5. PM-Fließpressen von Sinterformteilen

Unter dem PM-Fließpressen wird nachfolgend ein Vollwärts-Fließpressen einer gesinterten Vorform mit dem Ziel einer selektiven Verdichtung verstanden. In Abweichung zum gängigen Sprachgebrauch in der Pulvermetallurgie wird der Begriff „verpressen“ nicht für das Pressen eines Grünlings verwendet, sondern entsprechend dem Sprachgebrauch der Umformtechnik angewandt, um das Umformen einer Vorform, im Falle des PM-Fließpressens einer gesinterten Vorform, zu beschreiben.

Das Hauptziel der Untersuchungen zum PM-Fließpressen bei Raumtemperatur ist die Entwicklung eines praxistauglichen Verfahrens zum oberflächennahen Verdichten von Sinterformteilen. Dazu soll ein Werkzeugkonzept entwickelt werden, mit dem Zahnräder, gefertigt aus einem Sinterstahl der industriellen Praxis, Dichtepprofile erreichen, die einen Einsatz in hoch belasteten Anwendungen ermöglichen. Um diesem Zweck zu genügen, wird annähernd Volldichte ($\rho_{rel} > 99\%$) an der Oberfläche der Verzahnung gefordert und eine ausreichende Schichtdicke. Diese beträgt je nach Anwendung einige 1/10 Millimeter bis hin zu einem Millimeter Dicke, für die vorliegende Aufgabenstellung zumindest 0,3 mm. Der hochdichten Schicht soll ein gleichmäßiger Abfall der Dichte mit zunehmendem Oberflächenabstand bis hin zur Grunddichte folgen.

Da für die Bauteilfestigkeit die Dicke der hochdichten Schicht und vermutlich auch der Übergang von hoher Dichte zur Grunddichte von entscheidender Bedeutung sind und in zukünftigen Anwendungen des PM-Fließpressens mit unterschiedlichen Zielvorgaben hinsichtlich Dichteverteilung zu rechnen ist, gilt es zu erkennen, wie diese beiden Größen gezielt beeinflusst werden können. Das Finden dazu geeigneter Werkzeuge soll dem Konstrukteur durch Konstruktionsrichtlinien für die Werkzeuggestaltung erleichtert werden.

Dementsprechend soll durch eine umfassende systematische Betrachtung des Fließpressprozesses gewährleistet werden, dass nicht bloß eine technische Lösung für die vorliegende Aufgabenstellung gefunden wird, sondern ausreichend Wissen bereit gestellt wird, um die Vorgänge im Fließpressprozess zu verstehen. Dafür ist es notwendig, grundlegende Einflussgrößen zu identifizieren und deren Wirken und Wechselwirkungen zu erkennen. Das aus der wissenschaftlichen Auseinandersetzung gewonnene Wissen kann auch in Zukunft technisch bzw. wirtschaftlich hilfreich sein, wenn ähnliche Aufgabenstellungen zu lösen sind.

Mögliche Resultate an der Schnittstelle zwischen wissenschaftlicher Betrachtung und technischer Nutzung sind neben den geforderten Konstruktionsrichtlinien beispielsweise analytische Formeln zum Abschätzen von Kraftbedarf, Dichteverteilung im Bauteil und benötigtes Aufmaß der Vorform, die in späteren Anwendungen helfen, den Entwicklungsaufwand zu verringern. Ein weiterer Vorteil der systematischen Betrachtung der Einflussgrößen liegt darin, dass die Wahrscheinlichkeit, ein geeignetes Werkzeugkonzept zu finden bzw. aus der Kombination einzelner Maßnahmen abzuleiten, wesentlich höher ist als bei einer willkürlichen Vorgehensweise.

5.1 Identifikation von Einflussgrößen und Erstellen eines Untersuchungskonzepts

Der Aufgabenstellung, ein geeignetes Werkzeugkonzept zu finden und Konstruktionsrichtlinien zu erkennen, wird mit der in Abbildung 5.1 als Ablaufdiagramm dargestellten Form begegnet. Zuerst wird versucht, die geometrischen Einflussgrößen des Fließpressprozesses zu erkennen. Für die erkannten Größen wird ein Versuchskonzept erstellt, dessen Ziel das Erfassen des Wirkens der einzelnen Größen auf Bauteil und Werkzeug ist. Hierfür ist in Abhängigkeit von der Zahl an Einflussgrößen und der Summe an benötigten Versuchen zu entscheiden, welche Versuchsmethoden zum Einsatz kommen. Zur Auswahl stehen eine Versuchsdurchführung durch ausschließlich praktische Versuche bei kleiner Anzahl an Einflussgrößen oder eine virtuelle Parameterstudie, um eine große Versuchsanzahl mit vertretbarem Aufwand zu bewerkstelligen.

Die aus der Auswertung der Versuche gewonnenen Erkenntnisse werden anschließend in Konstruktionsrichtlinien zusammengefasst. Mit diesen wird ein Werkzeugkonzept für praktische Versuche erstellt, mit dem die Zielvorgaben hinsichtlich Dichteausbildung im Bauteil erreicht werden sollen. Anhand der Versuchsergebnisse erfährt das Werkzeugkonzept eine Überprüfung auf seine Tauglichkeit und die gewonnenen Konstruktionsrichtlinien auf ihre Gültigkeit.

Sollten bedeutsame Abweichungen zwischen den praktischen Versuchen und den aufgrund der Konstruktionsrichtlinien erwartenden Resultaten auftreten, bleibt es nicht aus, die wichtigsten Einflussgrößen zu identifizieren und deren kombiniertes Wirken in einer zweiten Versuchsserie zu erfassen. Gelingt es, eine entsprechende Schichtausbildung zu erzielen, werden die Konstruktionsrichtlinien als gültig anerkannt, und es steht bereits ein erstes Werkzeugkonzept für die industrielle Umsetzung bereit. In diesem Fall gilt die Aufgabenstellung als erfüllt.

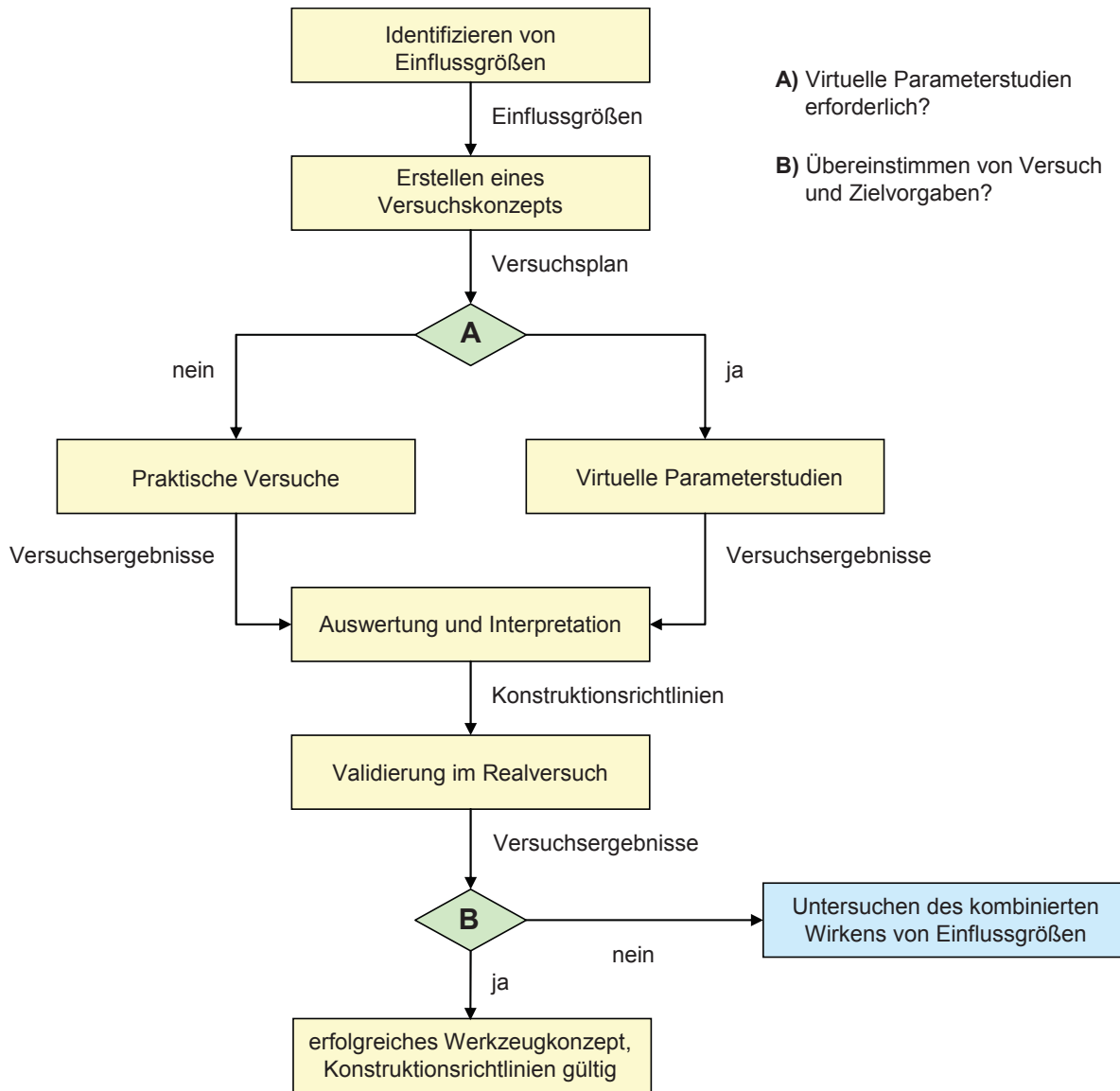


Abbildung 5.1: Vorgehensweise zur Entwicklung des PM-Fließpressens als Methode zum Randzonenverdichten

5.1.1 Identifikation von Einflussgrößen

Im Fließpressprozess wird eine gesinterte und auf Raumtemperatur abgekühlte Vorform von einem Stempel durch ein formgebendes kaltes Werkzeug – die Matrize – gepresst. Für die praktische Anwendung ist der Einsatz von hydraulischen Pressen anzunehmen. Aufgrund der relativ geringen Verfahrensgeschwindigkeit und der Anwendung eines Kaltumformprozesses kann die Umformgeschwindigkeit als Einflussgröße vernachlässigt werden. Ebenso ist die Erwärmung von Probe und Werkzeug vernachlässigbar, da der dünnen, durch Umformung zu verdichteten Schicht, eine vielfach größere Masse an restlichem Probenquerschnitt sowie Werkzeug gegenübersteht. Da davon auszugehen ist, dass kein Einfluss auf die Vorgeschichte der Vorform genommen werden kann und ein Kaltumformprozess verlangt

wird, ist die Betrachtung auf geometrische Größen des Werkzeuges sowie der Vorform beschränkt. Um die einzelnen Größen zu erfassen, werden Werkzeug und Vorform einer näheren Betrachtung unterzogen.

Geometrische Größen an der Vorform

Für das Ableiten der geometrischen Einflussgrößen wird der einfache Fall der Querschnittsreduktion eines Zylinders betrachtet. Eine mögliche Vorform hierfür ist in Abbildung 5.2 dargestellt. Um Material für einen Dichteanstieg an der Randzone bereitzustellen, ist die Vorform gegenüber dem gewünschten Enddurchmesser (d_{end}) im Durchmesser (d) größer ausgeführt. Die Angabe des zur Umformung bereitgestellten Werkstoffes erfolgt üblicherweise durch Benennung eines Aufmaßes, das der Differenz des Abstandes eines Punktes am Rand der Vorform (P) und des korrespondierenden Punktes Rand des Fertigteils (P') entspricht. Daher ist für die Angabe des Aufmaßes am Umfang eines Zylinders die Bezeichnung „radiales Aufmaß“ zweckmäßig. Da die Größe des Aufmaßes die Menge des Werkstoffes, der für eine Umformung und Verdichtung im Fließpressprozess bereitgestellt wird, bestimmt, wird das radiale Aufmaß (A_r) als variable Einflussgröße erkannt. Aufgrund des Einflusses des Aufmaßes auf die durch das Werkzeug herbeizuführende Querschnittsreduktion und damit verbundener Umformung, wird im Folgenden auch der Begriff des umzuformenden Aufmaßes verwendet.

Als zweite geometrische Größe an der Vorform wird deren Höhe (h_{Roh}) erkannt. Da die Vorformen bereits auf Endhöhe (h_{end}) ausgeführt werden, darf diese durch den Fließpressvorgang nicht verändert werden, um die Maßhaltigkeit der Bauteile zu gewährleisten. Folglich stellt die Höhe auch keine Einflussgröße dar. Es ist hierzu anzumerken, dass in der Literatur keine Nennung einer Längenänderung der Bauteile in Achsrichtung in der Anwendung des Fließpressens zum Randzonenverdichten gefunden wurde. Sollte diese jedoch in den Versuchen beobachtet werden, so kann zumindest einer Dehnung der Bauteile durch ein Werkzeugkonzept mit Ober- und Unterstempel begegnet werden.

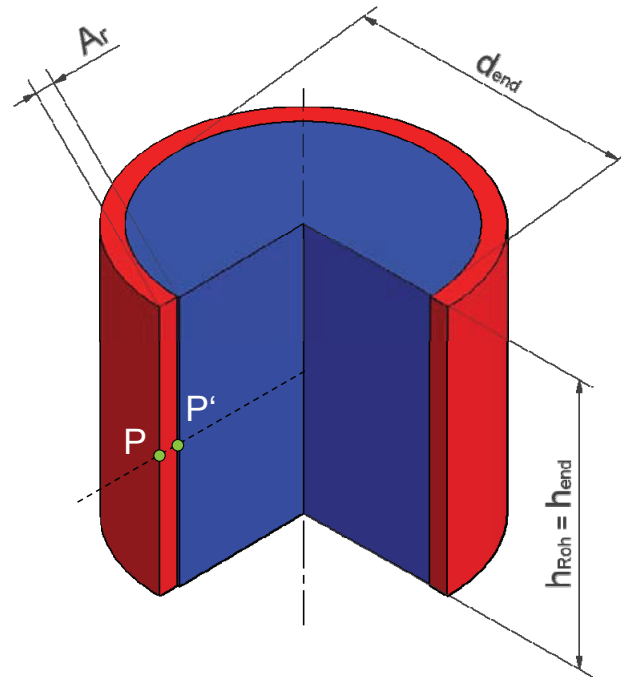


Abbildung 5.2: Charakteristische geometrische Größen am Sinterrohling. Gegenüber der Endform (blau) wird Aufmaß (rot) vorgesehen, um einen Dichteanstieg zu ermöglichen.

Geometrische Größen am Fließpresswerkzeug

Aus der Literatur ist bekannt, dass zum Randzonenverdichten mittels Fließpressen das Bauteil durch die Matrize bewegt wird und dabei in einem oder mehreren Schritten eine Querschnittsreduktion erfährt. Daher erfolgt die Identifikation geometrischer Besonderheiten anhand der Betrachtung des in Abbildung 5.3 dargestellten, allgemeinen Werkzeuges mit mehreren Umformstufen. Dabei ist eine Umformstufe wie folgt definiert: Eine Umformstufe beginnt mit einer Querschnittsverjüngung und endet mit dem Übergangspunkt in einen Bereich konstanten Querschnitts oder einer Querschnittserweiterung. Mit dieser Definition ist es möglich, die Matrize in die Teilbereiche „Umformstufe“ und „Stufenzwischenraum“ zu unterteilen.

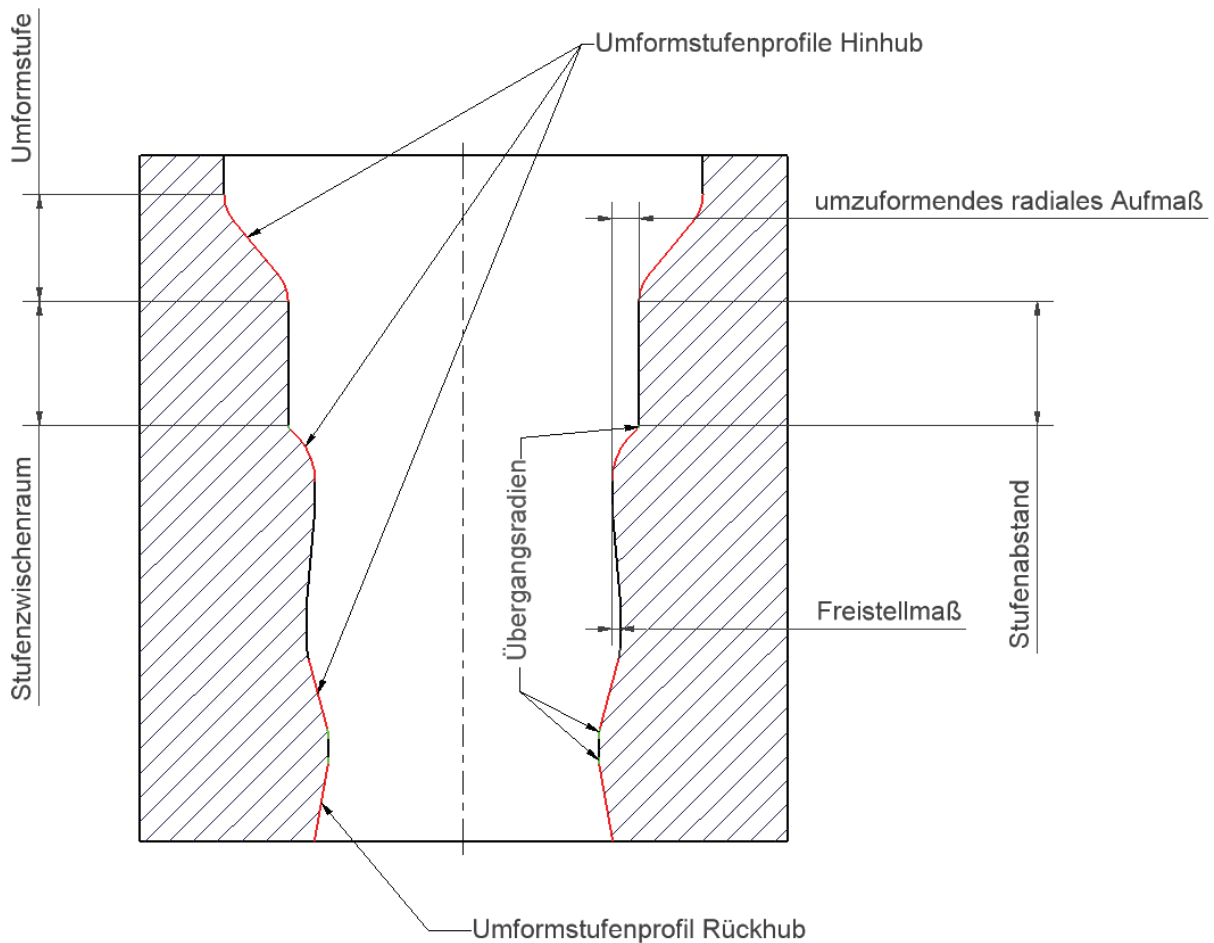


Abbildung 5.3: Geometrische Kenngrößen eines allgemeinen Fließpresswerkzeuges.

Anhand dieser Untergliederung des Werkzeuges werden die Zahl an Umformstufen und Stufenzwischenräumen als weitere Einflussgrößen erkannt. Als Kenngrößen für die Gestalt einer Umformstufe werden deren Profil, das Maß der Querschnittsreduktion und mögliche Übergangsradien bestimmt. Da eine Querschnittsreduktion zum Einformen des Aufmaßes an der Vorform zu einem Dichteanstieg in einer der Oberfläche nahen Schicht führt, wird im Weiteren der Begriff des „umgeformten Aufmaßes in einer Stufe“ verwendet.

Da der Stufenzwischenraum per Definition einen Abschnitt konstanten oder größer werdenden Querschnittes darstellt, kann dieser entweder zylindrisch oder als Hinterschneidung mit einem Frestellmaß ausgeführt werden. Somit ist eine Umformung mit anschließender elastischer Entspannung des Bauteils von einer ohne zwischenzeitliche Entspannung zu unterscheiden. Die geometrische Größe der Querschnittserweiterung nach einer Umformstufe wird als „Freistellung“ bezeichnet und ihr Ausmaß wird durch das Frestellmaß charakterisiert. Mit dem Einsatz von Stufenzwischenräumen erwächst der Abstand zwischen zwei Umformstufen, der „Stufenabstand“, als geometrische Größe, die der Länge des Stufenzwischenraumes entspricht.

Da in der industriellen Anwendung sowohl ein Hindurchpressen der Probe durch das Werkzeug mit anschließender Entnahme als auch das Rückpressen der Probe an den Ort des Einlegens möglich ist, stellt der Vorgang des Rückpressens einen weiteren Einfluss dar, der durch das Profil des Werkzeuges an dessen Unterseite bestimmt wird.

5.1.2 Versuchskonzept

Ziel der Versuche und deren Auswertung ist das Erkennen von Konstruktionsrichtlinien, die es ermöglichen, eine praxistaugliche Werkzeuggeometrie zu gestalten. Dies soll durch das in Abbildung 5.4 veranschaulichte Versuchskonzept ermöglicht werden, dem folgende Vorgehensweise zu Grunde liegt:

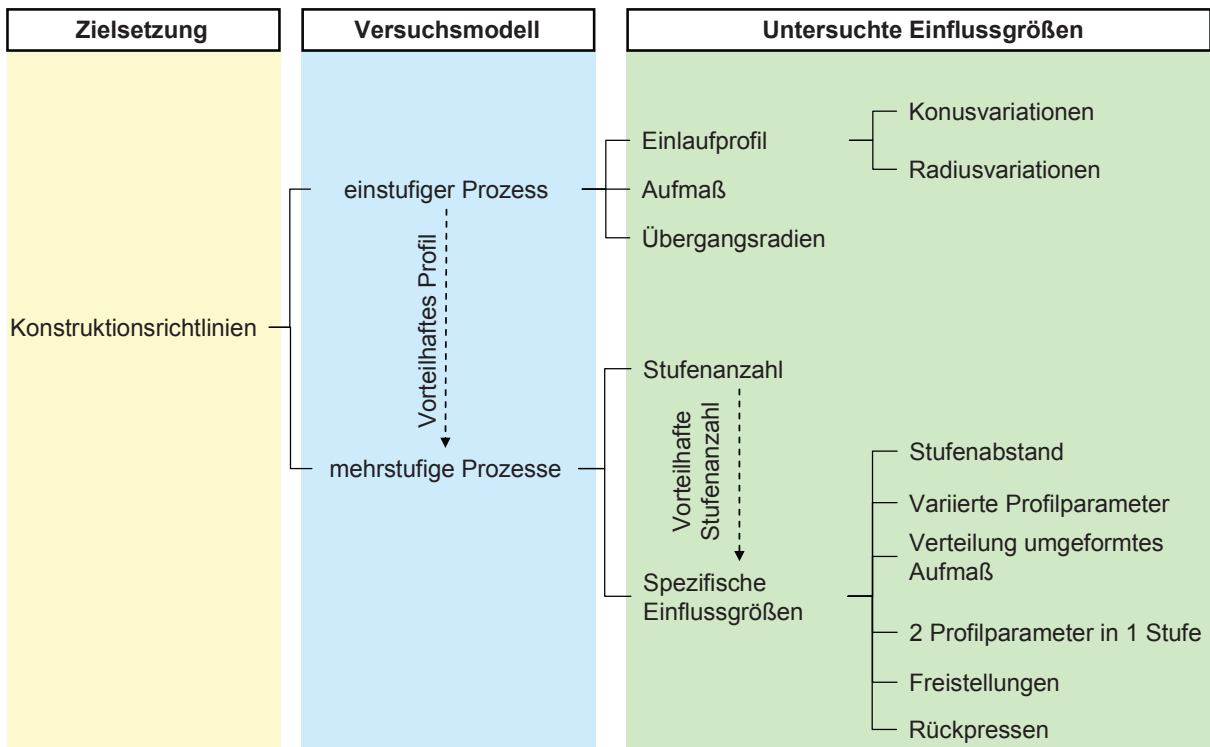


Abbildung 5.4: Versuchskonzept um Konstruktionsrichtlinien für das PM-Fließpressen von Sinterbauteilen abzuleiten.

Um die Einflussgrößen einer einzelnen Umformstufe zu untersuchen, wird zuerst ein einstufiger Prozess betrachtet. Aus fertigungstechnischen Gründen werden für das Einlaufprofil nur die Wahl eines gerade ausgeführten Profils, das an einem rotationssymmetrischen Körper zur Ausbildung eines Konus führt, und ein radienförmiger Einlauf berücksichtigt. Aus der Betrachtung des einstufigen Prozesses soll eine vorteilhafte Grundform für das Einlaufprofil abgeleitet werden, die als Basis für die Untersuchungen zu einer mehrstufigen Prozessführung dient.

Die Untersuchungen zu den mehrstufigen Prozessen beginnen mit der Erhöhung der Zahl an Umformstufen bei gleichem Probenaufmaß. Ziel der Untersuchungen zur Stufenanzahl ist es, zu erkennen, welche Änderungen durch eine mehrstufige Verdichtung erreicht werden und ob eine vorteilhafte Zahl an Umformstufen existiert. Wird ein Einfluss der Stufenanzahl auf das Dichteprofil gefunden, werden im einem nächsten Schritt die geometrischen Besonderheiten mehrstufiger Matrizen, die aus der Kombination von Umformstufen erwachsen, systematisch variiert und deren Bedeutung für das Dichteprofil und den Kraftbedarf eruiert. Hierfür wird stets eine Einflussgröße in ihrer Ausbildung bei ansonsten unveränderten Randbedingungen abgewandelt. Zwar werden die Untersuchungen zur mehrstufigen Prozessführung mit der in der einstufigen Prozessführung erkannten vorteilhaften Profilart ausgeführt, jedoch kann diese in den einzelnen Stufen unterschiedliche Ausprägungen erfahren. So ist es in der mehrstufigen Prozessführung möglich, das gesamte umzuformende Aufmaß unterschiedlich über die Stufen zu verteilen und die Grundform eines Profils durch Ändern von Parametern, wie dem Winkel eines geraden Profils oder des Radius an einem bogenförmigen Profil, zu variieren. Diese Möglichkeiten werden im Versuchsprogramm durch die Zweige „unterschiedliches umgeformtes Aufmaß“ und „unterschiedliche Profilparameter“ berücksichtigt. Als Sonderform wird die Abfolge eines Profiltyps in unterschiedlicher Ausbildung in einer Umformstufe betrachtet. Dies kann durch die Abfolge von zwei ineinander übergehenden, unterschiedlich großen Radien bzw. Geraden unterschiedlicher Steigung bewerkstelligt werden. Die entsprechenden Untersuchungen sind im Versuchsprogramm mit „2 Profilparameter in 1 Stufe“ bezeichnet.

Um die Einflüsse einzelner Größen erfassen zu können, wird für die Versuchsdurchführung eine rotationssymmetrische Proben- und Matrizenform gewählt. Dadurch ist es einfacher die Auswirkungen einzelner Größen zu erkennen als an einem Körper komplexer Gestalt, wie einem Zahnrad, für das Überlagerungseffekte zu erwarten sind. Beispielsweise führt das Einformen des Zahnkopfes an einem Zahnrad zu einem radialen Kraftfluss, der jenen, den die Umformung einer Zahnflanke herbeiführt, überlagert.

Trotz der Wahl einfacher Ersatzgeometrien für Vorform und Werkzeug werden grundlegende geometrische Verhältnisse eingehalten, wie sie für die spätere Anwendung im Fließpressprozess von Zahnrädern zu erwarten sind. Im Regelfall weisen Zahnräder eine Mittenbohrung auf, die deren elastisches Verhalten bei radialer Beanspruchung beeinflusst. Der Bedeutung der Mittenbohrung auf das elastische Verhalten soll durch Wahl eines Hohlzylinders als Vorformgeometrie entsprochen werden. Dazu wird das Verhältnis von

Außen- zu Innendurchmesser gleich gewählt wie jenes von Teilkreisdurchmesser zu Bohrungsdurchmesser eines Zahnrades der industriellen Fertigung.

Anhand der identifizierten Einflussgrößen des Werkzeuges ist bereits ein hoher Bedarf an unterschiedlichen Werkzeugen gegeben. Ebenso müssen Vorformen mit unterschiedlichen Aufmaßgaben bereitgestellt werden. Die Fertigung von Werkzeugen und Vorformen ist mit hohem zeitlichen und finanziellen Aufwand verbunden. Zudem erfordert das Bestimmen von Dichteverteilungen in verpressten Proben eine aufwändige Präparations- und Charakterisierungstechnik. Aufgrund des hohen Aufwands, der mit einer praktischen Versuchsdurchführung verbunden ist, ist es vorteilhaft, wenn die Versuchsdurchführung in Form virtueller Parameterstudien abgehandelt wird.

Ähnliches wurde bereits von Hatzenbichler et al. [Hat06a, Hat07] für den Prozess des Randzonenverdichtens von Zahnrädern mittels Querwalzen durchgeführt. Die Autoren erstellten hierfür ein Simulationsmodell, mit dem einerseits genaue Ergebnisse hinsichtlich Dichteverteilung im Bauteil und auftretender Walzkraft erzielt werden und andererseits ein qualitatives Abschätzen der Werkzeugbelastung möglich ist. Da das entwickelte Simulationsmodell die Möglichkeit bietet, verschiedene Vorform- und Werkzeuggeometrien zu paaren, hat es sich als nützliches Werkzeug für die Entwicklung von Vorformen und Werkzeugen erwiesen. Das von Hatzenbichler et al. erstellte Modell erfuhr bereits durch F. Planitzer [Pla07] eine Abwandlung, um das Fließpressen eines Zahnrades zu beschreiben. Jedoch führte F. Planitzer keine abschließende Überprüfung der Simulationsergebnisse durch und die Güte des verwendeten Simulationsmodells ist noch nicht bewiesen. Daher wird versucht, ein Modell für das PM-Fließpressen von zylindrischen Proben zu erstellen, und anhand von praktischen Versuchen dessen Güte bestimmt. Darauf basierend erfolgt die Entscheidung für oder gegen die virtuelle Versuchsdurchführung.

5.2 Erstellen eines Simulationsmodells für das PM-Fließpressen

5.2.1 Anforderungen und Randbedingungen

Mit dem zu erstellenden Modell soll das PM-Fließpressen einer zylindrischen Probe an einem rotationssymmetrischen Werkzeug beschrieben werden. Dazu wird die Vorform von einem Stempel, der eine lineare Bewegung in Achsrichtung ausführt, durch das Werkzeug gedrückt. Das Modell soll die Möglichkeit bieten, die Probe mit einem zweiten Stempel an die ursprüngliche Position zurückzubewegen. Die Gestalt von Vorform und Matrize muss variierbar sein.

Da für die praktischen Versuche zur Modellvalidierung Vorformen mit einem Durchmesser von 39,96 mm zur Verfügung stehen, wird der Durchmesser des Fertigteils mit $d_{\text{end}} = 39,76$ mm gewählt, um ausreichend Aufmaß für die Umformung bereitzustellen. Die Länge der Vorformen beträgt 35 mm und ist als solche in die Simulation zu übernehmen. Die Vorform besteht aus einem für Sinterzahnräder typischen Sinterstahl mit der Miba internen Bezeichnung „W7“. Dieser weist einen Gehalt von 0,3 % C (nominell) und 0,85 % Mo auf. Die Dichte der gesinterten Probe beträgt $6,97 \text{ g/cm}^3$.

Das Verhalten der Werkzeuge soll in den ersten Versuchen dem eines Werkzeugstahles, wie er für das Querwalzen verwendet wird, entsprechen. Aus diesem werden auch die Werkzeuge für die praktischen Versuche gefertigt. Da in zukünftigen Anwendungen mit Änderungen hinsichtlich der Werkstück- und Werkzeugwerkstoffe zu rechnen ist, muss eine Möglichkeit bestehen, entsprechende Änderungen am Modell vorzunehmen.

5.2.2 Modellaufbau

Wegen der positiven Erfahrungen von Hatzenbichler et al. [Hat06a und Hat07] mit dem Software-Paket Abaqus/Standard™ [Abq06] zur Beschreibung des Verhaltens von Sinterbauteilen in einem Umformprozess des Randzonenverdichtens wird dieses auch hier für die Modellerstellung ausgewählt. Aufgrund der zylindrischen Probenform und der Rotationssymmetrie der verwendeten Werkzeuge (Stempel und Matrize) wird der Simulation ein zweidimensionales, rotationssymmetrisches Modell zugrunde gelegt, und es werden mehrere Vereinfachungen gegenüber einem realen Versuchsaufbau getroffen. So werden nur die Komponenten berücksichtigt, die während des PM-Fließpressens Kräfte auf die Probe ausüben. Es sind dies der oder die Stempel und die Matrize. Das so vereinfachte Modell ist in Abbildung 5.5 dargestellt.

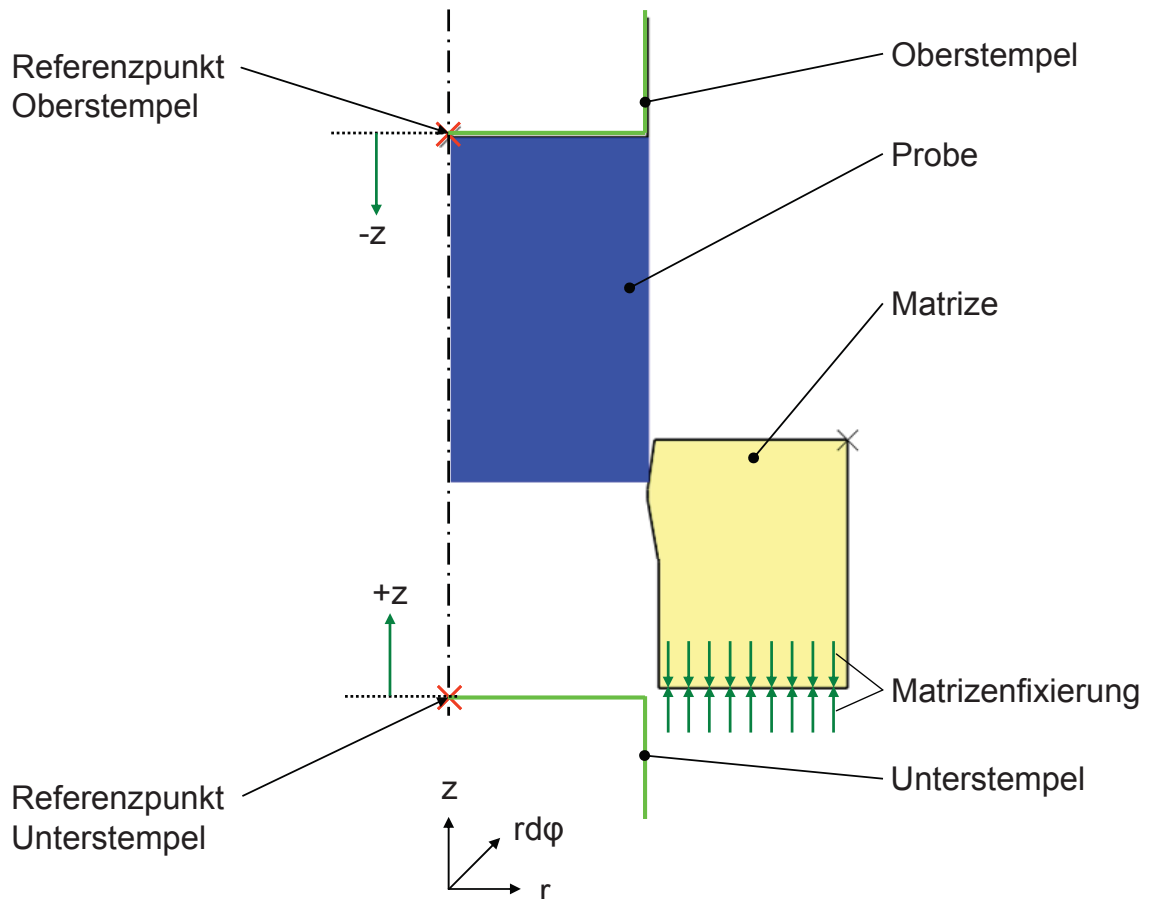


Abbildung 5.5: Axialsymmetrisches Simulationsmodell zum Randzonenverdichten von Sinterproben. Die Probe wird durch zwei gegenläufige Stempel an der Matrize verpresst.

Das zentrale Element der Simulation stellt die pulvermetallurgisch hergestellte Probe dar. Ihr Werkstoffverhalten wird gemäß Hatzenbichler et al. [Hat06a, Hat06b, Hat07] mit dem Gurson - Tvergaard Modell mit dichteabhängigen Werkstoffparametern, die von den Autoren für den geforderten Werkstoff bestimmt wurden, beschrieben. Die Abmessungen und die Anfangsdichte der simulierten Probe entsprechen den in 5.2.1 angeführten Vorgaben.

Die Funktion der Stempel wird auf das Bewegen der Vorform durch die Matrize reduziert. Daher ist es für die Simulation ausreichend, die Stempel als undeformierbare Kontur zu implementieren, die in reibungsbehaftetem Kontakt mit der Probenstirnseite stehen. In der praktischen Anwendung ist der Einsatz eines Schmiermittels vorgesehen. Aus früheren Untersuchungen von Hatzenbichler et al. [Hat06a, Hat07] ist bekannt, dass die Reibverhältnisse zwischen Werkzeug und Vorform unter Anwendung eines typischen Schmiermittels des Industriepartners mit in Abaqus mit Coulombschen Reibmodell mit Reibwert $\mu = 0,085$ hinreichend genau beschrieben wird. Daher wird diese Kontaktformulierung für das Simulationsmodell zum PM-Fließpressen für alle Kontakte von Werkzeugen (Oberstempel, Unterstempel, Matrize) und Vorform übernommen. Die

Bewegung der Stempel erfolgt durch Verschiebungsrandbedingungen an deren Referenzpunkten.

Die Aufgabe der Matrize besteht im Umformen der Probenoberfläche durch Querschnittsreduktion. In der Realität führen die dabei auftretenden Reaktionskräfte zu einer Aufweitung der Matrizenbohrung. Dieser Effekt hat große Bedeutung für den Enddurchmesser und beeinflusst voraussichtlich das Dichteprofil der verpressten Probe. Weiters führt das elastische Aufweiten des Werkzeuges zu einem Absinken der Presskraft gegenüber einem theoretisch unendlich steifen Werkzeug. Um diese Effekte zu berücksichtigen, ist es notwendig, die Matrize als elastische oder elastoplastische Geometrie in das Modell einzubringen. Die elastoplastische Formulierung bietet den Vorteil genauerer Aussagen hinsichtlich Spannungen im Werkzeug sowie daraus resultierender Werkzeugbelastung und findet deshalb Anwendung im Simulationsmodell. Für den geforderten Werkzeugstahl sind Werkstoffdaten von Hatzenbichler et al. [Hat06, Hat07] verfügbar. An der unteren Kante der Matrize wird der Bewegungsfreiheitsgrad in z - Richtung gesperrt (grüne Pfeile in Abbildung 5.5), wodurch die Matrize in axialer Richtung fixiert wird, aber weiterhin in radiale Richtung auffedern kann.

5.2.3 Versuchsvorrichtung

Für die praktische Versuchsdurchführung wurde für eine am Lehrstuhl für Umformtechnik der Montanuniversität Leoben (LUT) vorhandene hydraulische Presse die in Abbildung 5.6 dargestellte Versuchsvorrichtung konzipiert und gefertigt. Die Hauptaufgabe der Versuchsvorrichtung ist die Aufnahme von Matrize sowie Vorform und deren Positionierung zueinander während des Pressvorganges.

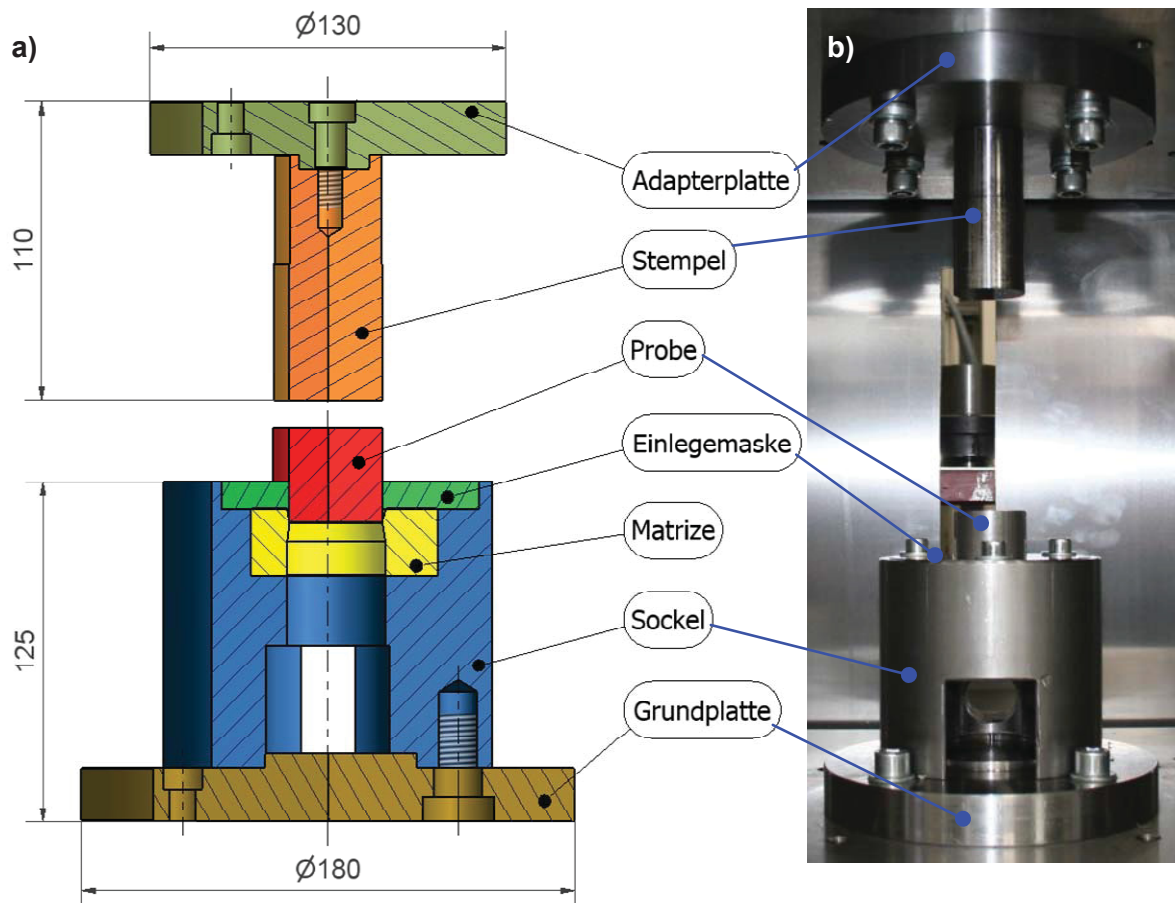


Abbildung 5.6: Schnittdiagramm der Versuchsvorrichtung (ohne Normteile) (a) und in der Presse aufgebauete Versuchsvorrichtung (b) mit eingelegter Probe.

Um diese Forderungen zu erfüllen, wird die Matrize in den Sockel eingelegt und an ihrer Oberseite durch ein ringförmiges Bauteil, die Einlegemaske, mit dem Sockel durch Zylinderschrauben (in der gewählten Schnittführung nicht ersichtlich) in axialer Richtung verspannt und so gegen ein Verdrehen gesichert. Durch enges Passungsmaß zwischen Sockel und Matrize sowie zwischen Sockel und Einlegemaske bleibt die zentrische Ausrichtung der Bauteile auch bei einem Matrizenwechsel gewährleistet. Zweck der Einlegemaske ist es, einerseits die Proben beim Einlegen an der Matrize auszurichten, um ein Verkanten zu vermeiden, und andererseits die Proben während des Pressens zu führen. Die Bewegung der Proben erfolgt durch den Stempel, der zentrisch zur Matrize ausgerichtet ist. Am Sockel ist eine Ausnehmung vorhanden, um die verpressten Proben entnehmen zu können. Der Sockel wird über die Grundplatte mit dem Pressentisch verbunden. Die Montage des Stempels am Querhaupt erfolgt über die Adapterplatte.

5.3 Validieren des Simulationsmodells für das PM-Fließpressen

Um die Güte des Simulationsmodells zu überprüfen, werden praktische Versuche und Simulationen für gleiche geometrischen Verhältnisse durchgeführt. Aus einem

Ergebnisvergleich anhand der erhaltenen Probenabmessungen, der Dichteverteilung sowie des Kraftbedarfs wird auf die Güte des Simulationsmodells geschlossen und dieses, falls erforderlich und möglich, kalibriert. Die für den Vergleich benötigten Dichteverteilungen der realen Proben werden durch metallografische Untersuchungen bestimmt.

5.3.1 Versuchskonzept

Für den Vergleich von realem Versuch und Simulation wurden zwei unterschiedliche Einlaufkonturen bestimmt. Es sind dies die in Abbildung 5.7 dargestellte Matrize mit radienförmigem Einlauf (Radienwerkzeug) und die in Abbildung 5.8 angeführte Matrize mit konusförmigen Einlauf (Konuswerkzeug). Mit dem gewählten Öffnungswinkel von 16° wurden bereits von F. Planitzer [Pla07] gute Ergebnisse hinsichtlich des Dichteprofiles erzielt.

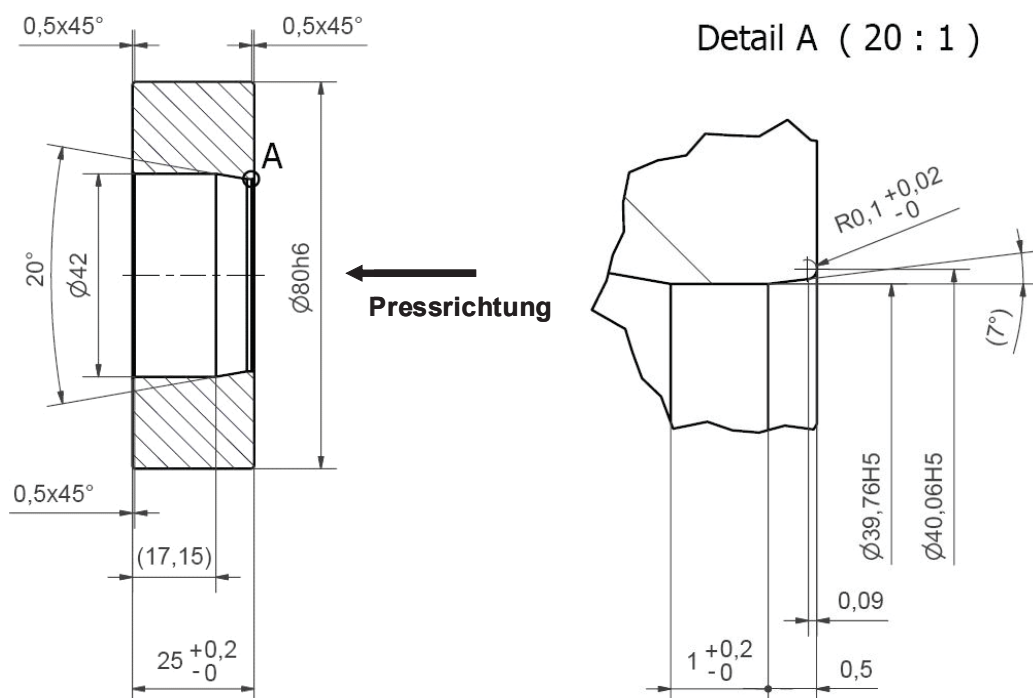


Abbildung 5.7: Gestalt und Abmessungen der Matrize mit Einlaufradius (Radienwerkzeug).

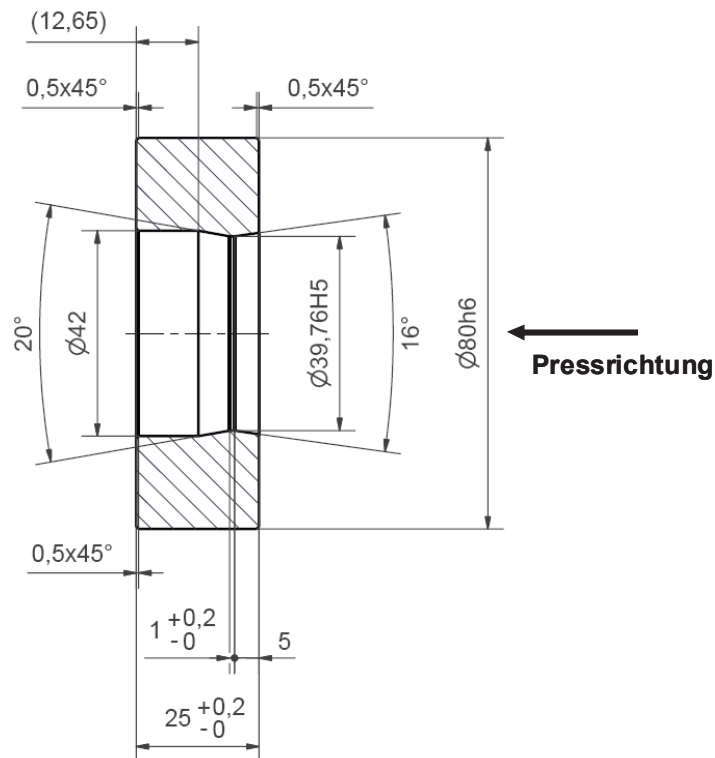


Abbildung 5.8: Gestalt und Abmessungen der Matrize mit konusförmigen Einlauf (Konuswerkzeug).

Für den Vergleich von realen und virtuellen Ergebnissen werden pro Werkzeug zwei Proben verpresst. Diese erfahren nur einen Presshub (Hinhub) und werden am Grund des Sockels entnommen, gesäubert, vermessen und anschließend der metallografischen Untersuchung zugeführt.

5.3.2 Praktische Versuchsdurchführung

In den Kraft-Weg-Verläufen aller verpressten Proben ist ein Kraft-Einbruch mit minimaler Presskraft für einen Pressweg von 15 oder 21,5 mm erkennbar, ausgewählte Verläufe sind in Abbildung 5.9 dargestellt. Unter Berücksichtigung des Weges, den die Probe für den Einlauf in das Werkzeug benötigt, kann darauf geschlossen werden, dass alle Proben eine Besonderheit für einen Abstand zu einer Stirnseite von 14,25 mm bzw. 20,75 mm zur anderen Stirnseite aufweisen. Eine solche Besonderheit kann beispielsweise in einer geringeren Dichte bestehen, wie sie im Pressen von Sinterteilen in Form der neutralen Zone bekannt ist [Dan96]. Um zu überprüfen, ob der Krafteinbruch auf eine neutrale Zone in den Proben zurückzuführen ist, wird in 5.3.3 das Dichteprofil einer unverpressten Probe bestimmt.

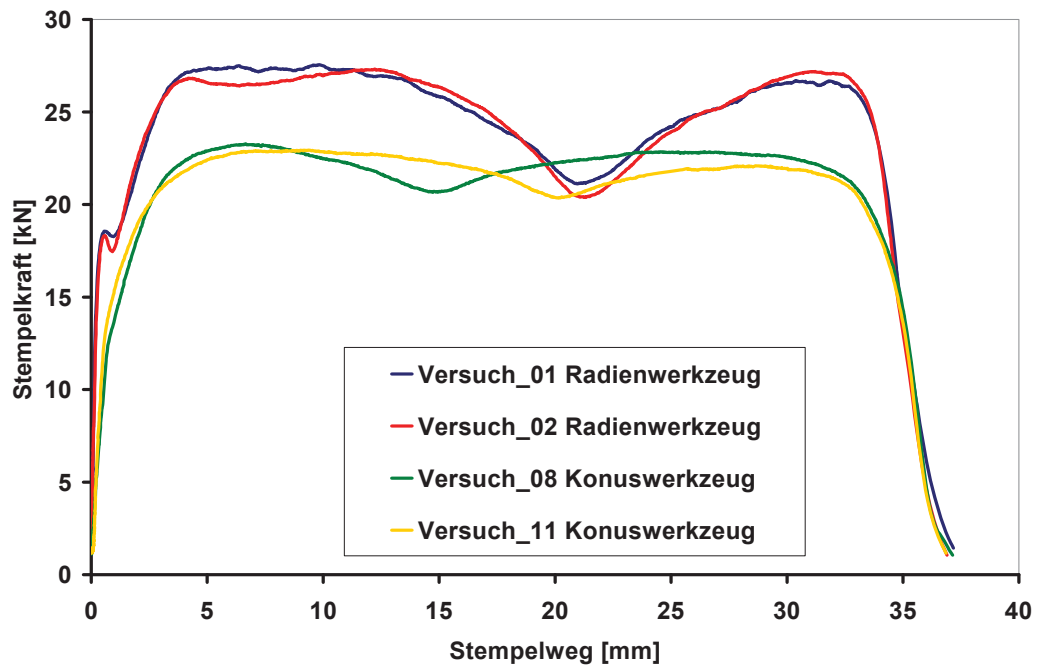


Abbildung 5.9: Ausgewählte Kraft-Weg-Verläufe von Proben, die am Konus- oder Radienwerkzeug verpresst wurden. In allen Verläufen ist ein Einbruch der Presskraft erkennbar.

Für die Versuche mit dem Radienwerkzeug wird eine sichtbare Bildung von Abrieb (Flitterbildung) festgestellt. Schon im ersten Pressversuch kommt es zu einer in Abbildung 5.10 gezeigten Materialablagerung im Bereich zwischen Matrize und Fase der Einlegemaske. Die Demontage der Einlegemaske offenbart in Abbildung 5.11, dass abgeriebener Werkstoff zwischen die Matrize und die Einlegemaske gequetscht wird. Dies legt die Vermutung nahe, dass der beim Abtragen des Probenwerkstoffes auftretende Druck ausreicht, um die Einlegemaske anzuheben. Im Gegensatz dazu ist bei Verwendung des Konuswerkzeuges keine Flitterbildung zu beobachten.

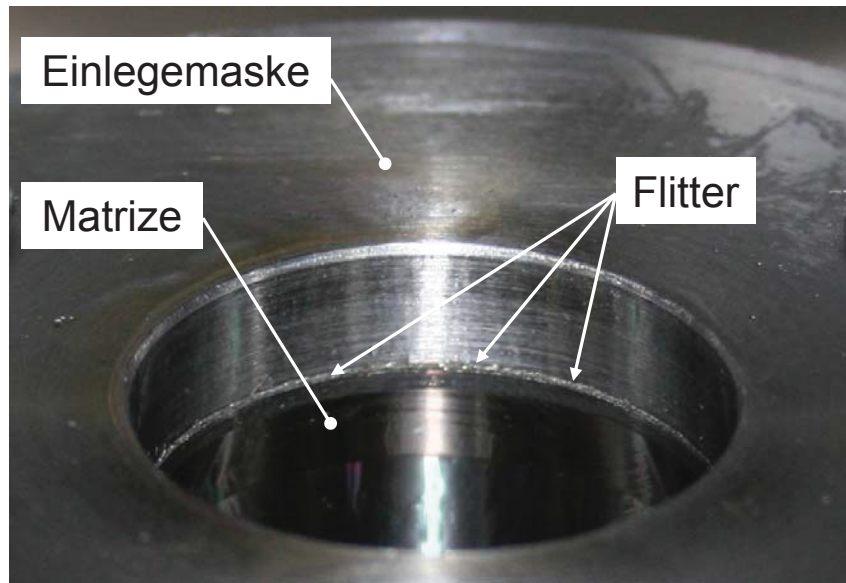


Abbildung 5.10: Ansammlung von abgeriebenem Material (Flitter) zwischen Einlegemaske und Matrize.

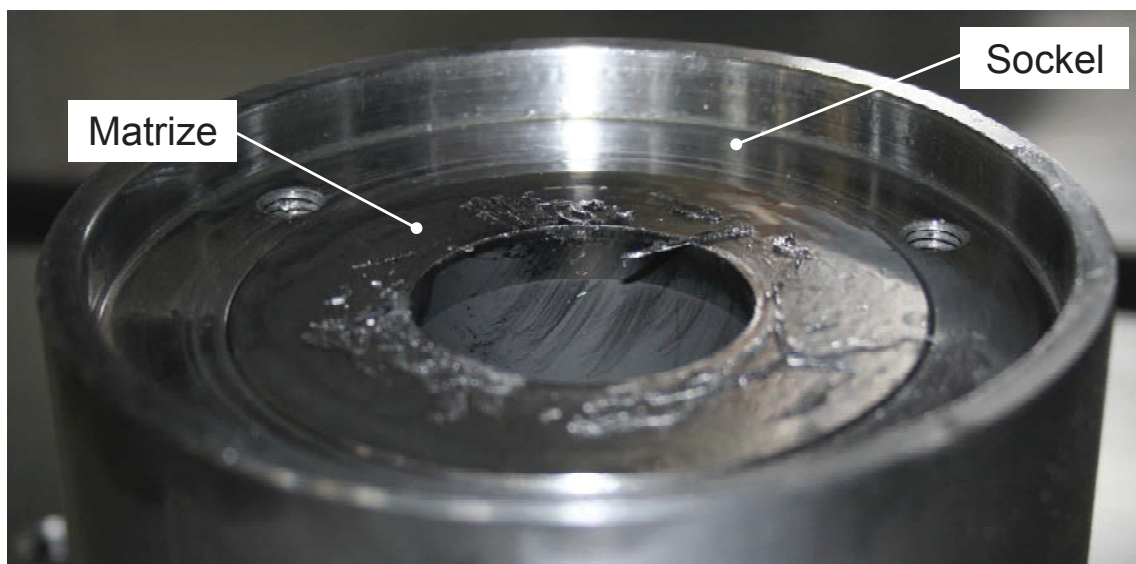


Abbildung 5.11: Nach der Demontage der Einlegemaske an der Matrize haftender Materialabrieb.

5.3.3 Metallografische Analyse einer Referenzprobe

Ziel der metallografischen Untersuchung der verpressten Proben ist die Bestimmung von deren Dichteverteilung in einer Schicht unterhalb der Oberfläche mittels quantitativer Bildanalyse [Ana03]. Für diese ist es notwendig einen Farbschwellwert zu bestimmen, um Porenränder genau aufzulösen. Da der Schwellwert die Qualität der Ergebnisse beeinflusst, wird er an einer Probe bekannter Dichte (Referenzprobe), die mit jener der praktischen Versuche übereinstimmt, ermittelt. Zudem soll durch die Betrachtung unterschiedlicher

Probenregionen Wissen über deren Porenverteilung generiert werden. Dieses liefert womöglich Aufschluss darüber, was zum Einbruch der Kraft im Fließpressvorgang führt.

Schnittführung

Da die Probe während des Herstellungsschrittes des Pulverpressens an den Stirnflächen keine Bewegungen um ihre Längsachse erfährt, wird eine rotationssymmetrische Porenverteilung zu Grunde gelegt. Um eine mögliche Abweichung der relativen Dichte entlang der Probenachse zu detektieren, wird die in Abbildung 5.12 veranschaulichte Schliffebene (entspricht der späteren Bildebene) so gewählt, dass die Probenachse in ihr zu liegen kommt. Da die Schliffherstellung auch spanende Verfahren (Schleifen und Polieren) umfasst, wird die Schnittebene um 0,5 mm zur Symmetrieachse versetzt. Um die Aufbereitung der Probe zu vereinfachen, wird diese gemäß den Hilfsschnittebenen zugeschnitten.

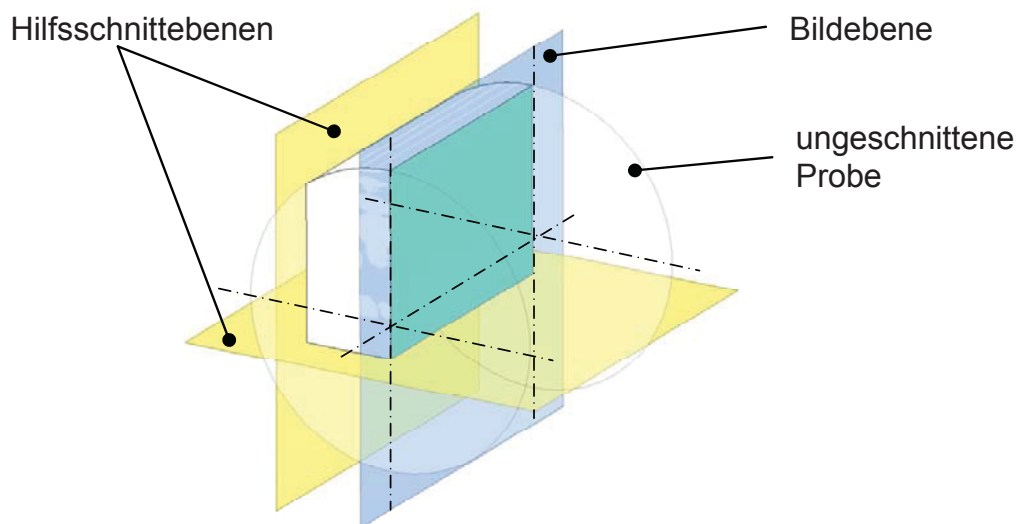


Abbildung 5.12: Lage der Bildebene und der Hilfsschnittebenen in der ungeschnittenen Probe.

Schliffherstellung

Die zugeschnittene Probe wird in Multifast black eingebettet. Dem folgt das Schleifen, beginnend mit Körnung 120 über 222, 500, 800 bis zur Körnung 1200. Anschließend wird die Probe mit 9 μm und mit 3 μm monokristalliner Diamantsuspension auf Struers MD_Dac Poliertuch poliert. Um klar erkennbare Porenränder zu erhalten, wird die Probe nach dem Polieren mit der 3 μm Suspension gereinigt und anschließend 2 s in Nital (4 %) geätzt. Dem folgt ein neuerliches Polieren. Der Vorgang des Ätzens und Polierens wird dreimal wiederholt, darauffolgend die Probe OPS auf Struers MD_Chem Poliertuch behandelt. Das so entstandene Schliffbild wird für die weitere Analyse verwendet.

Dichtebestimmung einer Referenzprobe mittels quantitativer Bildanalyse

Der für die quantitative Bildanalyse notwendige Farbschwellwert wird iterativ bestimmt, in dem ein Schwellwert eingestellt und mehrere ausgewählte Probenbereiche auf ihre relative Dichte hin untersucht werden. Anschließend wird der Mittelwert aus den relativen Dichten der Einzelregionen bestimmt und mit der anhand der Abmessungen und dem Gewicht der errechneten Dichte der Referenzprobe verglichen. Dieses Vorgehen wird wiederholt, bis der Mittelwert der Einzelmessungen mit der rechnerischen relativen Dichte übereinstimmt.

Um den Dichteverlauf an der Probenoberfläche in Probenlängsrichtung zu bestimmen, wird eine Bezugsstirnfläche definiert und einzelne Probenregionen entlang des Probenrandes mit dem Lichtmikroskop unter 50-facher Vergrößerung fotografiert. Die Lage des Mittelpunktes der einzelnen Bilder ist in Abbildung 5.13 als Abstand zur Bezugsstirnfläche dargestellt.

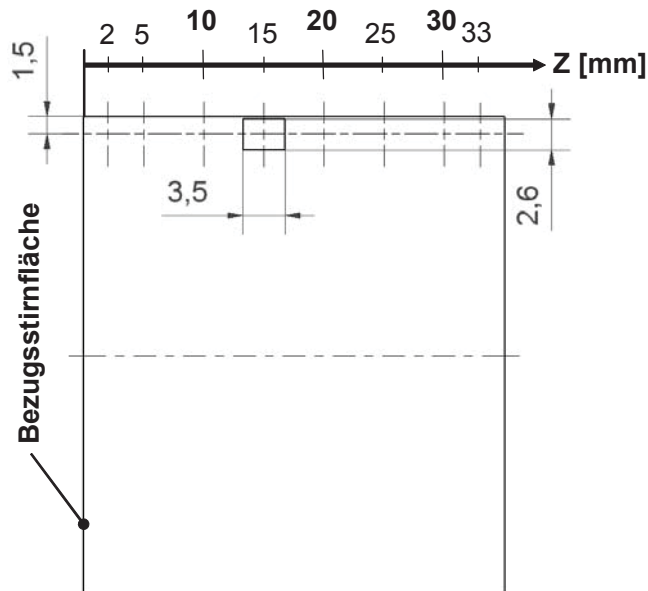


Abbildung 5.13: Lage der zur Auswertung der Dichte herangezogenen Schliffbilder und beispielhafter Bildausschnitt für die Position 15 mm (alle Angaben in mm).

Die Schliffbilder der untersuchten Bereiche sind in Abbildung 5.14a bis h dargestellt. Ausgehend von dem der Bezugsstirnfläche am nächsten liegenden Bereich (Abbildung 5.14 a) wird ein Trend hin zu zahlreicher auftretenden größeren Poren (Abbildung 5.14b und c) bis in die Bereiche nahe der Probenmitte (Abbildung 5.14d und e) festgestellt. Dem folgt eine Abnahme an großen Poren (Abbildung 5.14f und g) hin zum Bereich am Probenende (Abbildung 5.14h).

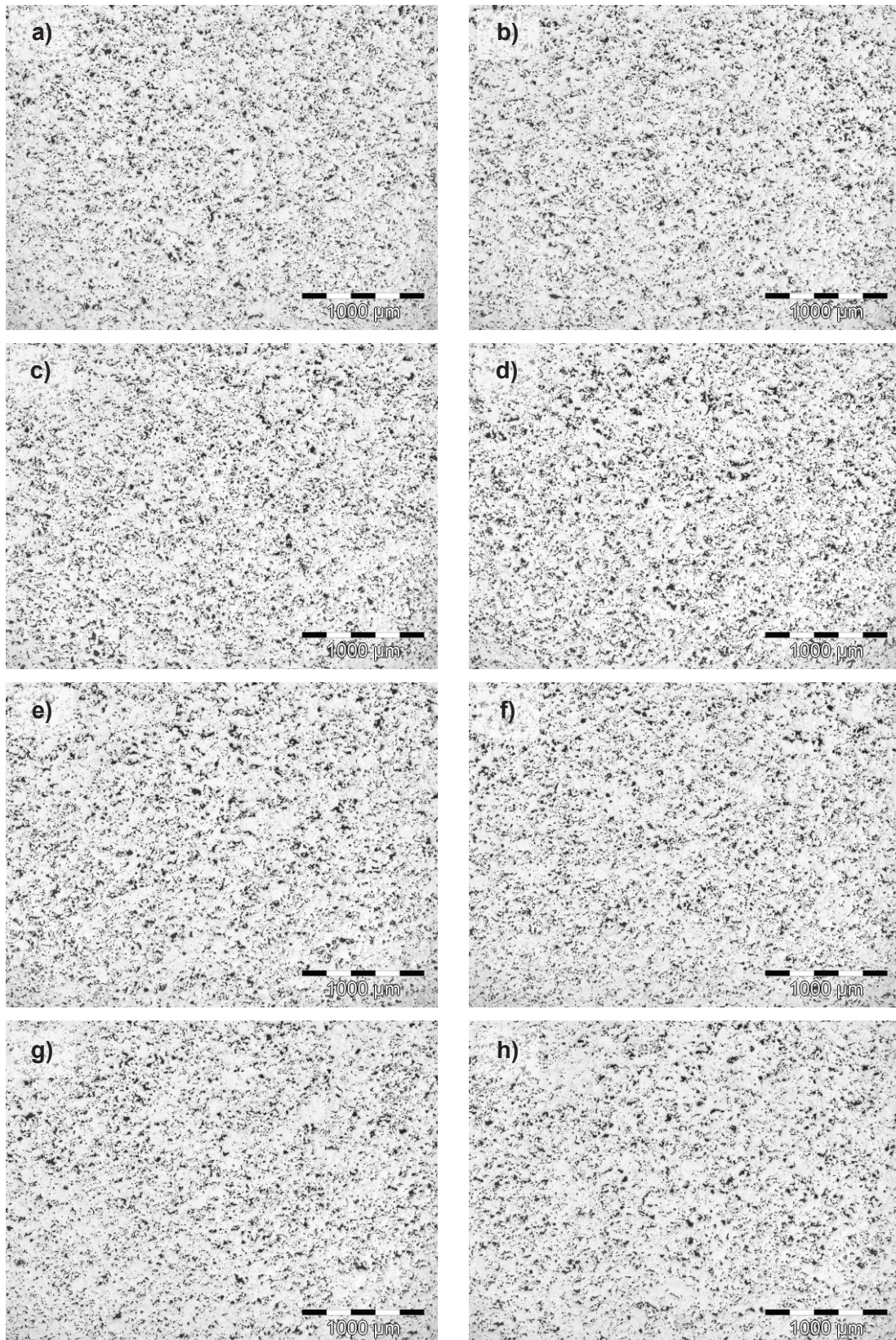


Abbildung 5.14: Schliffbilder der Probenrandzone in Probenlängsrichtung: a) 2 mm, b) 5 mm, c) 10 mm, d) 15 mm, e) 20 mm, f) 25 mm, g) 30 mm, h) 32 mm Abstand zur Bezugsstirnfläche.

Zur genaueren Auflösung und um Dichteprofile für verschiedene Oberflächenabstände zu erhalten, wird jeder Probenausschnitt gemäß Abbildung 5.15 in radialer Richtung in sechs gleich breite Bereiche zu je 440 μm unterteilt und jeder Teilbereich auf seine relative Dichte mittels quantitativer Bildanalyse ausgewertet.

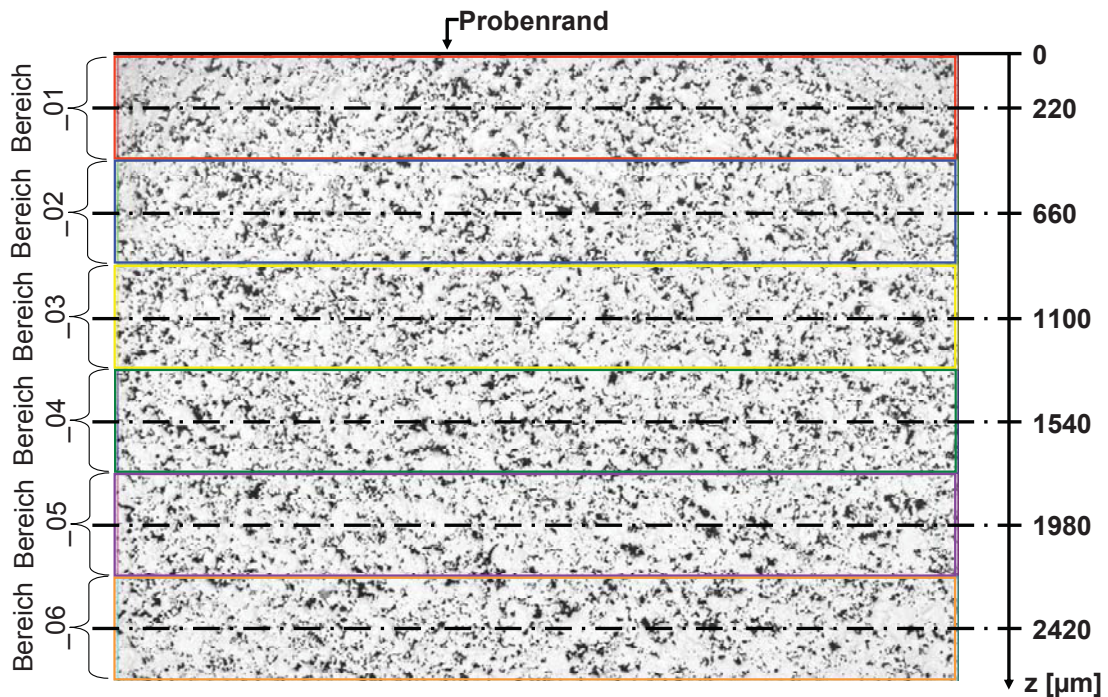


Abbildung 5.15: Zur genaueren Analyse in den Bildausschnitt eingebrachte Teilbereiche und Abstand der Bereichsmittelle zur Oberfläche.

Für die Diagrammdarstellung wird die relative Dichte eines Teilbereiches der Bereichsmittellinie und ihrem Abstand zur Oberfläche zugeordnet. Abbildung 5.16 zeigt die für die einzelnen Bereiche detektierten Poren beispielhaft für den in Abbildung 5.15 verwendeten Probenausschnitt anhand eingefärbter Bereiche.

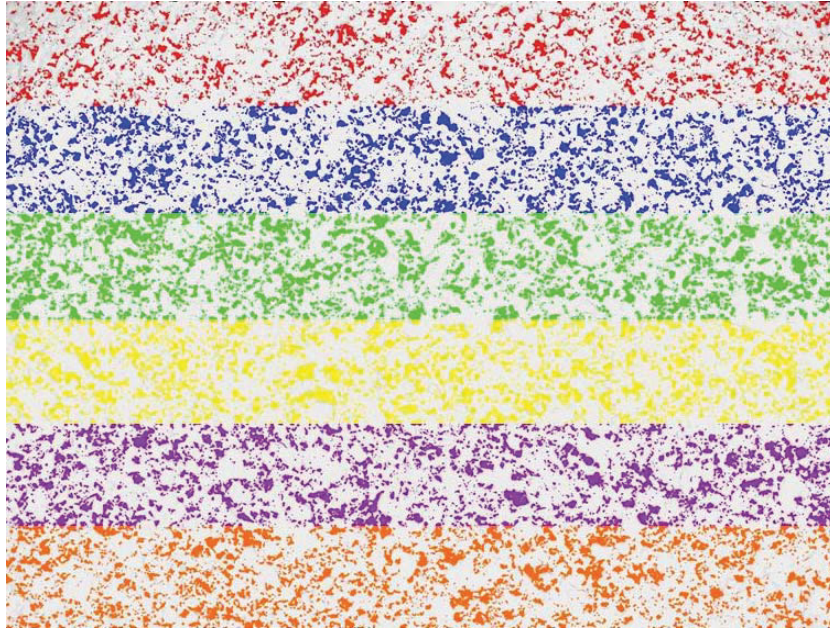


Abbildung 5.16: Farbkodierung der detektierten Porositäten für die Bereiche aus Abbildung 5.15

Werden alle Probenausschnitte aus Abbildung 5.13 mit dieser Methode ausgewertet, ist die aus den Schliffbildern abgeleitete Grundtendenz zu hoher Dichte nahe der Stirnflächen und geringerer Dichte hin zur Probenmitte für alle in Abbildung 5.17 dargestellten Bereiche der Probenrandzone detektierbar. Dies gilt unabhängig von deren Abstand zum Probenrand. Damit wird die in Kapitel 5.3.2 getätigte Annahme einer neutralen Zone bestätigt. Der größte Dichteeinbruch wird für die Messposition in 15 mm Entfernung zur Bezugsstirnfläche festgestellt. Ein Vergleich des Mittelwertes aller untersuchten Bereiche mit dem berechneten Sollwert der relativen Dichte für eine homogene Probe zeigt ein Überschreiten des Sollwertes an den Stirnflächen und von diesen ausgehend einen Abfall der Dichte in Achsrichtung. Der Verlauf der Dichte von den Stirnflächen zum Tiefpunkt ist jedoch unsymmetrisch.

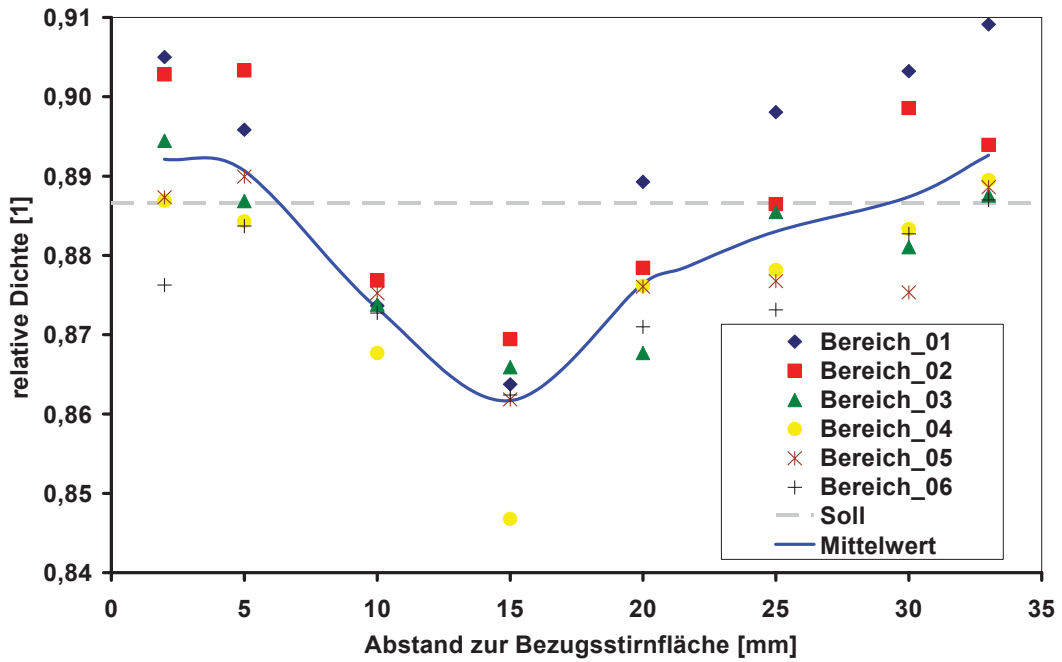


Abbildung 5.17: Relative Dichte in Probenlängsrichtung für verschiedene Oberflächenabstände und Mittelwert daraus.

Durch Auftragen von Presskraft und Dichteverteilung über dem Stempelweg bzw. die Probenlänge, wie in Abbildung 5.18 ausgeführt, wird eine Entsprechung des Dichteprofiles im Kraft-Weg-Verlauf gefunden. Aufgrund des unsymmetrischen Dichteverlaufs ist es zweckmäßig, diesen auch in gespiegelter Form in das Diagramm einzutragen, um den beiden Ausrichtungen, in denen die Proben in das Werkzeug eingelegt werden können, gerecht zu werden. Dadurch ist erkennbar, dass eine Änderung der Dichte der Probenrandschicht eine Entsprechung in der Presskraft findet. Konkret nimmt die Presskraft mit abnehmender Dichte des verpressten Querschnittes ab und wächst mit zunehmender Dichte desselbigen wieder an. Je nach Lage der Proben zu Pressbeginn tritt die geringste Presskraft für einen Pressenhub von 14,25 mm oder 20,75 mm auf, wenn die Zone kleinster Dichte umgeformt wird. Die Änderung der Probendichte in Probenachsrichtung ist in der späteren Beurteilung der Kraft-Weg-Verläufe und in der Auswertung der relativen Dichte der verpressten Proben zu berücksichtigen.

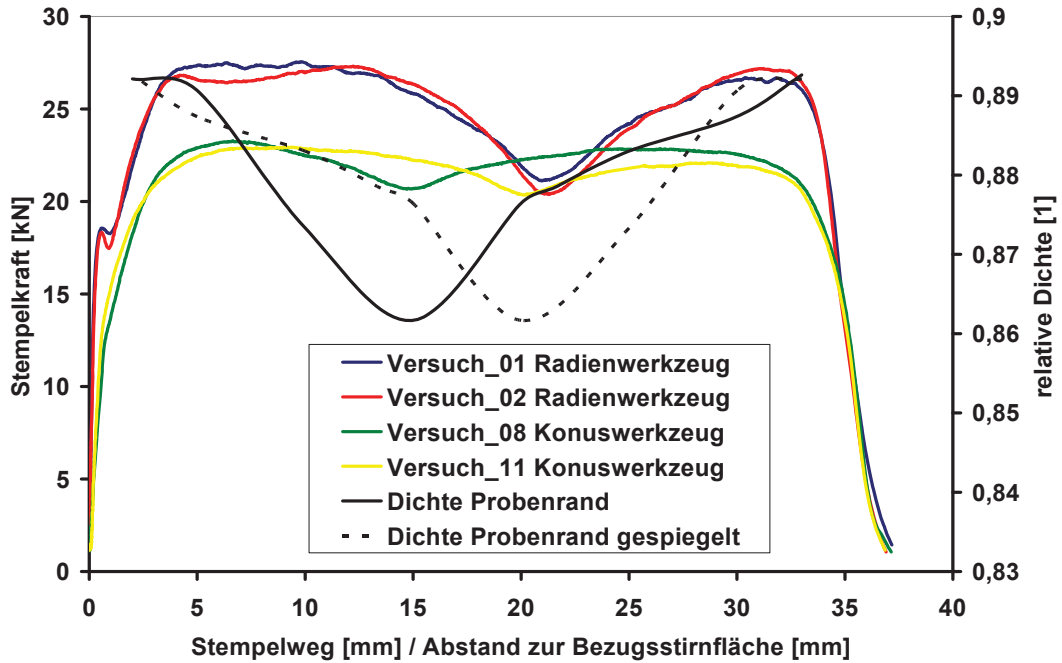


Abbildung 5.18: Änderung der Stempelkraft über den Stempelweg und Dichteprofil am Probenrand. Die Änderung der Dichte am Probenrand in Achsrichtung wirkt auf den Kraft-Weg-Verlauf verpresster Proben ein.

In einer ergänzenden in [Hat11] angeführten Simulation wird das Pressen einer Probe mit einer Region geringerer Dichte am Umfang nachgestellt und ein Abfall an Presskraft erkannt, der jenem der praktischen Versuche entspricht. Womöglich ist auch der von Oh et al. [Oh93] beobachtete Einbruch an Presskraft auf Inhomogenitäten in der Dichte der verwendeten Proben zurückzuführen.

5.3.4 Metallografische Analyse der verpressten Proben

In der metallografischen Untersuchung der gepressten Proben wird der Einfluss des PM-Fließpressens auf die Dichte der umgeformten Probenrandzonen abgeklärt, indem für die verpressten Proben Dichteprofile mittels quantitativer Bildanalyse erstellt werden. Da die in 5.3.3 durchgeführte Analyse einer Referenzprobe eine Dichtestreuung in deren Längsachse zeigt, wird für die Schliffbilderstellung eine Schnittebene spezieller Lage definiert. Für die Schliffherstellung wird ein Querschnitt gewählt, dessen Dichte mit der globalen Dichte der Probe übereinstimmt. Dieser Querschnitt ist im Dichteverlauf zweimal gegeben. Da aber an einer Stirnseite die Dichteabnahme einen geringeren Gradienten zeigt, wird an dieser Seite der Probe der Querschnitt analysiert. Mögliche fertigungstechnische Ungenauigkeiten in der Probenpräparation, die zu einem Verschieben der Schnittebene führen, lassen so geringere Auswirkungen erwarten. Die entsprechende Stirnseite kann an den verpressten Proben durch die Kraft-Weg-Verläufe bestimmt werden.

Daher werden für die Analyse die Proben gemäß Abbildung 5.19a und Abbildung 5.19b 8 mm unterhalb jener Stirnfläche geschnitten, die dem Kraftplateau am nächsten liegt. In der so entstandenen Schliffebene werden vier symmetrisch angeordnete Randbereiche auf ihre Dichte hin untersucht (Abbildung 5.19c). Dazu werden in jede Region Teilbereiche gemäß Abbildung 5.19d und Tabelle 2 eingebracht. Für diese Teilflächen wird die relative Dichte bestimmt und daraus der Dichteverlauf als Funktion des Abstandes zur Probenoberfläche ermittelt.

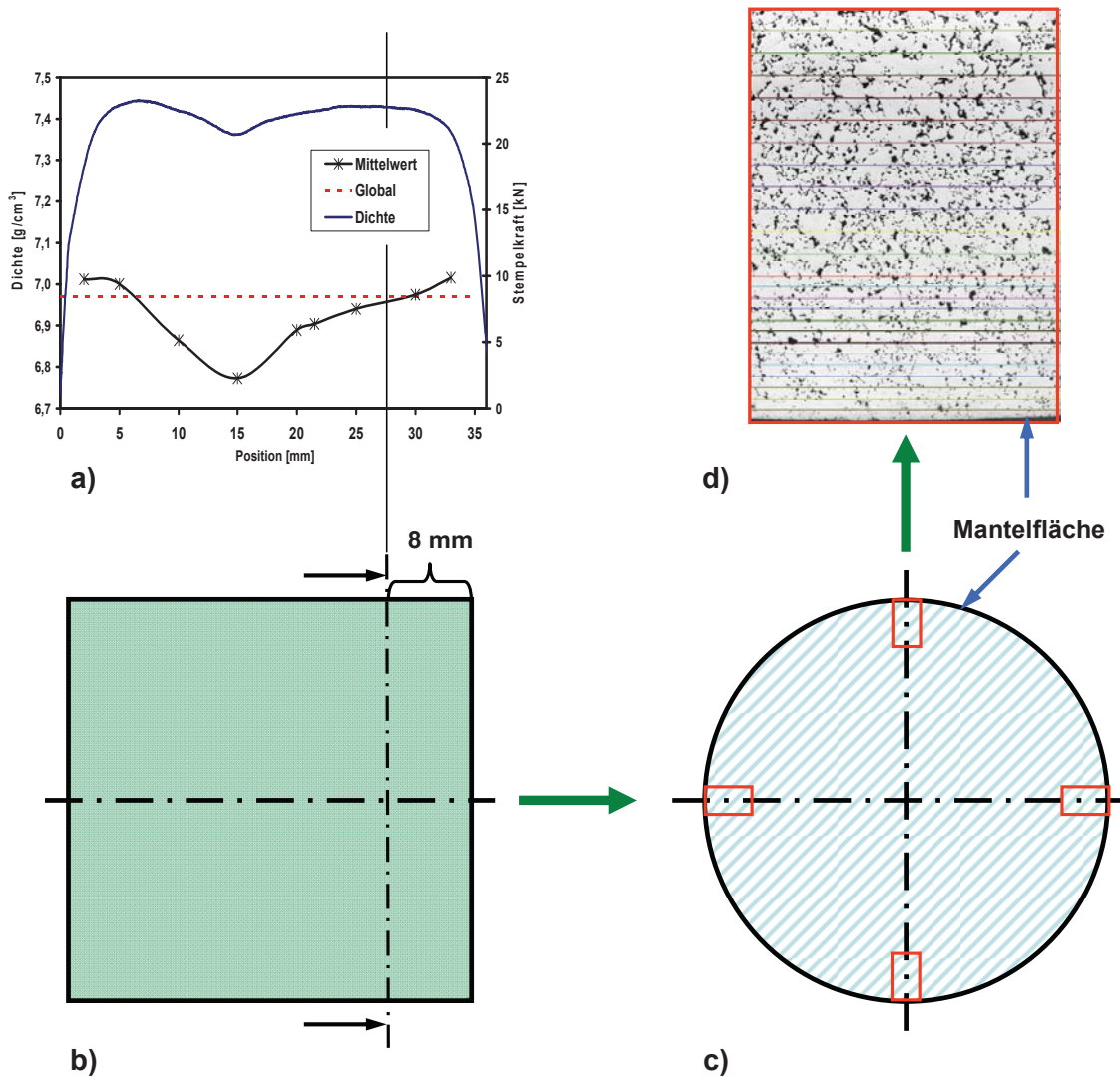


Abbildung 5.19: Basierend auf dem Kraft-Weg-Verlauf (a) gewählte Schnittebene (b) und darin eingebrachte Analysezonen (c) mit Darstellung der für die Analyse verwendeten Bereiche (d).

Tabelle 5-1: Lage und Breite der Teilbereiche, deren Dichte zur Erstellung des Dichteprofils ermittelt wird.

Bereich	Bereichsbeginn Oberflächen- abstand [µm]	Bereichsende Oberflächen- abstand [µm]	mittlerer Abstand zur Oberfläche [µm]	Bereichsbreite in radialer Richtung [µm]
01	0	50	25	50
02	50	100	75	50
03	100	150	125	50
04	150	200	175	50
05	200	250	225	50
06	250	300	275	50
07	300	350	325	50
08	350	400	375	50
09	400	450	425	50
10	450	500	475	50
11	500	550	525	50
12	550	600	575	50
13	600	650	625	50
14	650	750	700	100
15	750	850	800	100
16	850	950	900	100
17	950	1050	1000	100
18	1050	1150	1100	100
19	1150	1250	1200	100
20	1250	1350	1300	100
21	1350	1450	1400	100
22	1450	1550	1500	100
23	1550	1650	1600	100
24	1650	1750	1700	100

5.3.5 Vergleich von Simulation und Realversuch

Die realen Versuche wurden mit dem in 5.2 beschriebenem Simulationsmodell nachgestellt und die Ergebnisse gegenübergestellt.

Radienwerkzeug

In der Simulation mit dem Radienwerkzeug tritt ein deutlich ausgeprägter radialer Werkstofffluss auf, der bereits nach einem Pressweg von 1,1 mm zu einem Simulationsabbruch führt. Das Ausmaß des radialen Werkstoffflusses zum Zeitpunkt des Simulationsabbruchs ist in Abbildung 5.20 dargestellt. Die Gestalt ähnelt einer Flitter- oder Spanbildung, jedoch kann mit dem verwendeten Werkstoffmodell kein Materialabtrag dargestellt werden. Dies war nicht Voraussetzung für die Modellbildung, da ein Materialabtrag am Bauteil einen unzulässigen Vorgang im Fließpressprozess darstellt.

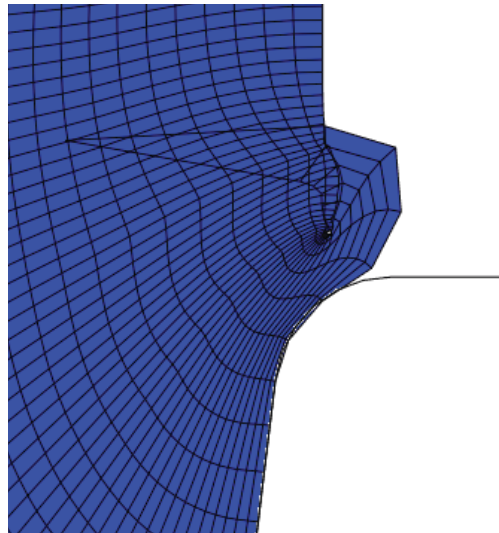


Abbildung 5.20: Einer Spanbildung ähnelnde Netzverzerrung an der Probenoberfläche in der Simulation mit Radiusmatrize.

Das Auftreten eines Materialflusses ähnlich einer Flitter- oder Spanbildung in der Simulation stimmt mit den praktischen Versuchen überein, für die ein Materialabtrag bei Verwendung des Radienwerkzeuges gefunden wurde. Aufgrund des frühzeitigen Simulationsabbruches ist für das Radienwerkzeug keine Auswertung des Kraft-Weg-Verlaufs und des Dichteprofils möglich.

Konuswerkzeug

Für das Konuswerkzeug tritt in der Realität kein Materialabtrag auf. Auch in der entsprechenden Simulation werden keine Anzeichen wie extreme Netzverzerrungen oder radiale Materialflüsse erkannt, die als Indikatoren für einen möglichen Materialabtrages in der Realität dienen können.

Der Vergleich des gemessenen Kraft-Weg-Verlaufes mit dem simulierten in Abbildung 5.21 zeigt eine sehr gute Übereinstimmung der beiden Graphen. Da in der Simulation von einer Probe mit homogener Dichteverteilung ausgegangen wird, bleibt ein Kräfteinbruch, wie er im Versuch gemessen wird, aus. Hingegen wird das im Versuch gefundene Krafniveau für Probenregionen nahezu konstanter Ausgangsdichte in der Simulation sehr gut durch übereinstimmende Stempelkraft abgebildet.

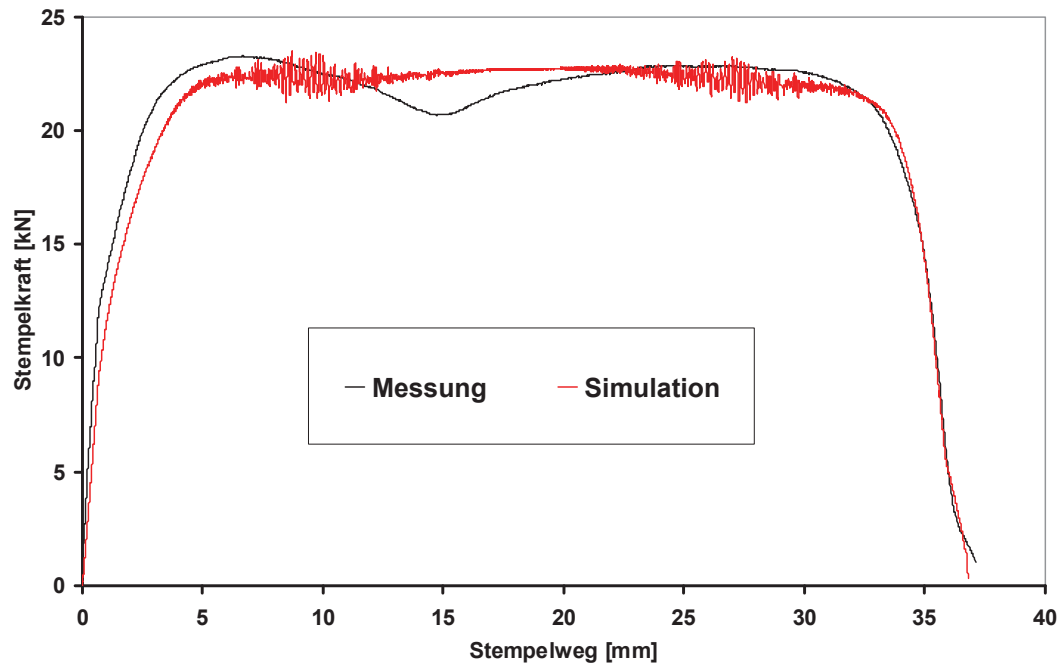


Abbildung 5.21: Vergleich der simulierten mit der gemessenen Stempelkraft für das Konuswerkzeug. Hinsichtlich benötigter Stempelkraft ist eine gute Übereinstimmung gegeben. Ein Kräfteinbruch bleibt in der Simulation wegen der Annahme einer homogenen Probe aus.

Dichteprofil

In dem in Abbildung 5.22 angestellten Vergleich des mittels quantitativer Bildanalyse gewonnenen Dichteprofiles mit dem simulierten ist eine qualitative Übereinstimmung gegeben. Die Übereinstimmung hinsichtlich der Absolutwerte ist ausreichend, da die Ergebnisse der quantitativen Bildanalyse durch die Probenvorbereitung, die Belichtungsverhältnisse und Bildschärfe, sowie durch den gewählten Schwellwert einer Streuung unterliegen.

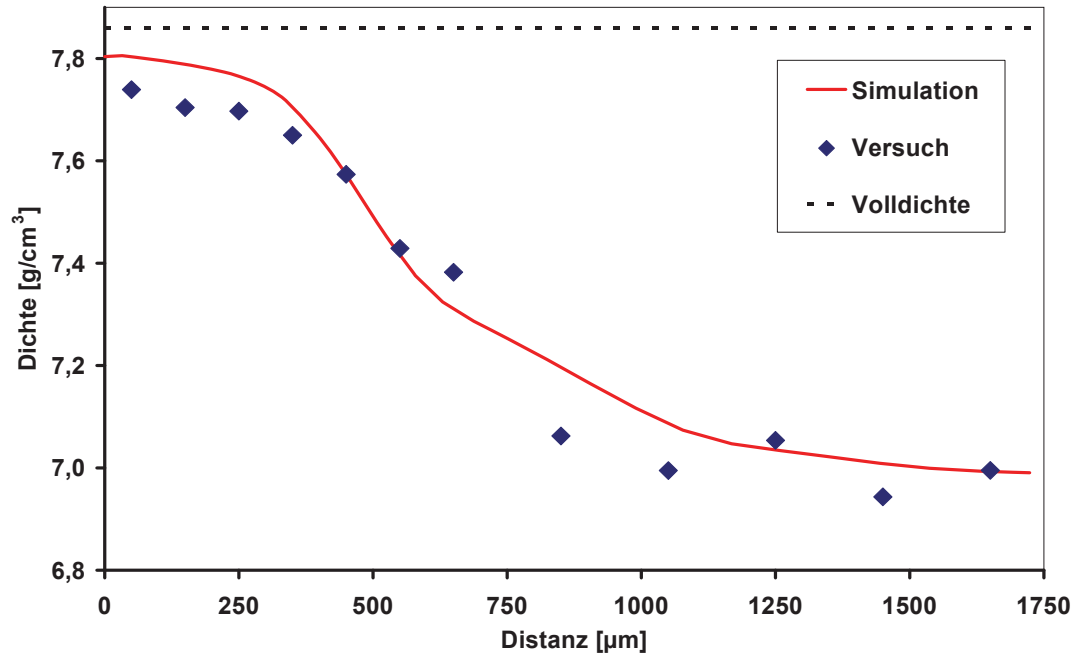


Abbildung 5.22: Vergleich des in der quantitativen Bildanalyse (Versuch) erhaltenen Dichteprofiles mit dem in der Simulation ermittelten Dichteverlauf für das Konuswerkzeug. Eine gute Übereinstimmung ist gegeben.

Bewertung der Güte des Simulationsmodell

Die in der Simulation des Radienwerkzeuges erkannte Flitter- bzw. Spanbildung sowie deren Ausbleiben für das Konuswerkzeug zeigen, dass mit dem Simulationsmodell Werkstoffflüsse in sehr guter Übereinstimmung mit dem Realversuch abgebildet werden. Zudem wird in der Simulation des Konuswerkzeugs eine gute Entsprechung mit den Ergebnissen des praktischen Versuchs hinsichtlich des Kraft-Weg-Verlaufs und der Dichteverteilung erkannt. Der gewählte Reibwert wird durch das gute Übereinstimmen von simulierten und realen Materialflüssen sowie Kraft-Weg-Verläufen bestätigt. Zusammengefasst sprechen die gefundenen Übereinstimmungen dem Simulationsmodell eine hohe Güte zu. Deshalb und um Zeit und Versuchsgerät einzusparen, wird entschieden, die weitere Prozessentwicklung in Form virtueller Studien anstelle praktischer Versuche zu betreiben.

6. PM-Fließpressen – Simulationsmodell und Analysetechnik

Das in Kapitel 5.2 beschriebene und in Kapitel 5.3 verifizierte Simulationsmodell wird für eine virtuelle Parameterstudie zum PM-Fließpressen genutzt. Dazu wird das Modell an industrielle Verhältnisse angepasst. Da für das PM-Fließpressen geeignete Bauteile, beispielsweise Zahnräder, in der Regel eine Bohrung aufweisen, um auf eine Welle gefügt zu werden, wird die Probenform von einem Vollzylinder auf einen Hohlzylinder mit einer Durchgangsbohrung mit 18 mm Durchmesser abgewandelt.

Für die Bestimmung der Kraft-Weg-Verläufe der Stempel wird in der Simulation die in den einzelnen Simulationsschritten wirkende Kraft an den Referenzpunkten der starren Stempelgeometrien aufgezeichnet. Um das Dichteprofil zu bestimmen, wird an den (virtuell) verpressten Proben, die eine homogene Dichteverteilung zu Simulationsbeginn aufweisen, auf halber Probenhöhe der in Abbildung 6.1 abgebildete Analysepfad eingebracht, entlang dessen die Dichte ausgelesen wird. Um möglichst exakte Ergebnisse bei möglichst geringem Rechenaufwand zu erhalten, wird die Probe mit relativ großen Elementen vernetzt, und nur die Bereiche des besonderen Interesses werden zur genaueren Beschreibung ihres Zustandes mittels kleiner Elemente fein aufgelöst. Es sind dies die für den Einlauf der Probe bzw. für die Gratbildung verantwortlichen Stirnflächen und der zur Analyse des Dichteprofiles herangezogene Probenmittenbereich. Alle untersuchten Einflussgrößen werden auf ihre Bedeutung für das Dichteprofil und den Kraft-Weg-Verlauf hin untersucht, ausgewählte auch auf ihre Auswirkungen auf die Werkzeugbelastung.

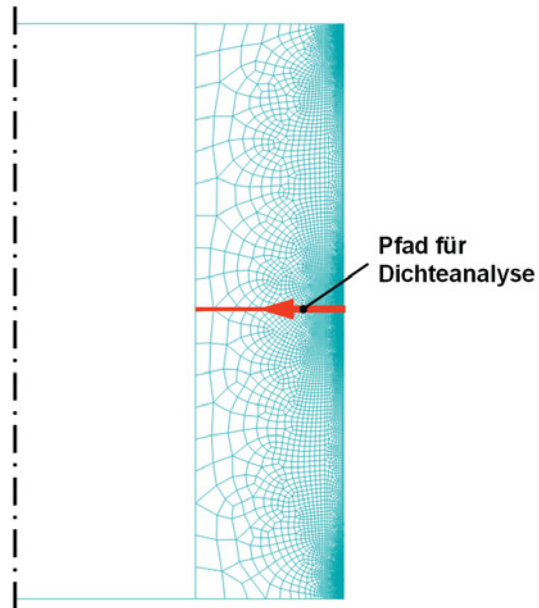


Abbildung 6.1: Vernetzung der Probe und Lage des zur Auswertung des Dichteprofiles eingebrachten Pfades.

7. PM-Fließpressen – einstufige Prozessführung

Um die Frage, ob eine vorteilhafte Grundform für die Matrize existiert, zu beantworten, werden die Untersuchungen zur einstufigen Prozessführung mit der Analyse des Einflusses der Einlaufkontur begonnen. Anhand der Ergebnisse wird ein Einlaufprofil gewählt, mit dem die weiteren Einflussgrößen der einstufigen Prozessführung untersucht werden. Um ein vorteilhaftes Werkzeugprofil für die Versuche zur mehrstufigen Umformung zu finden sowie die Bedeutung des Aufmaßes in einem Presshub zu erfassen, ist es ausreichend, nur das einmalige Pressen der Probe, also ohne Rückhub an den Ort des Einlegens, zu simulieren.

7.1 Einfluss der Einlaufkontur

7.1.1 Versuchsplan

Es werden zwei verschiedene Grundgeometrien, Gerade (Konuswerkzeug, Abbildung 7.1a) und Kreisbogen (Radienwerkzeug, Abbildung 7.1b) als Profilgeometrie für die Matrize gewählt und in ihrer Ausbildung variiert. Dazu wird für die Konuswerkzeuge der Konuswinkel (α) und für die Radienwerkzeuge der Einlaufradius (R) variiert. Aus der Analyse der mit den verschiedenen Werkzeugvarianten in der FE-Simulation erlangten Kraft-Weg-Verläufe, der Dichtprofile sowie der Matrizenbelastung wird eine Matrizenform für die weiteren Versuche ausgewählt.

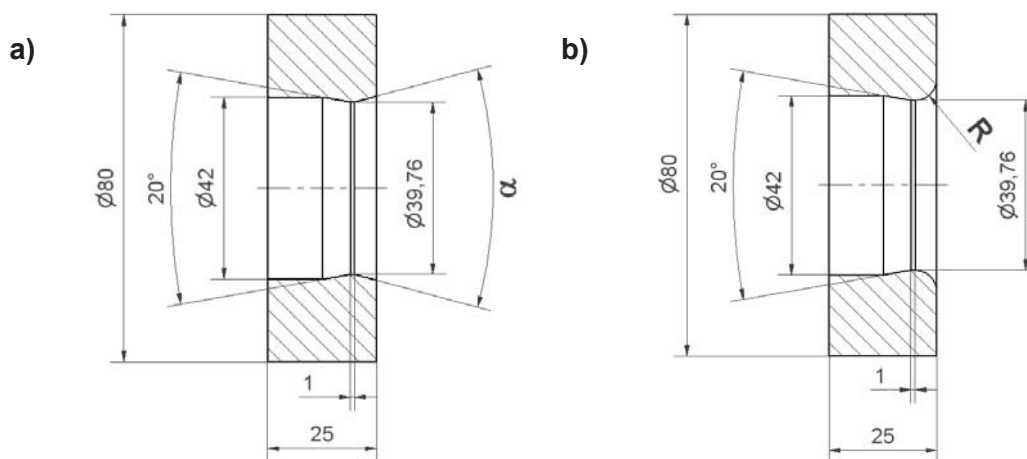


Abbildung 7.1: Hauptabmessungen und variierte Parameter des Konus- (a) und Radienwerkzeuges (b).

Es wird davon ausgegangen, dass für den Einlauf der Probe in das Werkzeug der Tangentenwinkel am Auftreffpunkt der Probe von höchster Relevanz ist. Dieser Winkel wird im Weiteren als Einlaufftangentialwinkel α_{TK} für das Konuswerkzeug und als α_{TR} für das Radienwerkzeug bezeichnet (Abbildung 7.2). Für das Konuswerkzeug entspricht der

Einlaufftangentialwinkel dem Konuswinkel, der im Weiteren als Öffnungswinkel (α) bezeichnet wird. Für das Radienwerkzeug kann der Einlaufftangentialwinkel (α_{TR}) konstruktiv ermittelt oder mittels Gleichung (7.1) errechnet werden.

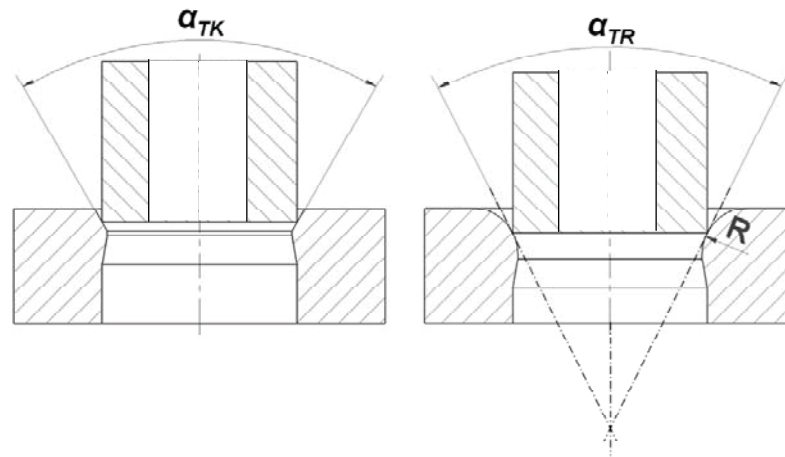


Abbildung 7.2: Einlaufftangentialwinkel α_{TK} des Konus- und α_{TR} des Radienwerkzeuges.

$$\alpha_{TR} = 2 * \arccos \frac{R - A_r}{R} \quad (7.1)$$

R ... Radius des Radienwerkzeuges

A_r ... radiales Aufmaß der Probe

Aus Gleichung (7.1) folgt, dass die Änderung des Einlaufftangentialwinkels mit zunehmendem Radius abnimmt. Zudem trifft die Probe tiefer im Inneren des Werkzeuges auf. Ein radialer Materialfluss wird durch die übrige Matrizenkontur gehindert. Daraus wird eine Unempfindlichkeit des Prozesses für große Radien abgeleitet. Deshalb wird im Versuchsprogramm der Radius in großen Schritten hin zu kleinen Radien, für die eine hohe Sensibilität erwartet wird, abgestuft.

Der Radius wird von 12,5 auf 2,5 mm in Schritten zu je 2,5 mm, von 2,5 bis 1 mm in Schritten zu je 0,5 mm, von 1 bis 0,5 mm in Schritten zu je 0,25 mm und von 0,5 bis 0,1 mm in Schritten zu je 0,1 mm abgewandelt. Da für das Konuswerkzeug der größtmögliche Öffnungswinkel, der zu spanfreiem Materialfluss durch das Werkzeug führt, nicht bekannt ist, wird der Öffnungswinkel in Schritten zu je 10° von 10° bis 180° variiert. Die untersuchten Profilparameter sind in Tabelle 7-1 zusammengefasst.

Tabelle 7-1: Untersuchte Parameter für das Radien- und Konuswerkzeug

Radienwerkzeug		Konuswerkzeug
Radius R [mm]	Einlaftangentenwinkel [Grad]	Öffnungswinkel = Einlaftangentenwinkel [Grad]
12,5	14,5	10,0
10	16,2	20,0
7,5	18,7	30,0
5	23,0	40,0
2,5	32,5	50,0
2	36,4	60,0
1,5	42,1	70,0
1	51,7	80,0
0,75	59,9	90,0
0,5	73,7	100,0
0,4	82,8	110,0
0,3	96,4	120,0
0,2	120,0	130,0
0,1	180,0	140,0
		150,0
		160,0
		170,0
		180,0

7.1.2 Konuswerkzeuge

Die Simulationen für die Konuswerkzeuge werden erfolgreich bis zu einem Öffnungswinkel von 50° durchgeführt. Die Simulation mit Öffnungswinkel 60° bricht nach dem Verpressen von rund einem Siebtel der Probenlänge ab (Abbildung 7.3).

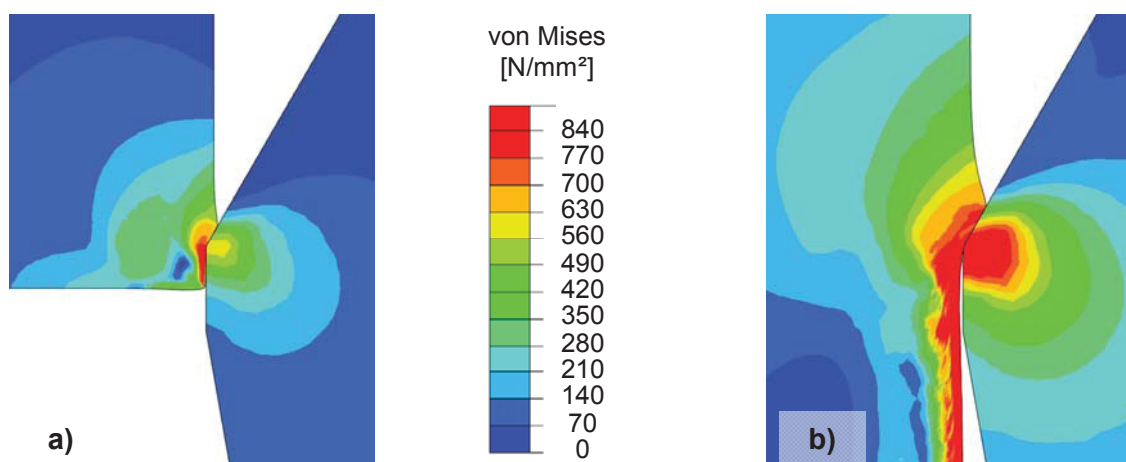


Abbildung 7.3: Vergleichsspannung nach von Mises und Ausbildung der Umformzone zu Beginn der Simulation (a) und bei Simulationsabbruch (b).

Ursache dafür ist ein zu großes Maß an angestautem Werkstoff im Matrizeneinlauf, der mit dem Eintritt der Probe in die Umformzone beginnt und bis zum Simulationsabbruch weiter anwächst. Dieses Verhalten lässt auf Flitter- oder Spanbildung im realen Prozess schließen. Während die Probe beim kleinsten untersuchten Öffnungswinkel von 10° noch nahezu zylindrisch in die Matrize einläuft (Abbildung 7.4a), ist für die größeren untersuchten Öffnungswinkel ein radialer Materialfluss (Ausbauchen) in Richtung Matrizenöffnung detektierbar (Abbildung 7.4b bis e). Dieser wächst während des Verpressens der rund ersten 5 mm der Probenlänge an und erreicht anschließend eine stabile Ausbildung. Ein Vergleich der Probengeometrie zum Zeitpunkt des halben Stempelhubes zeigt eine deutliche Zunahme des radialen Materialflusses mit steigendem Öffnungswinkel (Abbildung 7.4b bis e). Aus den erreichten Fließgleichgewichten für Öffnungswinkel bis 50° wird auf flitterarme bis flitterfreie Realprozesse geschlossen.

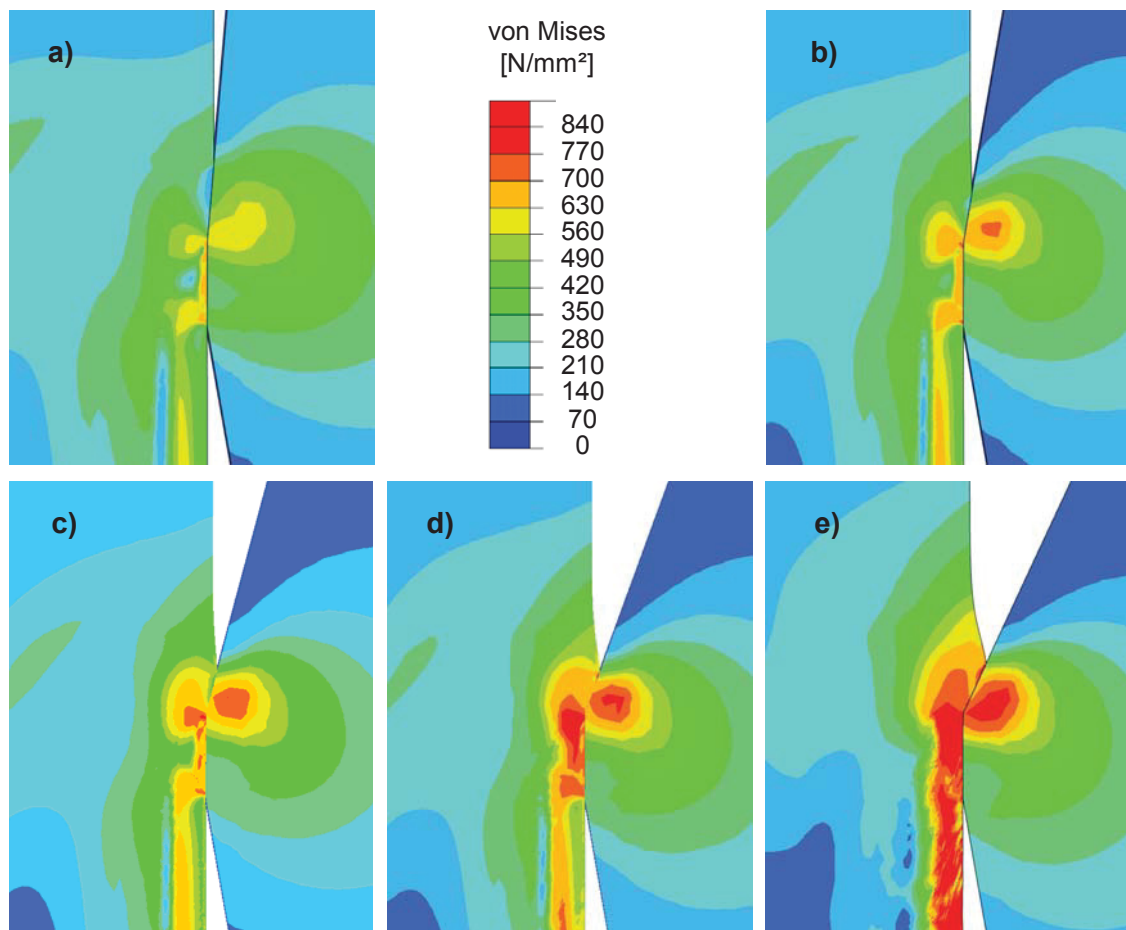


Abbildung 7.4: Vergleichsspannung nach von Mises und Ausbildung der Umformzone für Werkzeuge mit 10° (a), 20° (b), 30° (c), 40° (d) und 50° Öffnungswinkel.

In den Kraft–Weg Verläufen der Simulationen für die Öffnungswinkel 10° bis 40° ist nach einer kurzen Einlaufphase der Probe in das Werkzeug die Ausbildung eines Kraftplateaus, insbesondere für den mittleren Bereich der Probe, klar erkennbar (Abbildung 7.5). Die

Plateaubildung in der Stempelkraft ist das Ergebnis eines Fließgleichgewichts im Materialfluss. Weniger deutlich ist die Plateaubildung für die Simulation mit Öffnungswinkel 50° . Hier tritt stärkeres Ausbauchen der Probe am Werkzeugeinlauf auf. Hierzu ist anzumerken, dass die Unstetigkeiten im simulierten Kraft-Weg-Verlauf auf die Vernetzung der Probe (siehe Kapitel 6) zurückzuführen sind. In den Abschnitten veränderter Elementgrößen treten Kraftsprünge auf, während für die Regionen mit einheitlicher Elementgröße (nahe den Stirnflächen und im Bereich der Probenmitte) ein gleichmäßiger Verlauf erhalten wird.

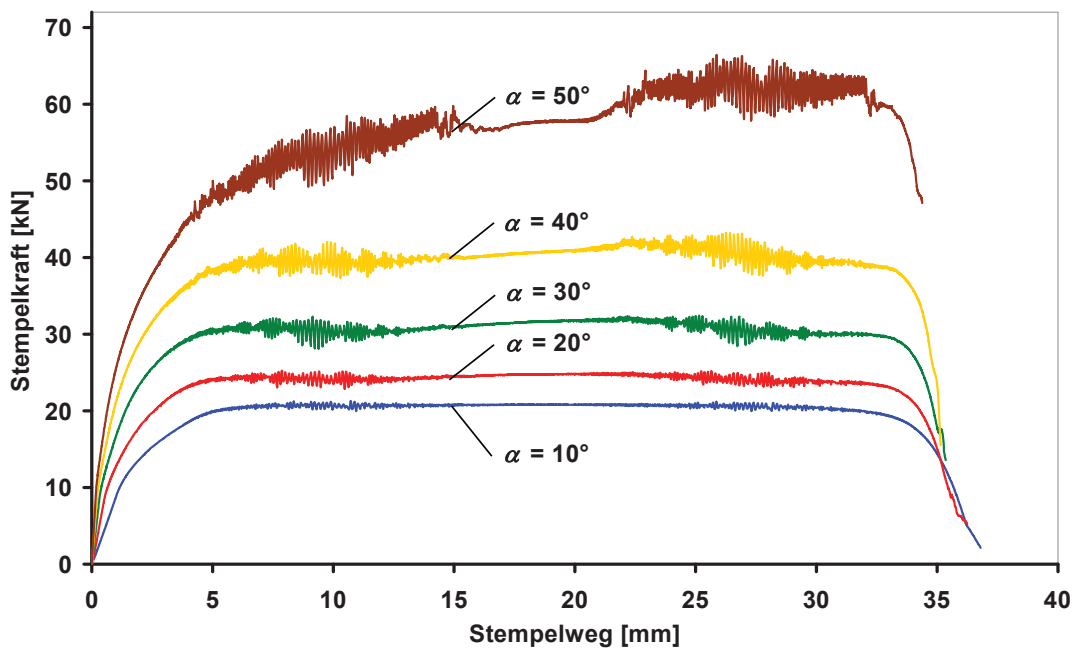


Abbildung 7.5: Simulierte Kraft-Weg-Verläufe für verschiedene Öffnungswinkel (α). Mit zunehmendem Öffnungswinkel steigt die Stempelkraft. Das Plateau der Stempelkraft resultiert aus einem Fließgleichgewicht im Materialfluss.

Für den Vergleich der durch unterschiedliche Öffnungswinkel hervorgerufenen Stempelkräfte wird die Plateauphase im Kraft-Weg-Verlauf herangezogen, im Speziellen jener Zeitpunkt, in dem die Probenmitte den konusförmigen Bereich verlässt und somit fertig umgeformt wurde. Daraus resultiert Abbildung 7.6, in der die Stempelkraft in Abhängigkeit vom Öffnungswinkel dargestellt ist. Darin ist ein klarer Trend zu steigender Stempelkraft für Öffnungswinkel größer 10° erkennbar, der jedoch entgegen den Beobachtungen von Oh et al. [Oh93] nicht linear erfolgt.

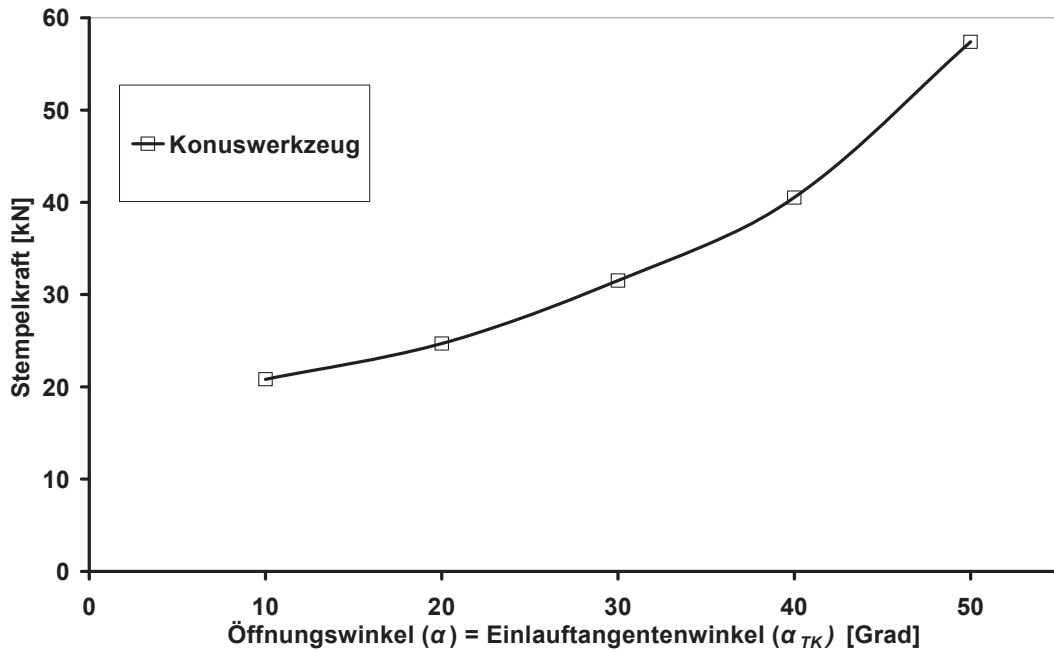


Abbildung 7.6: Stempelkraft in Abhängigkeit vom Öffnungswinkel (α). Für Winkel größer 10° wächst die Stempelkraft mit dem Öffnungswinkel an.

Die Dichtepprofile für unterschiedliche Öffnungswinkel sind in Abbildung 7.7 aufgetragen. Öffnungswinkel 10° führt zur geringsten Randdichte, jedoch ist die Tiefenwirkung am höchsten. Der Übergang von Randdichte zu Kerndichte ist gleichmäßig ausgeprägt. Mit zunehmendem Öffnungswinkel wird die Randdichte erhöht und eine Schicht mit annähernd Volldichte wird verstärkt ausgebildet. Die Tiefenwirkung sinkt mit wachsendem Öffnungswinkel, und der Dichtegradient im Übergang zwischen Rand- und Kerndichte nimmt zu.

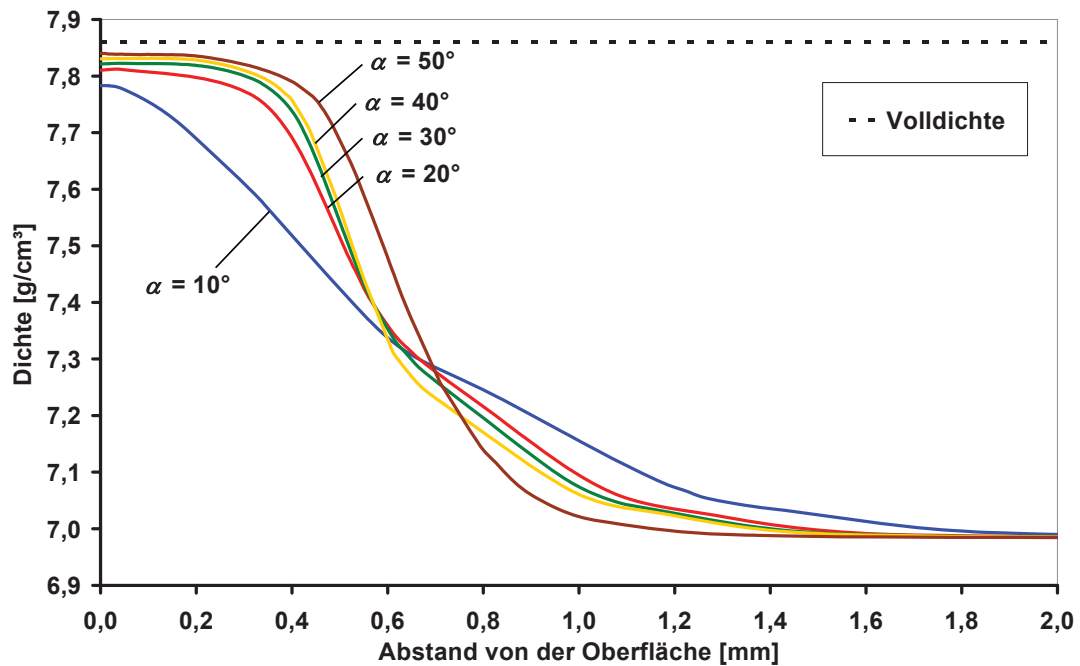


Abbildung 7.7: Dichteprofile für unterschiedliche Öffnungswinkel (α). Mit dem Öffnungswinkel wachsen die maximale Randdichte und der Dichtegradient an.

Diese Zusammenhänge sind mit der winkelabhängigen Größe der Kontaktfläche (vgl. Abbildung 7.4) erklärbar. Für einen kleinen Öffnungswinkel ist die Kontaktzone groß, und die Probe federt über einen großen Bereich elastisch ein. Die großflächig auftretenden Kontaktspannungen wirken verstärkt in die Tiefe, womit eine Verdichtung der tieferliegenden Bereiche einhergeht, jedoch der Dichteanstieg am Rand verringert wird. Für Öffnungswinkel $> 50^\circ$ ist eine weitere Steigerung der maximalen Randdichte zu erwarten. Da derartige Werkzeuge mit Öffnungswinkeln arbeiten, die nahe jenem kritischen Winkel liegen, ab dem Spanbildung auftritt, ist in der praktischen Anwendung mit einem höheren Prozessrisiko zu rechnen, insbesondere da gegenüber der Simulation abweichende Reibverhältnisse und Aufmaßschwankungen der Proben zu berücksichtigen sind.

Für den qualitativen Vergleich der Matrizenbelastung von Konuswerkzeugen mit unterschiedlichen Öffnungswinkeln wird die Mittelspannung herangezogen. Die simulierte Mittelspannungsverteilung über den gesamten Matrizenquerschnitt ist in Abbildung 7.8 für Matrizen mit Öffnungswinkeln von 10° , 20° , 30° , 40° und 50° zum Zeitpunkt des Verpressens der halben Probe dargestellt.

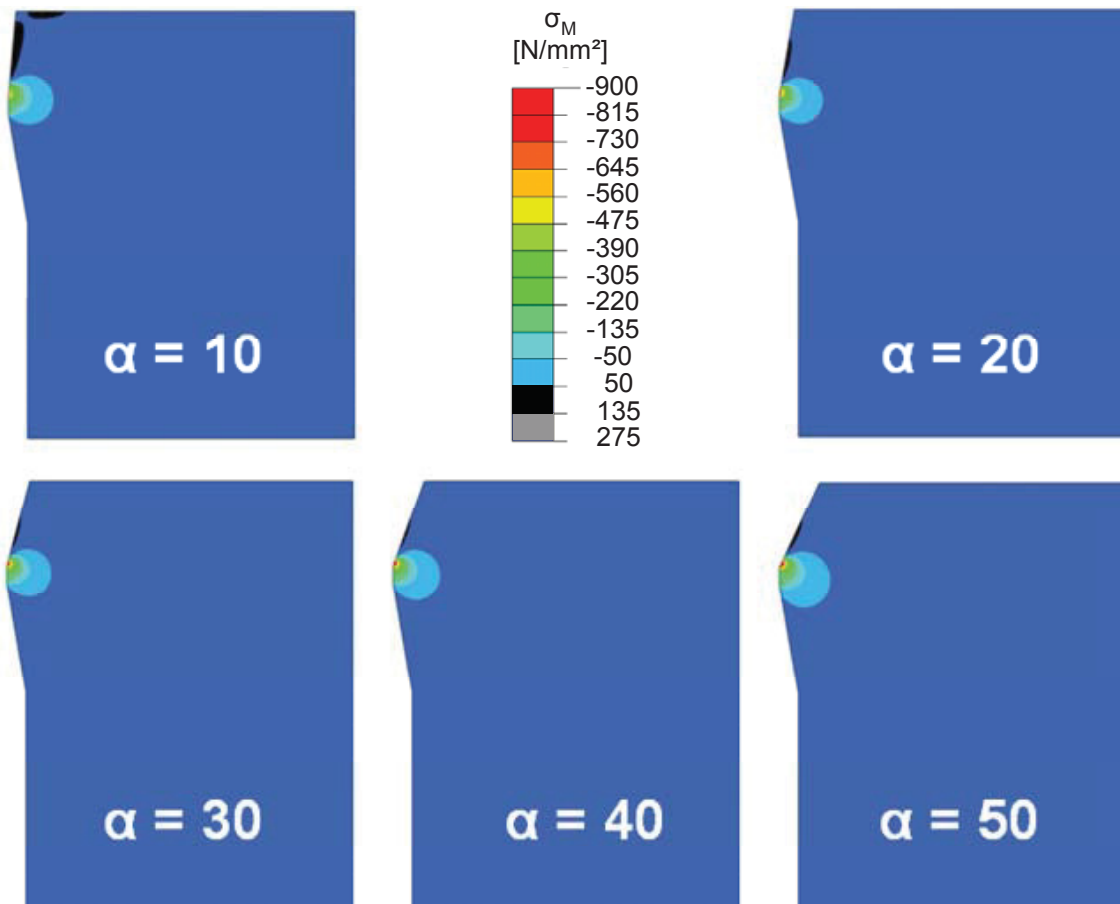


Abbildung 7.8: Verteilung der Mittelspannung an konischen Matrizen verschiedener Öffnungswinkel. Es werden keine kritischen Belastungen erkannt.

Für die Matrize mit 10° Öffnungswinkel wird eine Mittelspannung im Zug an der Matrizenoberseite und entlang des konusförmigen Abschnittes oberhalb der Umformzone festgestellt. Beide werden durch den reibungsbehafteten Kontakt mit der Probe hervorgerufen. Mit steigendem Öffnungswinkel nehmen der Anteil der Stempelkraft, der als Reibkraft am Konusprofil wirkt, sowie die Kontaktfläche zwischen Probe und Matrize ab, was zur Abnahme der Zugspannungen für größere Winkel führt. Das Maß der auftretenden Zugspannungen wird für alle untersuchten Werkzeuge als unbedeutend für die praktische Anwendung mit dem zu Grunde gelegten Matrizenwerkstoffen und dem angenommenen Aufmaß eingestuft. Im Bereich der Umformzone werden für alle Werkzeuge Mittelspannungen im Druckbereich gefunden, die mit steigendem Öffnungswinkel anwachsen und tiefer wirken. Dies ist auf den Anstieg an Stempelkraft mit zunehmendem Öffnungswinkel zurückzuführen. Das Maß der auftretenden Druckspannungen wird als unbedenklich für die praktische Anwendung eingestuft. Plastische Deformationen an der Matrize werden in der Simulation nicht beobachtet. Insgesamt liegt die Werkzeugbelastung deutlich unter jener, die von Hatzenbichler et al. [Hat06a, Hat07] für das Querwalzen und von Wallner [Wal07] für das Kalibrieren von Sinterbauteilen ermittelt wird.

7.1.3 Radenwerkzeuge

Die Simulationen für das Radenwerkzeug werden gemäß dem in Tabelle 7-1 angeführten Versuchsplan mit Radius 12,5 mm beginnend bis Radius 1 mm durchgeführt. Mit dem nächst kleineren, vorgesehenen Radius von 0,75 mm bricht die Simulation bei rund einem Drittel des Gesamthubes ab, was anhand ausgewählter Zeitpunkte der Simulation in Abbildung 7.9 erklärt werden kann. Ursache des Simulationsabbruches ist das mit dem Einlauf der Probe in das Werkzeug beginnende (Abbildung 7.9a) und während des Pressens stetig zunehmende Fließen (Abbildung 7.9b und c) von Probenmaterial in Richtung Werkzeugeinlauf. Dadurch wird bis zum Zeitpunkt des Simulationsabbruchs eine Materialfalte ausgebildet (Abbildung 7.9d), die auf Spanbildung im realen Prozess schließen lässt. Zu diesem Zeitpunkt weist die Matrize in der Simulation bereits eine plastisch deformierte Innenkontur auf, woraus geschlossen wird, dass die auftretenden Belastungen für ein Werkzeug der Serienfertigung, gefertigt aus dem in der Simulation implementierten Werkzeugstahl, zu hoch sind.

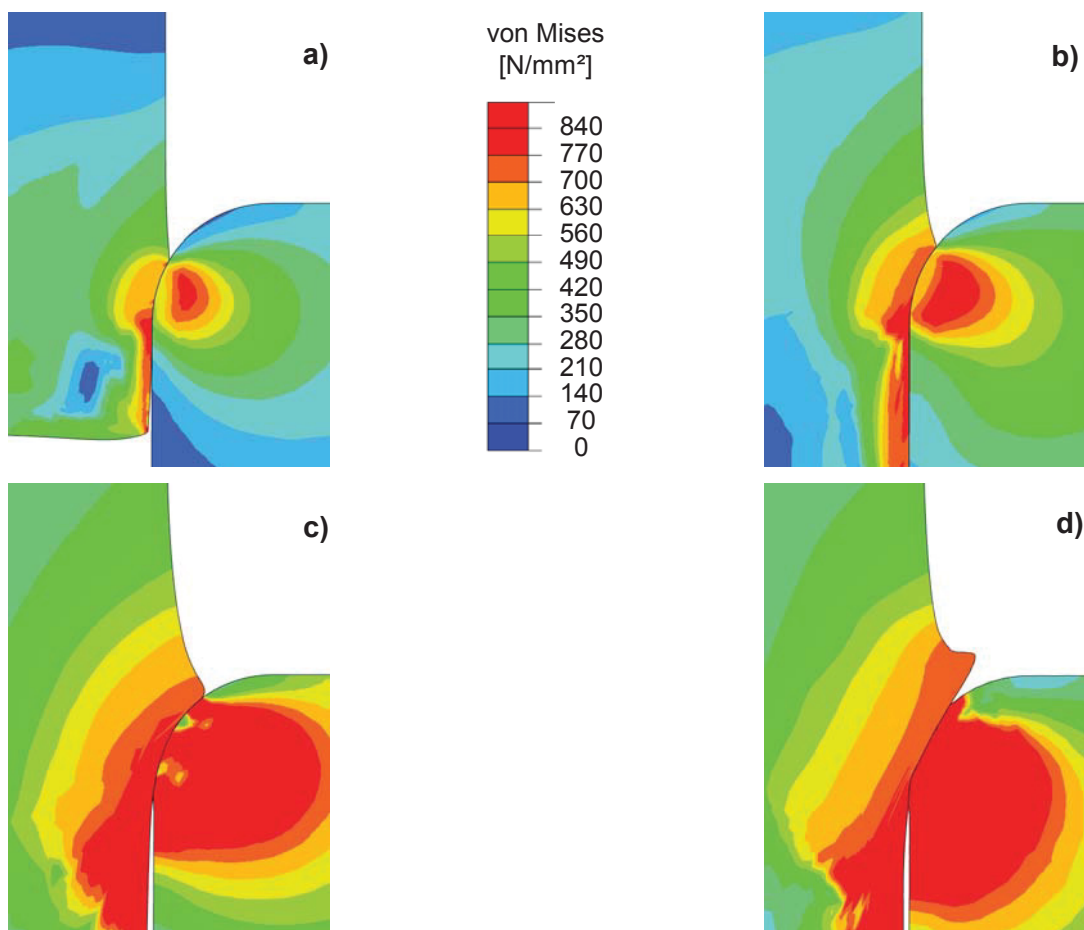


Abbildung 7.9: Vergleichsspannung nach von Mises und kritischer Materialfluss in Richtung Matrizenöffnung zu Beginn (a), während des Pressens (b und c) und zum Zeitpunkt des Simulationsabbruches (d) für das Werkzeug mit $R = 0,75$ mm.

Da der Einlaufftangentialwinkel für das gegebene Aufmaß für ein Radienwerkzeug mit Radius 0,75 mm bei $59,9^\circ$ liegt, folgt daraus, dass der maximale Einlaufftangentialwinkel kleiner sein muss bzw. der kleinstmögliche Radius, der zu spannfremem Prozessablauf führt, im Bereich von 0,75 bis 1 mm liegt. Diese Beobachtungen stimmen mit jenen für das Konuswerkzeug überein. Dort werden mit Öffnungswinkeln bzw. Einlaufwinkeln unter 60° stabile Simulationen erreicht, während ein Einlaufwinkel von 60° zu übermäßigem radialen Materialfluss und daraus resultierendem Simulationsabbruch führt (Kapitel 7.1.2). Daraus folgt, dass für den gewählten Werkstoff und die vorhandene Reibung der Einlaufftangentialwinkel stets kleiner 60° sein muss.

Die in Abhängigkeit vom Einlaufradius simulierten Kraft-Weg-Verläufe sind in Abbildung 7.10 dargestellt. Der Kraftbedarf ist für die Radien 12,5 bis 5 mm nahezu gleich. Erst für kleinere Radien ist ein immer stärkerer Anstieg an benötigter Presskraft mit abnehmendem Radius und daraus resultierendem immer stärker anwachsendem Einlaufftangentialwinkel (Tabelle 7-1) erkennbar.

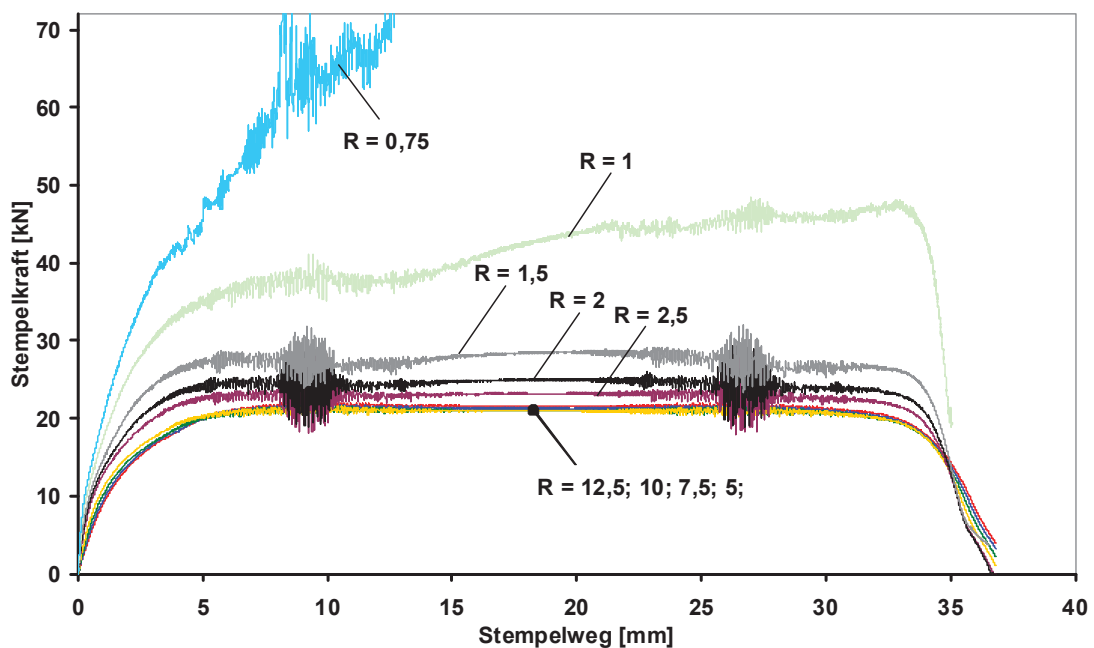


Abbildung 7.10: Simulierte Kraft-Weg-Verläufe für unterschiedliche Einlaufradien. Mit zunehmendem Radius nimmt die Stempelkraft ab und weist ein einheitliches Niveau für Radien größer 5 mm auf.

Die Kraftverläufe der Radien 12,5 bis 1,5 mm zeigen nach einer Einlaufphase die Ausbildung eines Kraftplateaus, welches bis zum Auslauf der Probe aus der Matrize aufrecht bleibt. Ursache dafür ist ein zu Beginn des Probeneinlaufes auftretender Materialfluss entlang der Radienkontur in Richtung Werkzeugoberseite, der bis zum Ende der Einlaufphase anwächst und anschließend unverändert bleibt (vgl. Kapitel 7.1.2).

Bei kleinen Radien wird dieser stabile Zustand nicht erreicht, und der Materialfluss in Richtung Werkzeugöffnung nimmt während des gesamten Verpressens der Probe weiter zu. Begünstigt wird dieser Vorgang dadurch, dass mit fortschreitendem Materialfluss der Einlaufftangentialwinkel größer und somit die rücktreibende Kraft in Richtung Probenachse geringer wird. Das Ausmaß der Zunahme des Materialflusses ist für das Konuswerkzeug mit Radius 1 mm deutlich geringer als jener für das Werkzeug mit Radius 0,75 mm. Darum kann die Simulation mit Radius 1 mm erfolgreich durchgeführt werden, während jene mit Radius 0,75 mm nach rund einem Drittel des Hubes abbricht. In der Realität wird der auftretende starke radiale Materialfluss voraussichtlich zu erhöhter Flitter- oder Spanbildung führen. Da der radiale Materialfluss über den Hub bzw. die Probenlänge zunimmt, sind kürzere Proben möglicherweise spanfrei verpressbar.

Der Verlauf der Stempelkraft als Funktion des Radius bzw. des daraus nach Gleichung (7.1) errechneten Einlaufftangentialwinkels ist in Abbildung 7.11 dargestellt. Darin ist die Ausbildung eines Minimums an Stempelkraft erkennbar. Auf dieses wird nachfolgend in Kapitel 9.5 eingegangen.

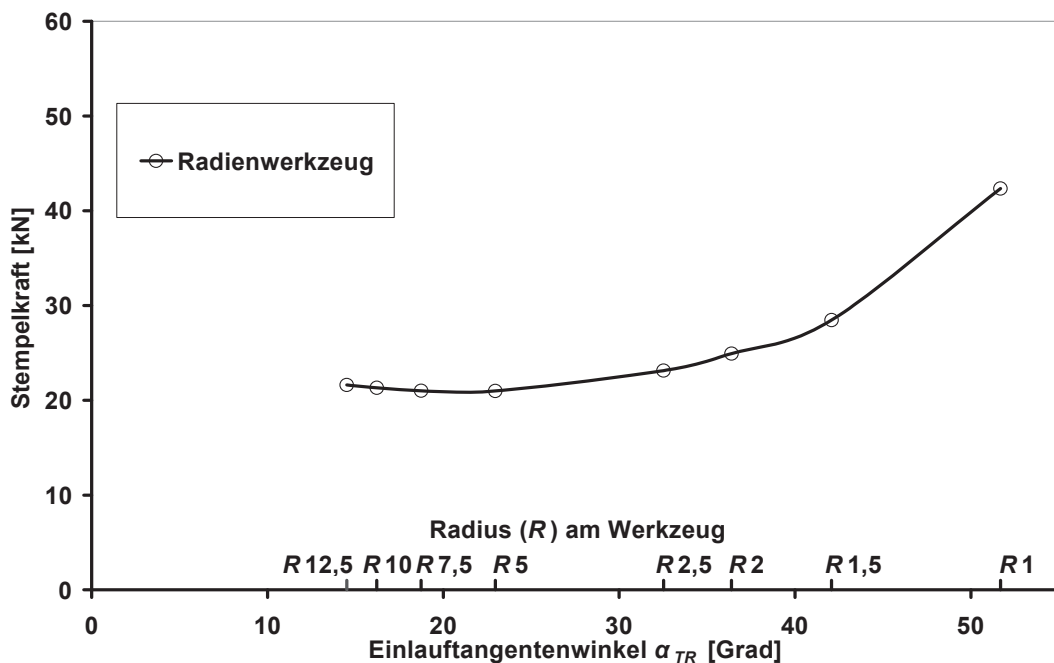


Abbildung 7.11: Am Radienwerkzeug auftretende Stempelkraft in Abhängigkeit vom Rundungsradius bzw. Einlaufftangentialwinkel. Ein Minimum existiert für Radien zwischen 5 und 7,5 mm.

Aus den durchgeführten Variationen des Einlauffradius sind grundlegende Tendenzen in den erlangten Dichteprofilen in Abbildung 7.12 erkennbar. Mit abnehmendem Radius steigt die

Dichte der Randschicht an und die Verdichtung der tieferliegenden Schichten nimmt ab. Dies führt zur Ausbildung eines mit abnehmendem Radius stärker werdenden Dichtegradienten.

Besonders deutlich werden diese Tendenzen für die mit Radius 5 und 2,5 mm erzielten Dichteprofile. Während das Dichteprofil für Radius 5 mm in seiner Ausbildung noch denen der größeren Radien in Form eines gleichmäßigen flachen Überganges von Rand zu Kerndichte entspricht, tritt ab Radius 2,5 mm die Ausbildung einer über eine Tiefe von 0,3 mm nur gering an Dichte verlierenden Schicht mit anschließendem schroffen Übergang zur Kerndichte auf. Die Ursache dafür liegt in den mit Radien kleiner 2,5 mm erreichten Randdichten. Diese liegen über $7,8 \text{ g/cm}^3$, was einer relativen Dichte von 99,24 % entspricht. Aufgrund der nahezu erreichten Volldichte und dem daraus resultierenden Anstieg der Fließspannung und des E-Moduls ist eine weitere Verdichtung der Randzone kaum mehr möglich und die Dicke der nahezu vollverdichteten Schicht wächst weiter an.

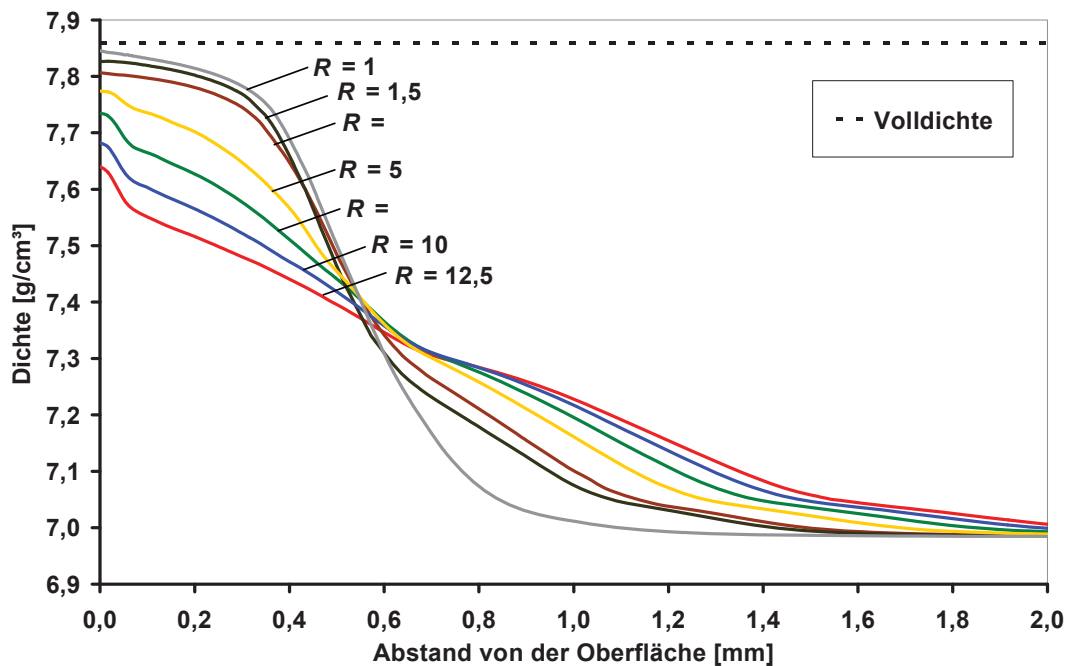


Abbildung 7.12: Durch variierte Einlaufradien erzielte Dichteprofile. Mit abnehmendem Radius steigen die maximale Randdichte und der Dichtegradient.

Die Matrizenbelastung für die Radienwerkzeuge wird wie für das Konuswerkzeug (Kapitel 7.1.2) anhand der Mittelspannung abgeschätzt. In Abbildung 5.6 ist eine Abnahme des belasteten Werkstoffvolumens mit abnehmendem Radius bei gleichzeitigem Ansteigen der Belastungshöhe erkennbar. Dieses Verhalten liegt darin begründet, dass mit abnehmendem Radius die Kontaktfläche, auf welche die Stempelkraft wirkt, verkleinert wird und die Stempelkraft mit abnehmendem Radius ansteigt. Das Zusammenspiel von steigender Stempelkraft bei abnehmenden Kontaktflächen führt zu gesteigerten Kontaktdrücken und

somit erhöhter Matrizenbelastung. Verglichen mit dem Konuswerkzeug treten bei Radiengeometrien, die zu gleichen Dichteprofilen führen, höhere Druckmittelspannungen auf, jedoch werden in der Simulation für keinen Radius, der ein erfolgreiches Verpressen der Probe ermöglicht, plastische Deformationen an der Matrize beobachtet. Mittelspannungen im Zug werden für die in Abbildung 7.13 dargestellten Radienwerkzeuge nicht gefunden.

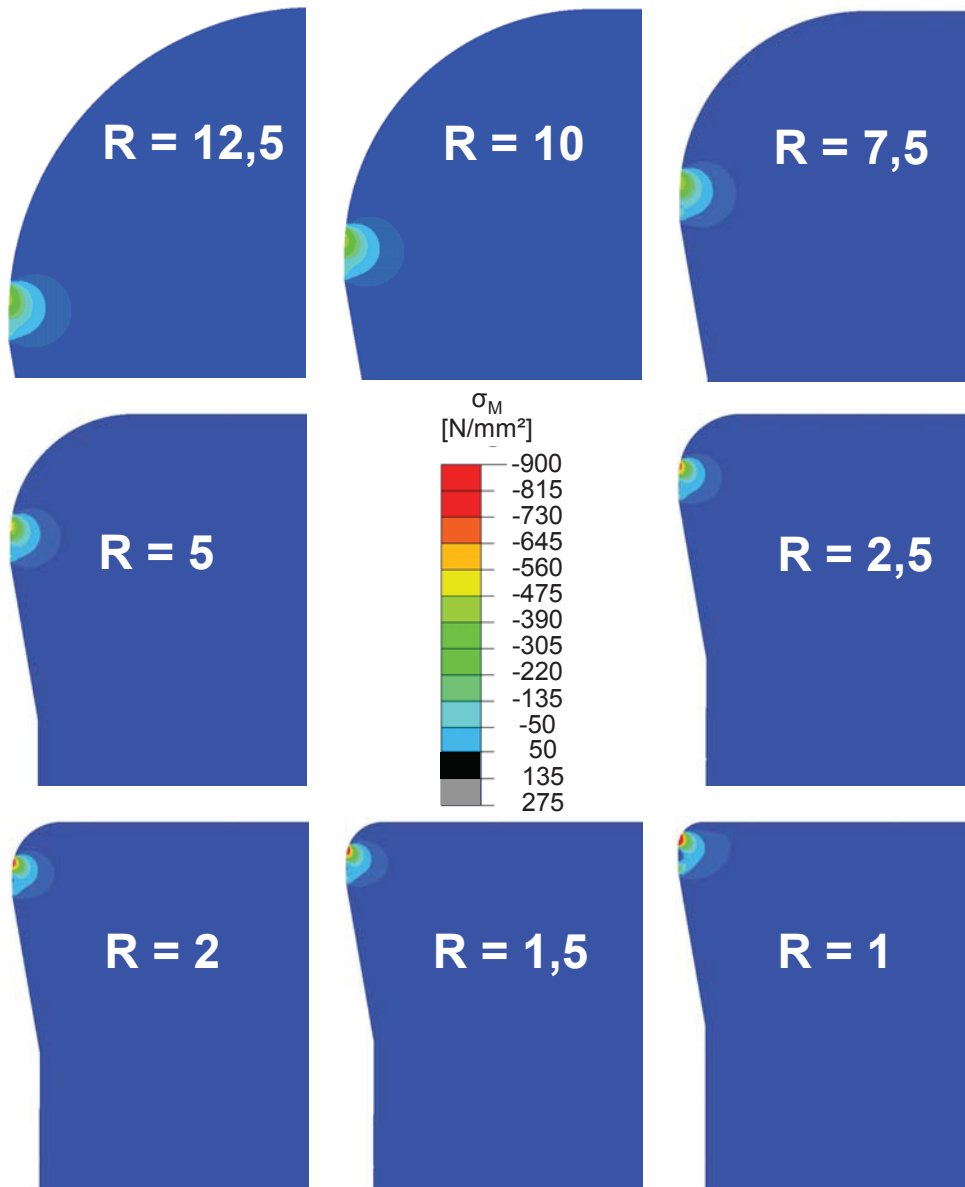


Abbildung 7.13: Verteilung der Mittelspannung an Radienmatrizen mit unterschiedlichem Einlaufradius. An keiner Werkzeugvariante treten kritische Belastungen auf.

7.1.4 Vergleich von Konus- und Radienwerkzeugen

Konus- und Radienwerkzeug werden anhand der erreichten Dichteprofile und der in der Simulation auftretenden Presskräfte verglichen, um festzustellen, ob eine der beiden

Grundgeometrien der anderen überlegen ist. Dazu werden die mit den unterschiedlichen Werkzeugen generierten Dichteprofile miteinander verglichen und solche gesucht, die übereinstimmen, obwohl sie mit unterschiedlicher Einlaufgeometrie hergestellt wurden. Die Simulationen, die zu den gefundenen, gut übereinstimmenden Dichteprofilen führen, werden hinsichtlich der auftretenden Stempelkraft und Werkzeugbelastung miteinander verglichen und daraus Unterschiede und Gemeinsamkeiten für die unterschiedlichen Grundformen der Einlaufkonturen abgeleitet.

Im durchgeführten Versuchsprogramm wird eine gute Übereinstimmung der Dichteprofile der Simulation für das Konuswerkzeug mit $\alpha = 10^\circ$ und des Radienwerkzeuges mit $R = 5 \text{ mm}$ (Abbildung 7.14a), für das Konuswerkzeug mit $\alpha = 16^\circ$ und des Radienwerkzeuges mit $R = 2,5 \text{ mm}$ (Abbildung 7.14b) sowie für das Konuswerkzeug mit $\alpha = 20^\circ$ und das Radienwerkzeuges mit $R = 2 \text{ mm}$ (Abbildung 7.14c) gefunden. Die zu den ausgewählten Verläufen zugehörigen maximalen Stempelkräfte zeigen in Abbildung 7.15, dass trotz der Herstellung mit unterschiedlichen Werkzeugen der Kraftbedarf für das Verpressen der Proben bei beiden Geometrien annähernd gleich ist, wenn das gleiche Dichteprofil generiert wird (Der Einlauffangentenwinkel des Radienwerkzeuges (α_{TR}) wird gemäß Gleichung (7.1) bestimmt).

Dies führt zu der Überlegung, dass die zum Erlangen eines bestimmten Dichteprofiles benötigte Stempelkraft immer gleich groß ist, unabhängig davon, ob ein Konus oder Radius zugrunde gelegt wird. Diese Überlegung führt zu zwei weiteren Bedingungen. Erstens muss es möglich sein, für jedes Konuswerkzeug ein Radienwerkzeug zu finden, das zu gleicher Dichteverteilung bei gleicher auftretender Stempelkraft führt, solange der größtmögliche Einlaufwinkel nicht überschritten wird. Zweitens müssen die Stempelkraftverläufe als Funktion des Einlaufwinkels von Konus- und Radiuswerkzeug qualitativ übereinstimmen. Ein Beispiel hierfür ist das Auftreten von Minima oder Wendepunkten in den Verläufen. Diese müssen stets in beiden Verläufen gefunden werden können.

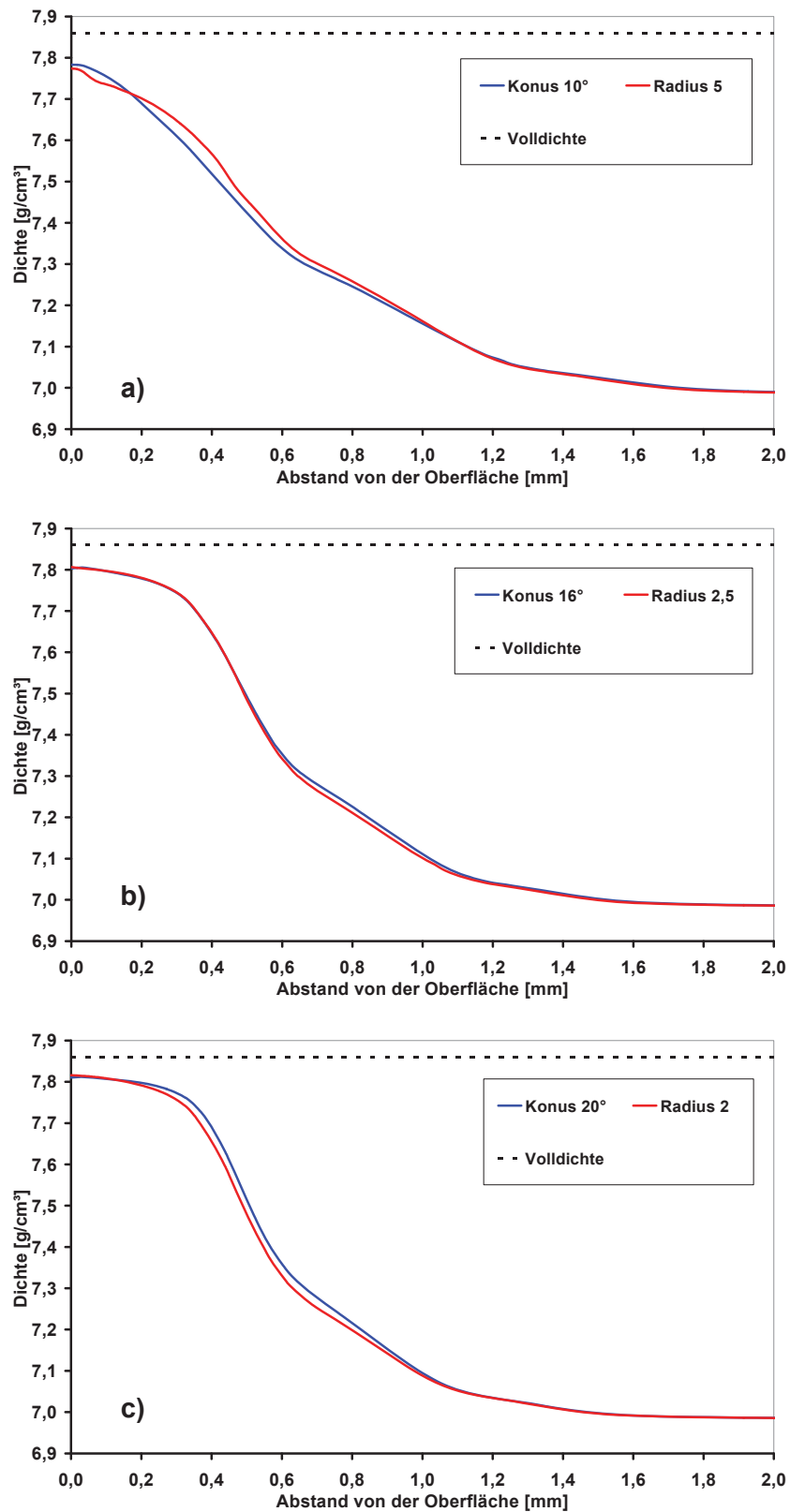


Abbildung 7.14: Gut übereinstimmende Dichteprofile von Proben, die mit unterschiedlichen Werkzeugen verpresst wurden.

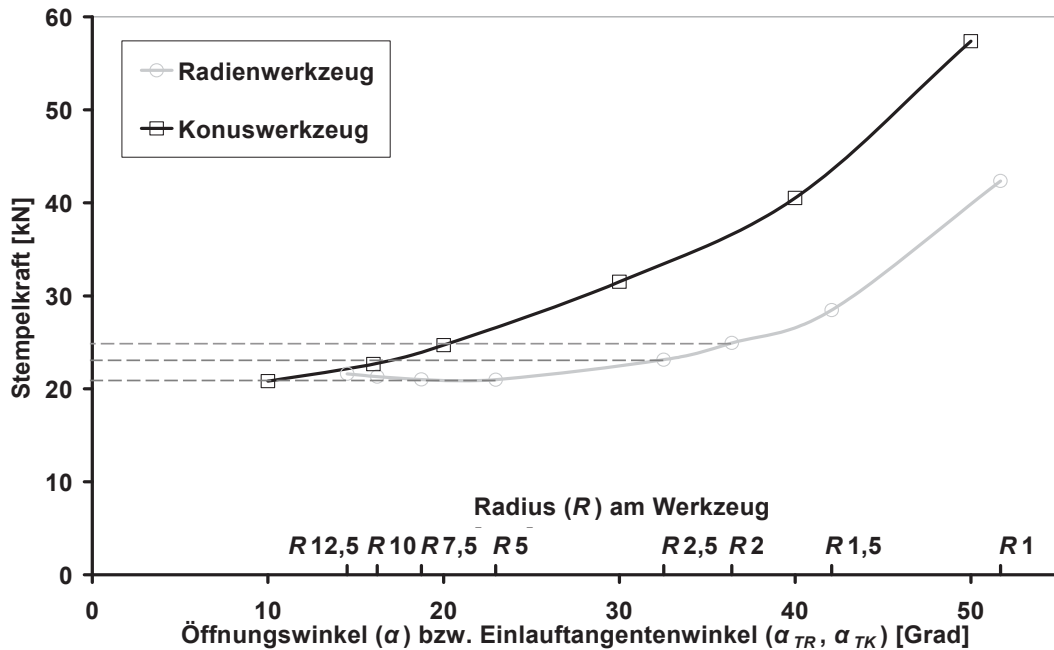


Abbildung 7.15: Konus- und Radienwerkzeuge, die zu gleichen Dichteprofilen führen, resultieren in gleichen Stempelkräften.

Der Ansatz, dass die zur Erzeugung eines Dichteprofiles benötigte Stempelkraft für beide Grundgeometrien gleich ist, wird durch den Versuch, ein Radienwerkzeug mit $R = 1,5$ mm durch ein Konuswerkzeug zu ersetzen, überprüft. Dies geschieht durch Auftragen der Stempelkräfte der bisher simulierten Konus- und Radienwerkzeuge als Funktion des Einlaufftangentialwinkels in einem Diagramm (Abbildung 7.16) und durch Interpolation zwischen den bisher simulierten Varianten. Anschließend wird eine Parallele zur Abszisse durch den Kraftbedarf des zu ersetzenden Werkzeuges gelegt. Diese liefert einen Schnittpunkt mit dem Stempelkraftverlauf der Ersatzgeometrie. Für diesen wird nun der Öffnungswinkel abgelesen. Auf diese Weise wird für ein Radienwerkzeuge mit $R = 1,5$ mm ein konisches Ersatzwerkzeug mit $\alpha = 25,5^\circ$ gefunden.

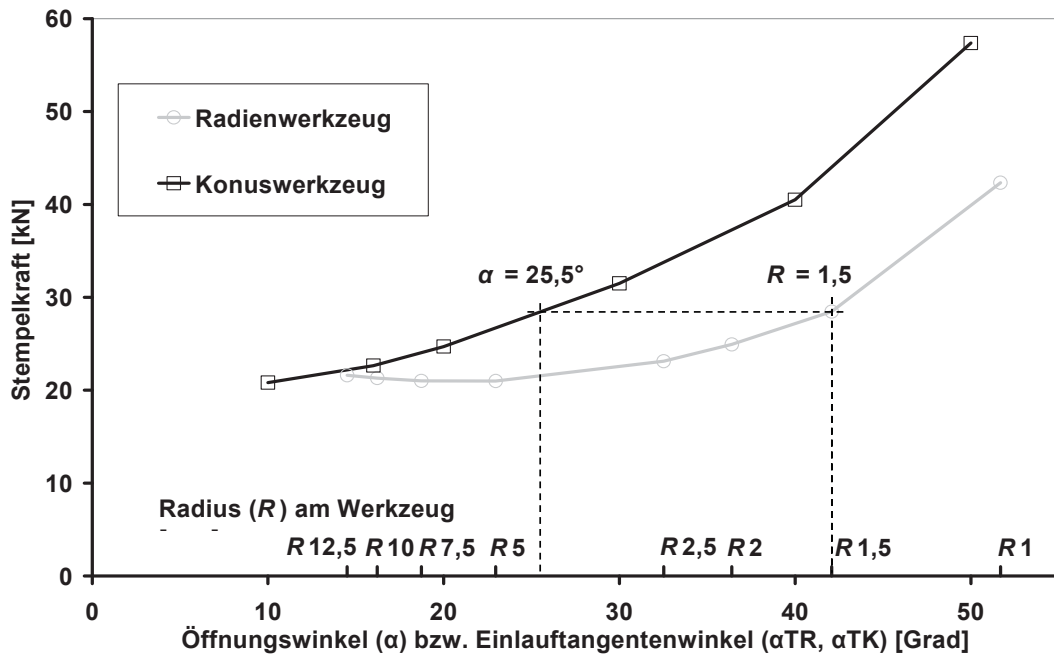


Abbildung 7.16: Vorgehensweise, um ein Konuswerkzeug zu ermitteln, das zu gleichen Ergebnissen wie ein Radiumwerkzeug führt.

Das bestehende Simulationsmodell wird entsprechend der neuen Werkzeuggeometrie abgewandelt und eine Simulation unter ansonsten unveränderten Randbedingungen durchgeführt. Diese wird in zwei Schritten mit der Radiengeometrie verglichen. Zuerst erfolgt mit Abbildung 7.17 der Vergleich des simulierten Kraft-Weg-Verlaufes der Ersatzgeometrie (Konuswerkzeug $\alpha = 25,5^\circ$) mit jenem des zu ersetzenden Werkzeuges (Radiumwerkzeug $R = 1,5$ mm). Die gefundene Übereinstimmung bestätigt die Zulässigkeit der Interpolation und zeigt, dass durch Ziehen einer Hilfslinie parallel zur Abszisse für ein Kraftniveau eines Werkzeuges einer Grundgeometrie ein zugehöriges der anderen Grundgeometrie gefunden wird, das zu gleicher Stempelkraft führt.

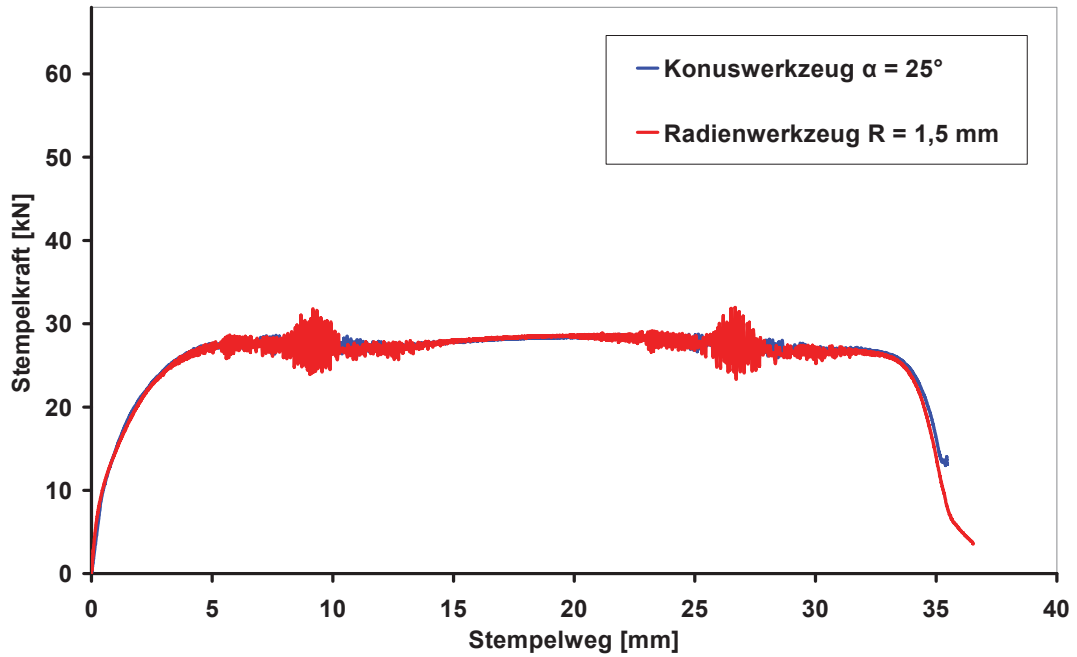


Abbildung 7.17: Stempelkraftverläufe für die abgeleitete Konusgeometrie und das Referenzwerkzeug. Trotz unterschiedlicher Werkzeuge treten annähernd idente Verläufe auf.

Da diese Übereinstimmung gegeben ist, werden in einem zweiten Schritt die erreichten Dichtepprofile (Abbildung 7.18) miteinander verglichen. Auch hier ist eine gute Übereinstimmung der beiden Verläufe erkennbar.

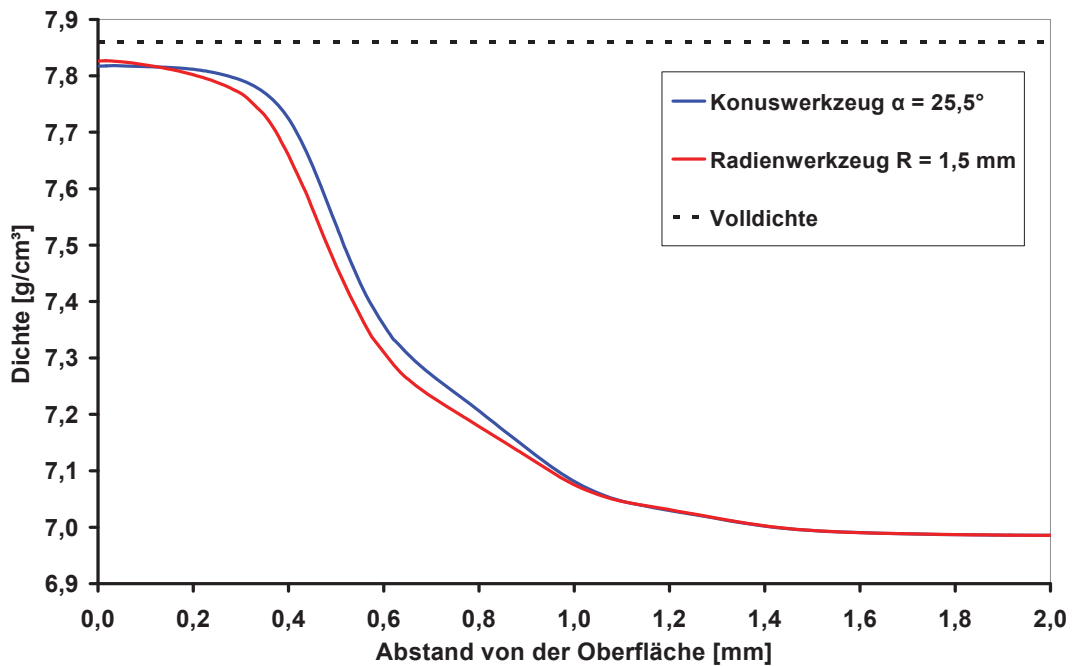


Abbildung 7.18: Dichtepprofile für die abgeleitete Konusgeometrie und das Referenzwerkzeug. Die unterschiedlichen Werkzeuge führen zu ähnlichen Dichteprofilen.

Der erfolgreiche Geometrieaustausch bestätigt die Unabhängigkeit der zur Erzeugung eines bestimmten Dichteprofils benötigten Stempelkraft von der Art der zu Grunde gelegten Einlaufkontur, Konus oder Radius. Hinsichtlich der Stempelkraft existiert daher prinzipiell keine zu bevorzugende Geometrie. Vielmehr resultieren die Vor- und Nachteile der einzelnen Geometrien aus den Systemrandbedingungen.

Eine davon ist der maximal zulässige Einlauftangentenwinkel, der noch nicht zu Flitter- oder Spanbildung führt. Aus Abbildung 7.15 und Abbildung 7.16 ist ersichtlich, dass Radienwerkzeuge, die zu gleichen Dichteverläufen und Stempelkräften führen, größere Einlauftangentenwinkel benötigen, weshalb sie früher die Grenze ihrer Anwendbarkeit erreichen. Daraus folgt weiters, dass mit Konuswerkzeugen Dichteprofile erreicht werden können, die mit Radienwerkzeugen aufgrund auftretender Flitter- oder Spanbildung nicht herstellbar sind. Da der Einlauftangentenwinkel bei Konuswerkzeugen dem Öffnungswinkel entspricht und die Randdichte mit zunehmendem Öffnungswinkel ansteigt, lassen Konuswerkzeuge mit einem Öffnungswinkel nahe dem maximal zulässigen Einlauftangentenwinkel eine höhere Randdichte erwarten, als sie mit Radienwerkzeugen erreichbar ist. Das bedeutet für die praktische Anwendung, dass jedes Radienwerkzeug durch ein Konuswerkzeug ersetzt werden kann. Umgekehrt ist dies eingeschränkt möglich, solange der Öffnungswinkel des Konuswerkzeuges am Radienwerkzeug keinen Einlauftangentenwinkel größer dem maximal zulässigen Winkel bedingt.

Die Beschränkung der Werkzeuge durch den maximalen Einlauftangentenwinkel führt zu einem weiteren Nachteil der Radienwerkzeuge. Der Einlauftangentenwinkel eines Radienwerkzeuges ist vom Auftreffpunkt der Probe und damit von ihrem Durchmesser abhängig (Abbildung 7.19). Übermäßige Vorformen führen zu einem größeren Einlauftangentenwinkel, untermäßige zu kleinerem. Für Konuswerkzeuge ist der Einlauftangentenwinkel vom Aufmaß unabhängig und konstant.

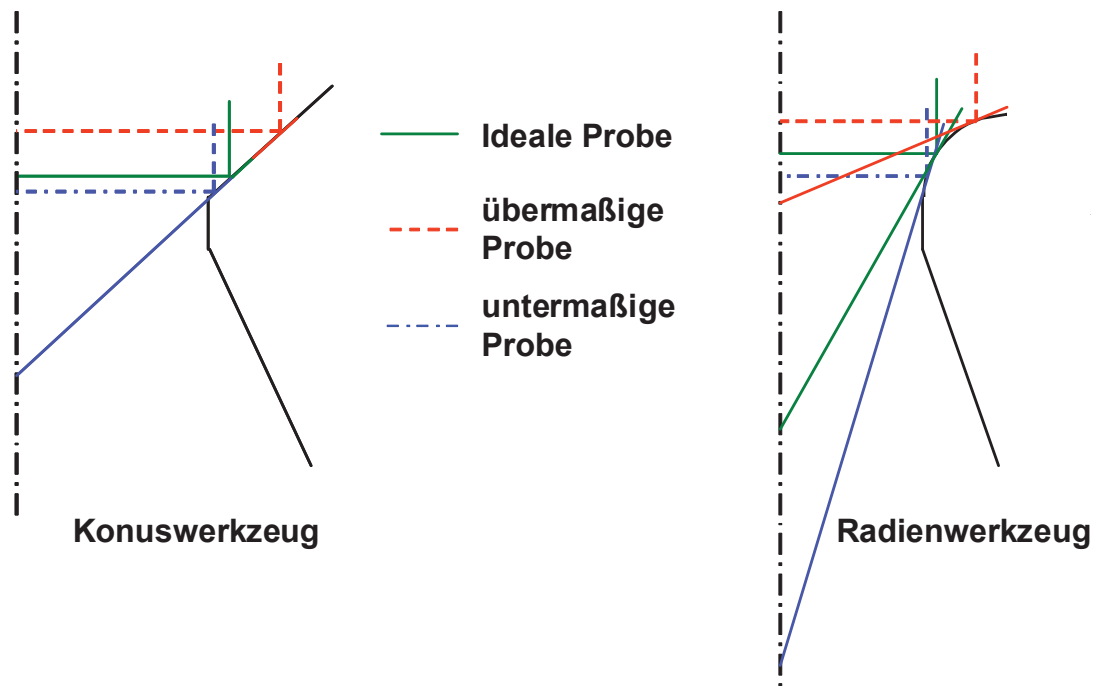


Abbildung 7.19: Einlauftangenten für abweichende Probenabmessungen am Konus- und Radienwerkzeug. Aufgrund des konstanten Einlauftangentenwinkels sind Konuswerkzeuge Radienwerkzeugen vorzuziehen.

Da der Einlauftangentenwinkel direkten Einfluss auf das erreichte Dichteprofil hat, verlangt die praktische Anwendung von Radienwerkzeugen ein hohes Maß an Vorformgenauigkeit, um stets gleiche Einlauftangentenwinkel und Dichteprofile zu erreichen, umso mehr, als hohe Randdichten kleine Radien verlangen (Kapitel 7.1.3). Diese reagieren hinsichtlich Dichteprofil und insbesondere Prozessstabilität (Span- und Flitterbildung) besonders sensibel auf die Vorformgenauigkeit. Zusammengefasst werden für die praktische Anwendung Konuswerkzeuge aufgrund des breiteren Bandes an möglichen Dichteprofilen, ihrer hohen Toleranz gegenüber Vorformungenauigkeiten sowie der zu erwartenden einfacheren Fertigung empfohlen und daher auch für die Untersuchungen zur mehrstufigen Prozessführung ausgewählt.

Aus der Übertragbarkeit der Ergebnisse einer Grundgeometrie auf die andere folgt, dass das für Radienwerkzeuge gefundene Minimum an Stempelkraft auch eine Entsprechung in den Konuswerkzeugen haben muss. Dieser Folgerung wird im Zuge der Vertiefung in Kapitel 9.5 nachgegangen und eine Erklärung für das Kraftminimum gesucht.

7.2 Aufmaßvariationen

Um den Einfluss des zur Oberflächenverdichtung vorgesehenen Aufmaßes auf das durch Verpressen erreichte Dichteprofil und die dabei auftretende Stempelkraft zu charakterisieren,

werden in der Simulation Proben unterschiedlichen Ausgangsdurchmessers durch dasselbe Werkzeug gepresst. Da der in Kapitel 7.1.4 angestellte Vergleich der mit den unterschiedlichen Einlaufgeometrien erzeugten Dichteprofile zeigt, dass Konus- und Radienwerkzeuge prinzipiell zu gleichen Dichteverläufen bei gleichem Kraftbedarf führen, wird eine Übertragbarkeit der mit einer Grundgeometrie gewonnenen Erkenntnisse zur Aufmaßvariation auf die andere Grundgeometrie vorausgesetzt. Daher werden nur mit dem Konuswerkzeug Simulationen zur Aufmaßvariation der Vorform durchgeführt.

Die Entscheidung für ein Konuswerkzeug resultiert aus dessen vom Auftreffpunkt der Probe unabhängigem Einlaftangentenwinkel (Kapitel 7.1.4), der für den radialen Materialfluss von wesentlicher Bedeutung ist. Darum kann in allen Simulationen die gleiche Grundgeometrie verwendet werden, während für ein Radienwerkzeug der Radius mit dem Aufmaß geändert werden muss, um den gleichen Einlaftangentenwinkel zu gewährleisten. Um in den dazu notwendigen Simulationen gleiche Randbedingungen sicherzustellen, werden diese mit einem Konuswerkzeug mit 30° Öffnungswinkel und Bohrung $d = 39,76$ mm durchgeführt. Der Öffnungswinkel von 30° wird gewählt, da mit diesem hohe Randdichten ähnlich den Konuswerkzeugen mit Öffnungswinkeln 40° und 50° erreicht werden, im Gegensatz zu diesen jedoch die Stempelkraft, die Matrizenbelastung, der radiale Materialfluss und die Spanbildung deutlich geringer ausfallen (Kapitel 7.1.2), weshalb dieser Winkel als gut geeignet für erste praktische Umsetzungen erscheint.

Die Variation des zur Verdichtung bereitgestellten radialen Aufmaßes erfolgt in Schritten von 50 μm , beginnend mit einem Aufmaß von 50 μm bis hin zu einer radialen Aufmaßgabe von 300 μm (Tabelle 7-2).

Tabelle 7-2: Vorformvarianten, um den Einfluss des Aufmaßes zu erfassen.

Bezeichnung	Aufmaß [μm]	Probendurchmesser [mm]
A050	50	39,86
A100	100	39,96
A150	150	40,06
A200	200	40,16
A250	250	40,26
A300	300	40,36

7.2.1 Änderung der Stempelkraft mit dem Aufmaß

In den mit den Aufmaßen 50, 100 und 150 μm erhaltenen Kraftverläufen (Abbildung 7.20) ist die Ausbildung eines Kraftplateaus nach einer gewissen Einlaufphase der Probe ersichtlich,

woraus auf das Erreichen eines Fließgleichgewichtes rückgeschlossen wird. Für höhere Aufmaße wird ein solches mit der verwendeten Probenlänge noch nicht erreicht, dennoch können drei Phasen, starker Kraftanstieg in der Einlaufphase, moderater und gleichmäßiger Anstieg während des Verpressens und starker Kraftabfall mit dem Probenaustritt, unterschieden werden.

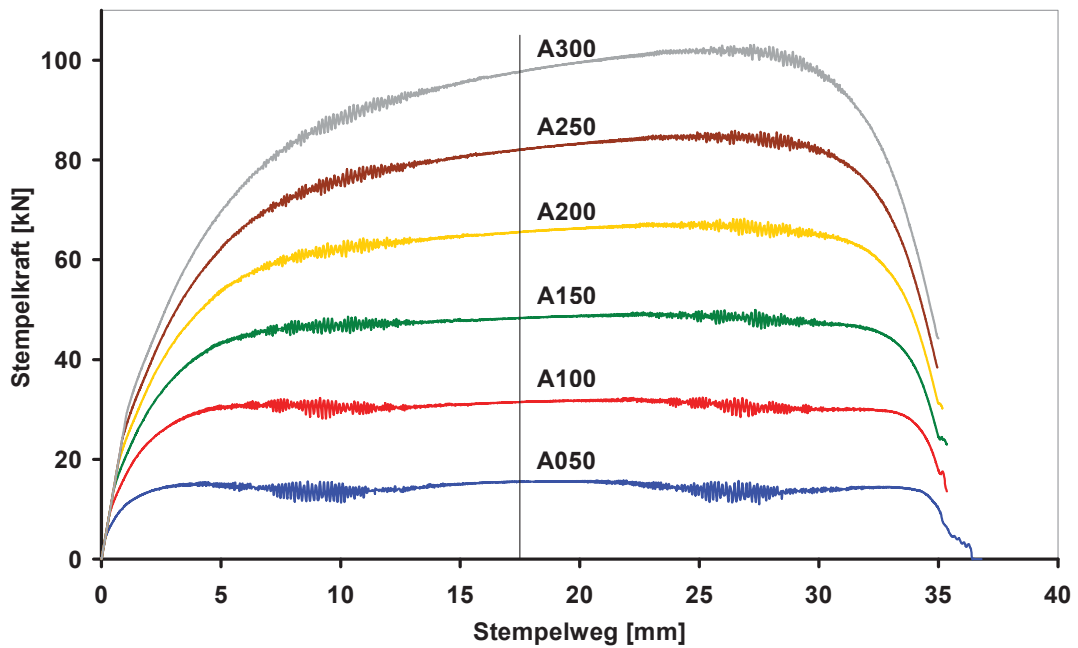


Abbildung 7.20: Stempelkraftverläufe für unterschiedliche Aufmaße (in μm). Die Stempelkraft wächst mit dem Aufmaß an.

Aufgrund des moderaten und gleichmäßigen Anstiegs der Stempelkraft für die Verläufe mit Aufmaßen höher $150 \mu\text{m}$ werden für die Analyse des Zusammenhangs von Aufmaß und Stempelkraft die Kraftniveaus aller Verläufe bei halbem Stempelhub (vertikale Linie in Abbildung 7.20) in Abhängigkeit vom Aufmaß in Abbildung 7.21 aufgetragen.

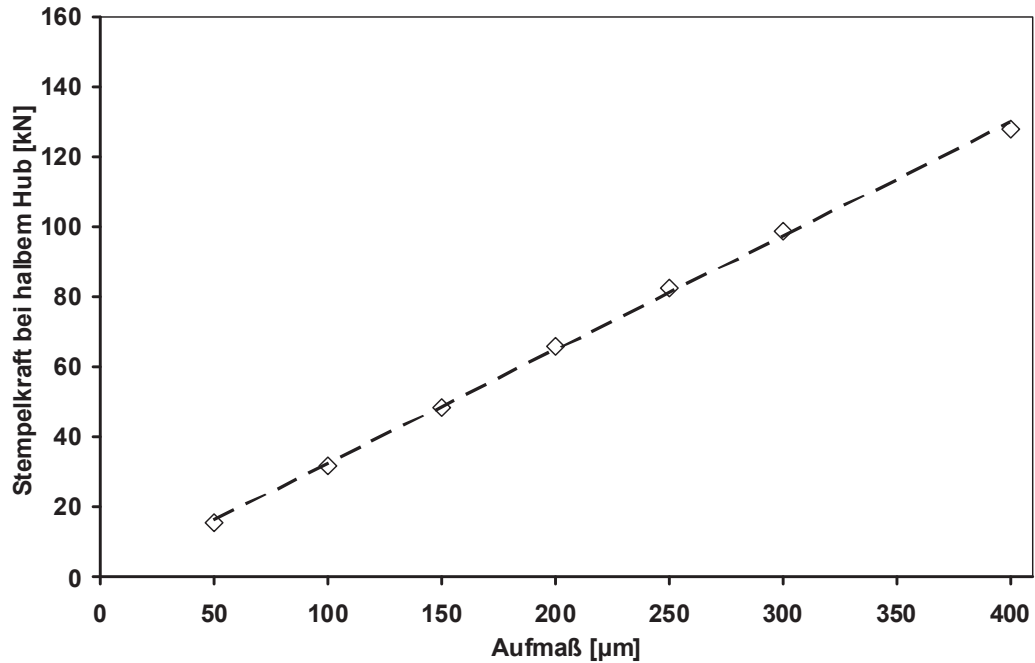


Abbildung 7.21: Zusammenhang zwischen Stempelkraft und Aufmaß. Die Stempelkraft wächst proportional mit dem Aufmaß an.

Die benötigte Stempelkraft wächst proportional mit dem Aufmaß an. Um zu überprüfen, ob dieser lineare Zusammenhang auch für andere Öffnungswinkel gefunden wird, werden in Kapitel 9.1 ergänzende Simulationen durchgeführt und eine Formel zum Abschätzen des Kraftbedarfs als Funktion von Aufmaß und Öffnungswinkel entwickelt.

7.2.2 Änderungen des Dichteprofils mit dem Aufmaß

Aus Abbildung 7.22 geht deutlich hervor, dass die Randdichte durch größeres Aufmaß nicht erhöht wird. Stattdessen führt vermehrtes Aufmaß zu einer Verdichtung über größere Tiefen.

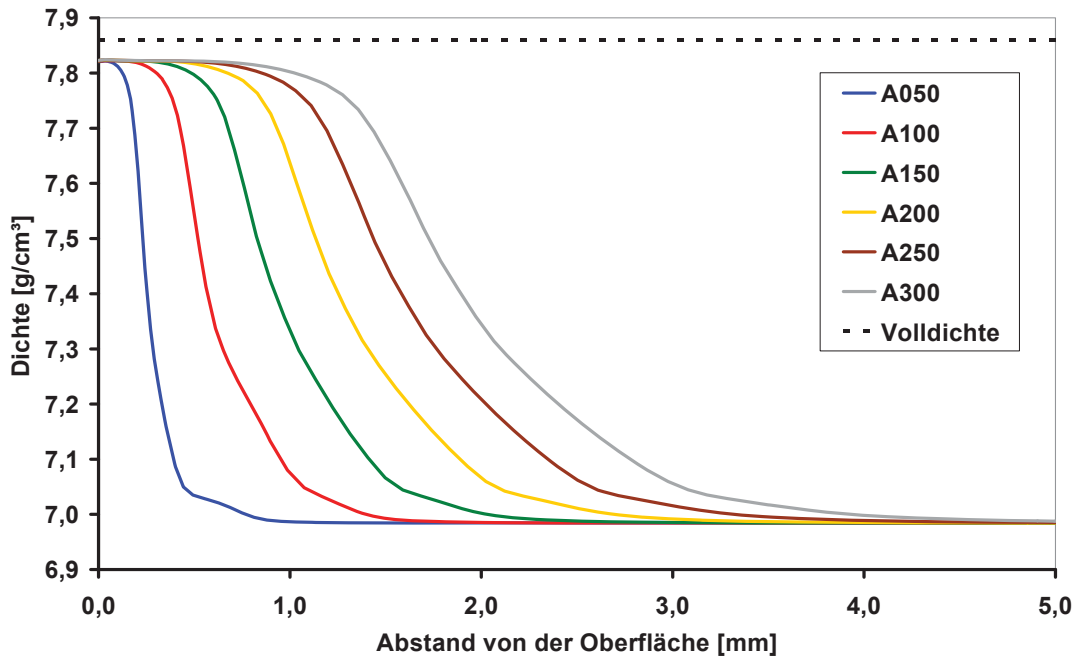


Abbildung 7.22: Dichteprofile für unterschiedliche Aufmaße. Mit zunehmendem Aufmaß wächst die Dicke der verdichteten Schicht bei konstanter maximaler Randdichte an.

Es folgt, dass ein bestimmtes Aufmaß notwendig ist, um bei gegebener Werkzeugkontur die maximal mögliche Randdichte zu erreichen. Jede weitere Aufmaßerhöhung führt nur mehr zu einer Steigerung der Tiefe der verdichteten Schicht und zu einer Abnahme des Dichtegradienten im Übergangsbereich von Rand- zu Grunddichte. Das Zusammenführen dieser Erkenntnis mit den Feststellungen aus der Variation des Öffnungswinkels (Kapitel 7.1.2) bzw. des Einlafradius (Kapitel 7.1.3) führt zu neuen Gestaltungshilfen für Werkzeuge und Vorform um Dichteprofile im Bauteil gezielt einzustellen. So wird die maximal erreichbare Randdichte vom Öffnungswinkel bzw. dem Einlafradius bestimmt. Dabei steigt die Randdichte mit anwachsendem Öffnungswinkel bzw. abnehmendem Radius an. Die Dicke der verdichteten Schicht wird vom Aufmaß bestimmt und wächst mit diesem an.

Aufgrund dieser Erkenntnisse wird in Kapitel 9.2 eine Möglichkeit zur Extrapolation der aufmaßbedingten Verschiebung des Dichteprofiles gesucht. Anhand einer in Kapitel 9.3 durchgeführten, vertiefenden Betrachtung wird der Ablauf des Verdichtens näher untersucht, um zu verstehen, wie die Entwicklung des Dichteprofiles vonstatten geht. Darauf basierend wird in Kapitel 9.4 versucht, Möglichkeiten für die Vorhersage eines Dichteprofiles in Abhängigkeit von den Größen Einlaufwinkel und Aufmaßgabe zu finden.

7.3 Übergangsradien

In den bisherigen Simulationen für das Konuswerkzeug wird von einem scharfkantigen Übergang von der Konusfläche auf die dahinter liegende zylindrische Fläche ausgegangen. Jedoch treten in der Realität aus fertigungstechnischen Gründen (z.B. Geometrie des Drehmeißels, Schleif- und Poliervorgänge) immer Übergangsradien auf. Weiters ist in der betrieblichen Praxis ein, dem Konus vorgelagerter, zylindrischer Einlauf geringen Übermaßes, gegenüber dem zu verpressenden Bauteil vorteilhaft. Durch diesen wird das Bauteil vor dem Pressen zentriert und zu Beginn des Pressens geführt. Das Einbringen einer solchen Führung resultiert in einem weiteren Übergangsradius. Um den Effekt von Übergängen und zylindrischen Einläufen zu bestimmen, werden die in Abbildung 7.23 dargestellten, vom Industriepartner vorgeschlagenen Geometrien mit den Bezeichnungen B0 bis B5 in Simulationen implementiert und daraus Anhaltspunkte für die Gestaltung der Übergänge an Werkzeugen abgeleitet. Die Simulationen werden mit einer Matrize mit 30° Öffnungswinkel und einer Probe mit einem radialen Aufmaß von 100 µm durchgeführt.

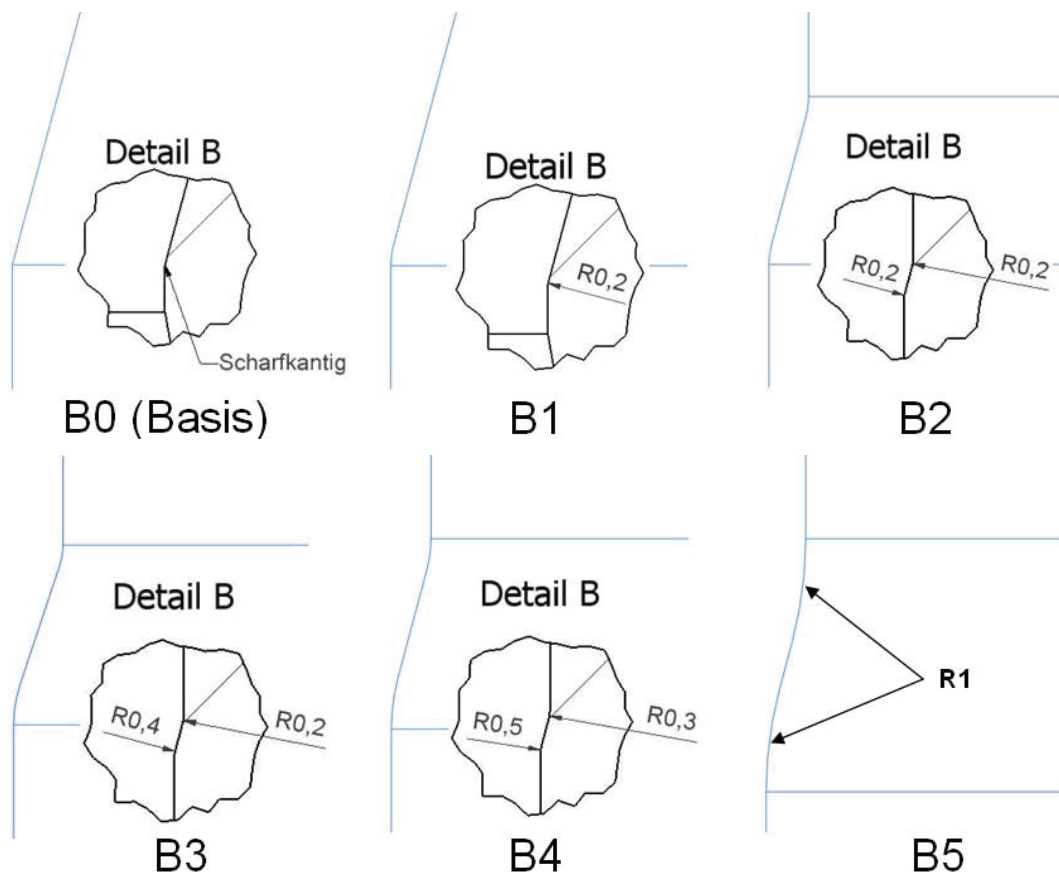


Abbildung 7.23: Untersuchte Einlaufgeometrien und deren Übergangsradien.

Die in der Simulation gewonnenen Verläufe der Stempelkraft für die unterschiedlichen Geometrien sind in Abbildung 7.24, die erreichten Dichtepprofile in Abbildung 7.25

aufgetragen. Der Vergleich von B0 mit B1 zeigt, dass der gewählte, aus fertigungstechnischer Sicht sehr enge Radius, der nur einen sehr geringen Anteil an der gesamten Kontaktfläche zur Probe hat, zu einer vernachlässigbaren Änderung im Kraftbedarf und im Dichteprofil führt. Wird Variante B1 um einen zylindrischen Einlauf gleichen Übergangsradius ergänzt, führt dies zu einer erkennbaren Abnahme der Stempelkraft bei nahezu unverändertem Dichteprofil. Für das Erhöhen der Übergangsradien in den Varianten B3, B4 und B5 sind eine Abnahme der Stempelkraft und eine Änderung des Dichteprofils hin zu niedrigerer Randdichte und schwächerem Dichtegradienten erkennbar.

Aus diesen Beobachtungen wird geschlossen, dass der Einlauf von Übergangsradien im Wesentlichen von dem Flächenverhältnis von Radian- zu Konusfläche bestimmt wird. Wird das umzuformende Aufmaß auf die Matrizenkontur projiziert, so gilt, dass der Stempelkraftbedarf und die erreichte Randdichte abnehmen, je mehr Aufmaß auf Radian zu liegen kommt. Da in den durchgeführten Simulationen für die Varianten B0 bis B4 das gesamte Aufmaß in einer Stufe mit verhältnismäßig engen Radian umgeformt wird, wird nur ein kleiner Effekt hinsichtlich Stempelkraft und Dichteprofil beobachtet. Im Gegensatz dazu führen die Übergangsradien bei Variante B5, die deutlich größere Anteile an Radianflächen aufweist, zu deutlichen Änderungen im Kraftverlauf und Dichteprofil. Somit ist davon auszugehen, dass insbesondere mehrstufige Prozesse, in denen das gleiche Aufmaß über mehrere Umformschritte verpresst wird, wesentlich von den Übergangsradien beeinflusst werden, da hier schon enge Radian, wie jene der Varianten B1 bis B4, in hohen Anteilen an der gesamten Kontaktfläche resultieren.

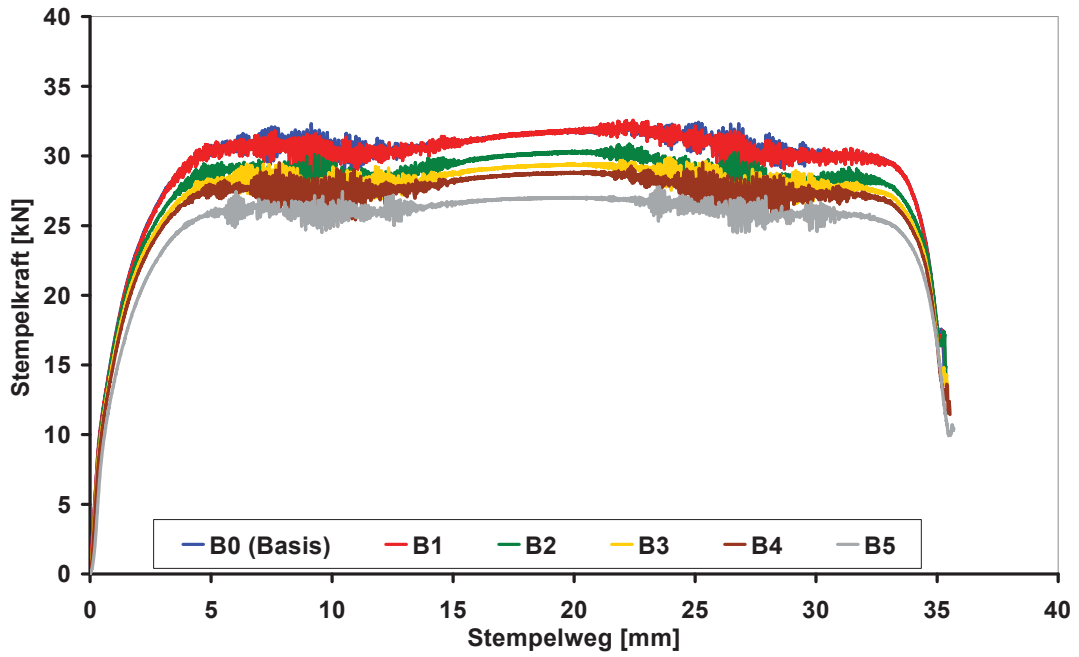


Abbildung 7.24: Kraftbedarf für Pressungen mit den unterschiedlichen Übergangsgeometrien. Mit größeren Rundungsradien nimmt die Stempelkraft ab.

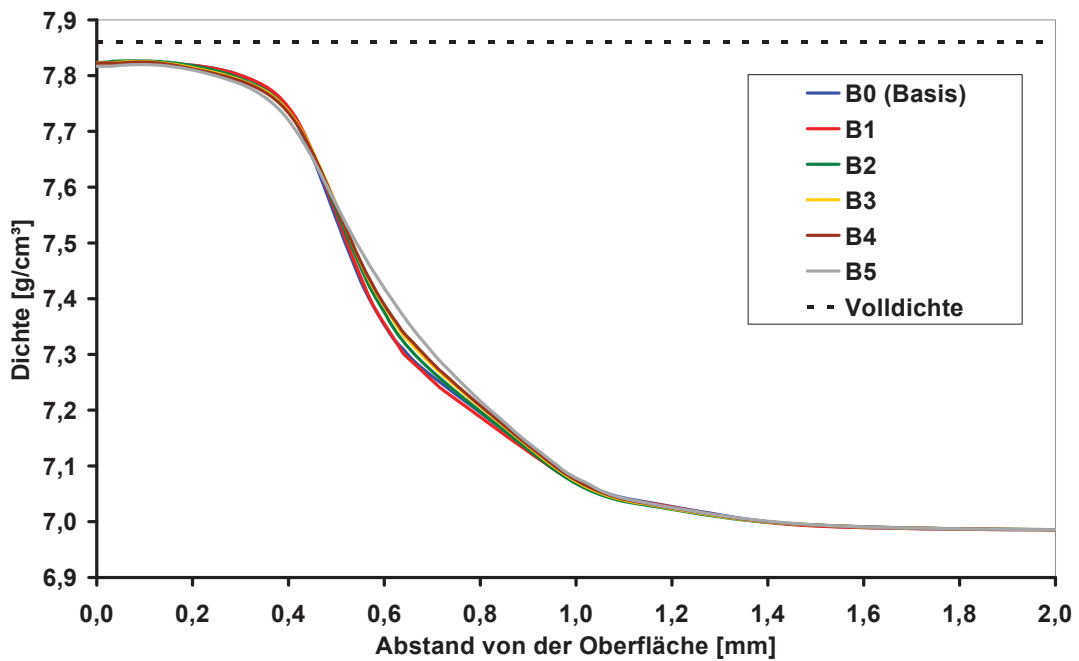


Abbildung 7.25: Aus den verschiedenen Übergangsgeometrien resultierende Dichteprofile. Mit größeren Rundungsradien sinkt die maximale Randdichte, und der Dichtegradient wird kleiner.

8. PM-Fließpressen – mehrstufige Prozessführung

Für die Untersuchungen zur mehrstufigen Prozessführung wird das in Kapitel 5.2 beschriebene Simulationsmodell in seiner Grundform übernommen, erfährt jedoch Abwandlungen gegenüber den Parameterstudien zur einstufigen Prozessführung (Kapitel 7). So wird der Pressvorgang um einen Rückhub der Probe an den Ort des Einlegens durch Bewegung des Unterstempels erweitert, was auch für praktische Anwendungen denkbar ist. Weiters wird in den Simulationen zur mehrstufigen Prozessführung der Matrizenwerkstoff als rein elastisch mit den Kennwerten eines Hartmetalls (E-Modul = 585 GPa, $\nu = 0,232$) implementiert. Falls nicht extra erklärt, werden in den Simulationen zur mehrstufigen Verdichtung die Öffnungswinkel der Werkzeuge mit 30° ausgeführt und Proben mit einem radialen Aufmaß von $100\ \mu\text{m}$ auf das gleiche Endmaß wie in den Versuchen zur einstufigen Umformung verpresst.

8.1 Stufenanzahl

Das Versuchsprogramm sieht eine schrittweise Steigerung der Stufenanzahl auf bis zu fünf Umformstufen vor. Das Einformen des radialen Aufmaßes von $100\ \mu\text{m}$ erfolgt gleichmäßig über die einzelnen Umformstufen. Der Abstand zwischen zwei Umformstufen wird mit $10\ \text{mm}$ festgelegt. Der Bereich zwischen dem Ende einer Stufe und dem Beginn der nächsten wird zylindrisch ausgeführt.

8.1.1 Änderung des Dichteprofiles mit dem Stufenabstand

Mit zunehmender Anzahl an Umformstufen ist eine Zunahme der Randdichte erkennbar (Abbildung 8.1). Gleichzeitig nimmt die Dicke der hoch verdichteten Schicht ($\rho_{abs} > 7,7\ \text{g/cm}^3$ bzw. $\rho_{rel} > 98\ \%$) ab. Das Ausmaß dieser Effekte nimmt mit zunehmender Stufenanzahl ab. Die Änderungen des Dichteprofiles sind auf zwei Mechanismen zurückzuführen. Zum einen wird durch das Durchlaufen der ersten Stufe eine dünne Randschicht erhöhter Dichte und somit gesteigerter Festigkeit ausgebildet. In der nächsten Umformstufe wirkt diese Schicht aufgrund ihres höheren E-Moduls gegenüber dem Grundmaterial verstärkt stützend und fördert so die Verdichtung des Randes. Zum anderen wird mit ansteigender Anzahl an Umformstufen weniger Aufmaß pro Stufe umgeformt. Dadurch wird die Umformzone kleiner und die Spannungen, die die Verdichtung bewirken, treten in einer enger begrenzten Zone nahe der Probenoberfläche auf, was den Anstieg an Randdichte fördert.

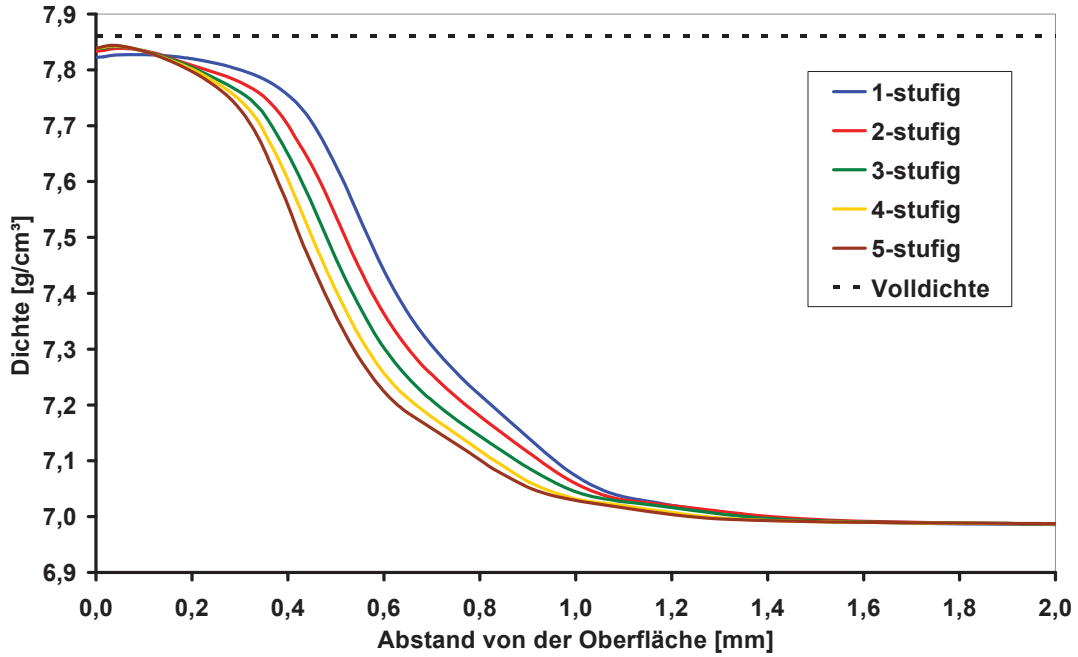


Abbildung 8.1: Dichteverteilung am Probenrand nach dem Hinhub für Proben, die an Matrizen mit unterschiedlicher Anzahl an Umformstufen verpresst werden. Mit zunehmender Stufenanzahl steigt die maximale Randdichte.

Für den Rückhub ist in Abbildung 8.2 ein deutlicher Unterschied im Verhalten des Dichteprofiles des einstufigen Prozesses im Vergleich zu jenen der mehrstufigen Prozessführung erkennbar. Für den einstufigen Prozess führt der Rückhub zu einem Dichteanstieg über einen eng begrenzten Bereich am Rand des Dichteprofiles. Für das gewählte radiale Aufmaß von 100 μm erfolgt dieser Anstieg über eine Tiefe von 0,05 mm. Im Gegensatz dazu führt das Rückpressen von im Hinhub mehrstufig verpressten Proben zu einer Dichteerhöhung über den gesamten, nach dem Hinhub über der Grunddichte liegenden, Abschnitt des Dichteprofiles. Je höher die Anzahl an Umformstufen im Hinhub ist, desto stärker wächst die Dichte für einen Oberflächenabstand von 0,3 bis 1 mm im Rückhub an, beziehungsweise desto mehr wird das Dichteprofil zu höheren Dichten verschoben. Dadurch werden die nach dem Hinhub vorhandenen Unterschiede hinsichtlich der Tiefenwirkung verringert und es ist insbesondere für die drei-, vier- und fünfstufige Prozessführung eine Angleichung des Dichteprofiles erkennbar.

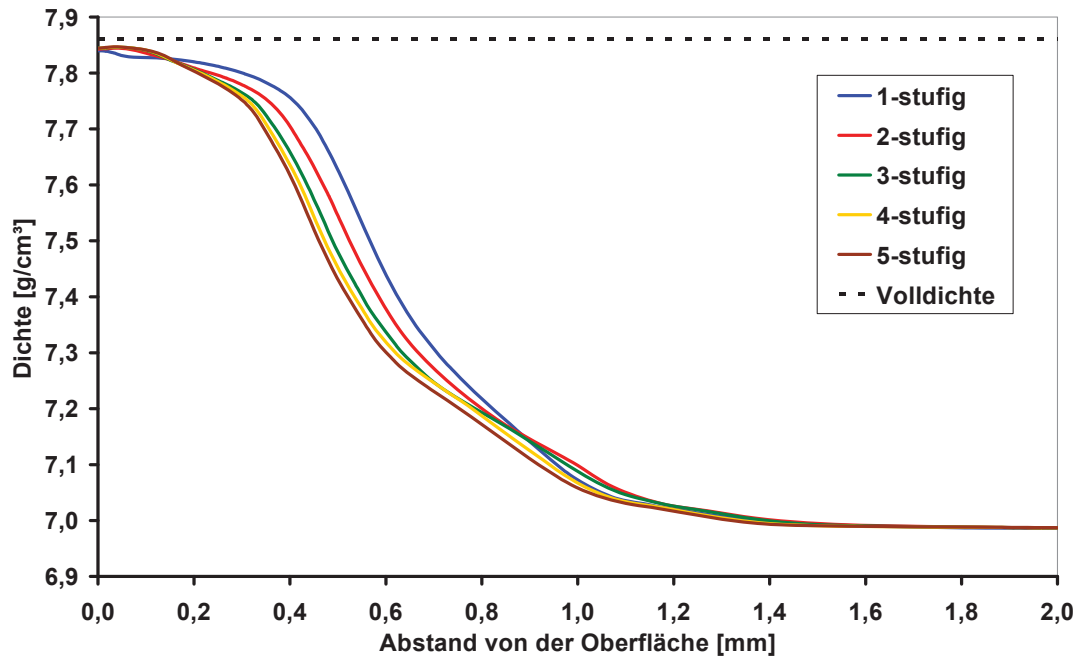


Abbildung 8.2: Dichteverteilung am Probenrand nach dem Rückhub für Proben, die an Matrizen mit unterschiedlicher Anzahl an Umformstufen im Hinhub verpresst werden. Der Rückhub wirkt besonders für Prozesse mit hoher Umformstufenzahl im Hinhub und führt zu einem Angleich der mehrstufig erzeugten Dichteprofile.

8.1.2 Einfluss der Stufenanzahl auf die Stempelkraft

Mit steigender Zahl an Umformstufen ist in Abbildung 8.3 ein Anstieg der maximalen Stempelkraft erkennbar.

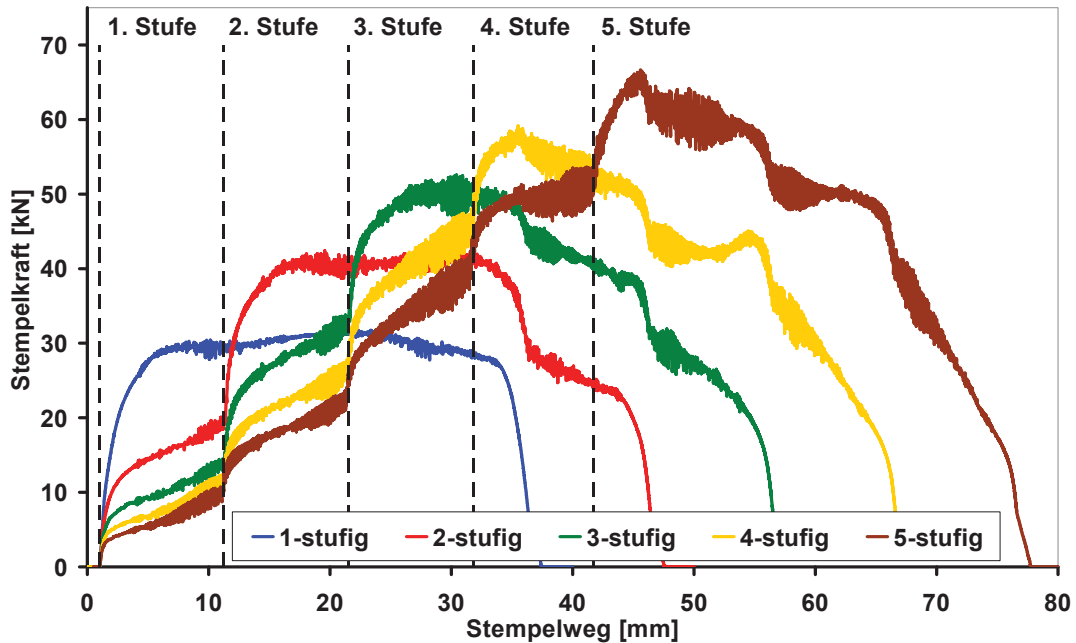


Abbildung 8.3: Verlauf der Stempelkraft des Hinhubs für die ein- bis fünfstufige Prozessführung. Während der Umformung können für jede Umformstufe die Phasen des Probeneinlaufs, -durchlaufs und -auslaufs unterschieden werden. Mit der Anzahl an Umformstufen wächst die benötigte Presskraft an.

Im Kraft-Weg-Verlauf der mehrstufigen Prozesse ist das Einlaufen der Probe in eine Umformstufe als steiler Anstieg der Stempelkraft erkennbar, das Verlassen einer Stufe als steiler Abfall in der Stempelkraft. Während des Durchlaufs einer Stufe ist ein flacher Anstieg der Stempelkraft erkennbar. Dies ist auf die zunehmende Kontaktfläche und daraus resultierende zunehmende Reibkraft infolge des elastischen Verhaltens der Probe zurückzuführen.

Für den ein-, zwei- und dreistufigen Prozess ist die Ausbildung eines Kraftplateaus beim Durchlaufen der letzten Umformstufe erkennbar. Dieses ist für den einstufigen Prozess über den größten Stempelhub ausgeprägt und wird abgebaut, wenn das Probenende die Stufe durchläuft und somit die reibungsbehaftete Kontaktfläche abnimmt. Für den zwei- und dreistufigen Prozess wird das Kraftplateau über einen immer kürzeren Stempelweg ausgebildet, da das Probenende bereits beim Durchlaufen der letzten Stufe die vorgelagerte(n) Stufe(n) verlässt und somit die dort auftretenden Reibkräfte entfallen. Im vier- und fünfstufigen Prozess passiert das Probenende bereits die erste Stufe zur Gänze, bevor die einlaufende Stirnfläche die letzte Umformstufe verlässt, wodurch der sonst typische reibungsbedingte Kraftanstieg innerhalb einer Stufe mit einer Kraftabnahme überlagert wird. Dies führt bereits beim Durchlaufen der letzten Stufe zu einer Kraftabnahme.

Eine genauere Analyse der anteiligen Kräfte an der resultierenden Stempelkraft erfolgt in Kapitel 8.2.2.

Für den Rückhub wird in Abbildung 8.4 die geringste Stempelkraft für den einstufigen Prozess gefunden. Der Kraftbedarf steigt mit einer Erhöhung bis zu drei Umformstufen im Hinhub weiter an. Für den drei-, vier- und fünfstufigen Prozess ist der Kraftbedarf in etwa gleich hoch. Diese Tendenzen stimmen mit dem in der Analyse der Dichtepprofile erkannten Verhalten überein. Das im einstufigen Prozess gewonnene Dichteprofil erfährt die geringste Änderung im Rückhub, das mit zweistufiger Prozessführung gewonnene eine höhere, jedoch geringere Änderung als jene Profile der drei-, vier- und fünfstufigen Prozessführung, die einen sehr ähnlichen Dichteanstieg erfahren.

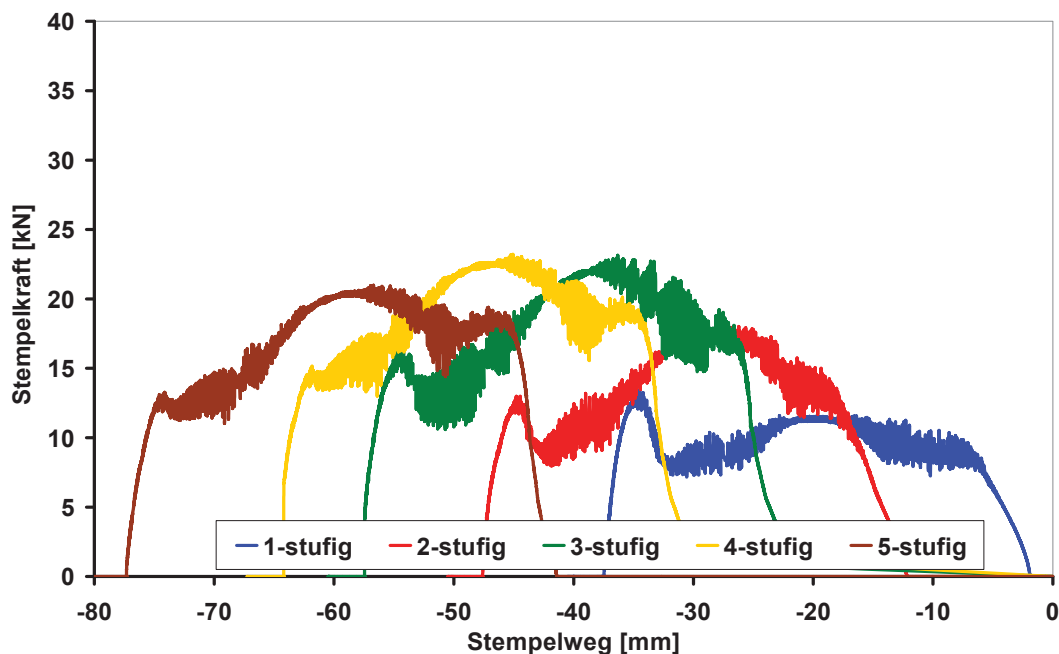


Abbildung 8.4: Verlauf der Stempelkraft des Rückhubs für die ein- bis fünfstufige Prozessführung. Die einstufige Prozessführung führt im Vergleich mit den mehrstufigen Prozessen zu deutlich geringeren Stempelkräften im Rückhub.

Zusammengefasst stellen mehrstufige Prozesse aufgrund der erreichbaren höheren Randdichte bei ansonsten gleichen Randbedingungen ein für die praktische Anwendung interessantes Werkzeugkonzept dar, weshalb entschieden wird, die Einflussgrößen des mehrstufigen Systems näher zu untersuchen.

8.2 Stufenabstand

Um die Bedeutung des Stufenabstandes für das Dichteprofil und den Kraftbedarf zu eruieren, werden die Stufenabstände an der fünfstufigen Matrize, für die bereits Ergebnisse für einen Stufenabstand von 10 mm vorliegen (Kapitel 8.1), auf drei Arten abgewandelt. Die erste ist eine Verlängerung des Stufenabstandes. Eine Extremform stellen Stufenabstände dar, deren Werte über der Probenlänge liegen. Die Probe läuft somit zur Gänze in eine Stufe ein und wird noch ein Stück in dieser bewegt. Da die Probenlänge 35 mm beträgt, wird hierfür ein Stufenabstand von 40 mm vorgesehen. Mit einem Stufenabstand von 2 mm wird der Einfluss eines verkürzten Stufenabstandes untersucht. Als Extremfall des kurzen Stufenabstandes wird der Stufenabstand für alle Stufen des fünfstufigen Werkzeuges auf 0 mm reduziert, so dass nur mehr ineinander verlaufende Radien verbleiben (Abbildung 8.5). Es ist fraglich, ob für diesen Extremfall eines mehrstufigen Werkzeuges ein Unterschied gegenüber einem einstufigen Prozess mit Konuswerkzeug auftritt, dessen Öffnungswinkel so gewählt wird, dass über den gleichen Stempelhub das gleiche Aufmaß umgeformt wird, wie mit dem mehrstufigen Werkzeug mit Stufenabstand 0 mm vom Beginn der ersten Stufe bis zum Ende der Letzten. Um diese Frage zu beantworten, wird das mehrstufige Werkzeug mit Stufenabstand 0 mm gemäß Abbildung 8.5 in ein einstufiges übergeführt. Der Öffnungswinkel für das einstufige Ersatzwerkzeug wird dadurch bestimmt, dass über gleichen Stempelhub (Gesamtstufenlänge) die gleiche Querschnittsreduktion (Gesamtzustellung) auftritt. Das gefundene Ersatzwerkzeug mit $\alpha = 13^\circ$ wird in eine Simulation implementiert und die gewonnenen Ergebnisse jenen der mehrstufigen Verdichtung mit Stufenabstand 0 mm gegenübergestellt.

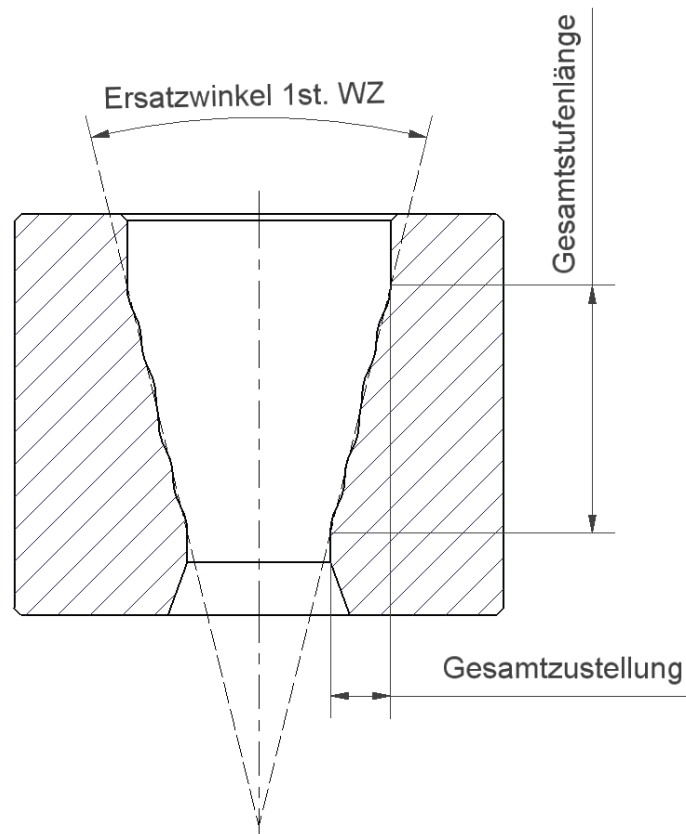


Abbildung 8.5: Konstruktion zur Ermittlung des Ersatzwinkels, um ein fünfstufiges Werkzeug durch ein einstufiges zu ersetzen.

8.2.1 Änderungen des Dichteprofils mit dem Stufenabstand

In der Auswertung der Dichte für die einzelnen Geometrien in Abbildung 8.6 wird eine Übereinstimmung der Dichteverläufe für die mit Stufenabstand 10 mm und 40 mm erhaltenen Verläufe gefunden. Das mit Stufenabstand 2 mm erhaltene Dichteprofil weist annähernd gleiche Randdichte auf, fällt jedoch nach ca. 0,3 mm steiler auf das Niveau der Grunddichte ab und erreicht dieses früher. Das mit Stufenabstand 0 mm erreichte Profil ist qualitativ klar von den übrigen Dichteprofilen in Form eines über die ersten 0,15 mm rasch abfallenden Dichteniveaus, das zwei weitere Wendepunkte ausbildet und anschließend flach in die Kerndichte übergeht, unterscheidbar. Ein derartiges Dichteprofil wird in Kapitel 8.1.1 für eine im Hinhub einstufig umgeformte und rückgepresste Probe gefunden. Tatsächlich stimmt das mit Stufenabstand 0 m gefundene Dichteprofil mit Ausnahme der ersten 0,15 mm gut mit jenem des einstufigen Ersatzwerkzeuges überein.

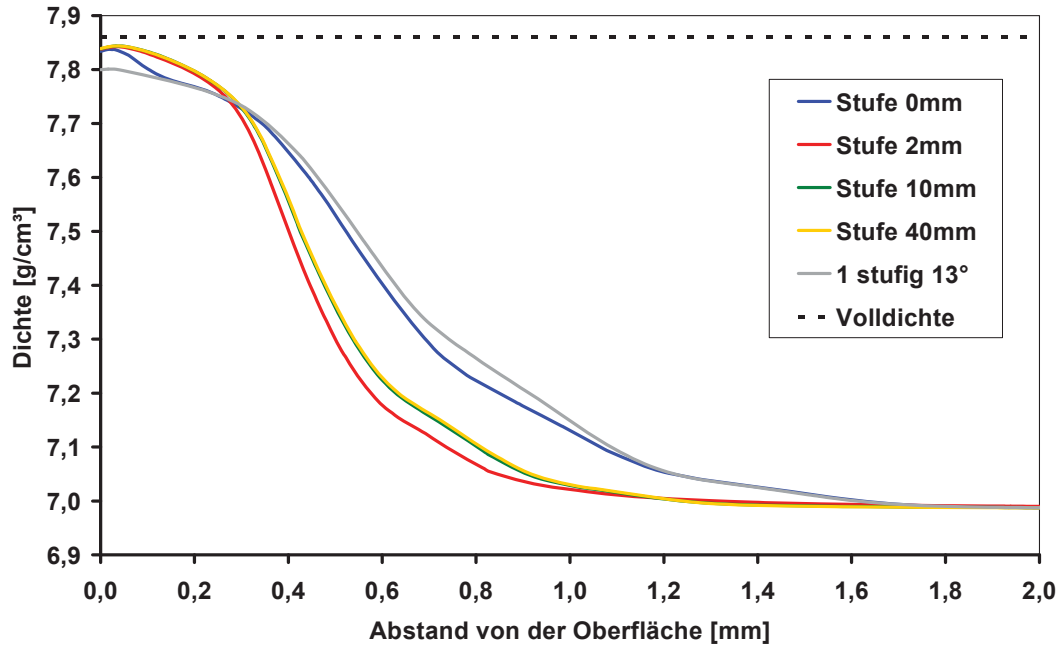


Abbildung 8.6: Dichteprofil nach dem Hinhub (fünfstufiges Werkzeug und einstufiges Ersatzwerkzeug) in Abhängigkeit vom Stufenabstand. Um höchste Randdichten zu erreichen, muss ein Mindestabstand zwischen den Umformstufen eingehalten werden.

Für die Analyse des Rückhubs werden in Abbildung 8.7 die Dichteprofile nach dem Rückhub ausgewählten Dichteprofilen nach dem Hinhub gegenübergestellt. Zur besseren Lesbarkeit wird ein Bereich („Ausschnitt A“) eingebracht und in Abbildung 8.8 vergrößert dargestellt. Im Rückhub zeigt das mit Stufenabstand 0 mm gewonnene Dichteprofil in Abbildung 8.7 und Abbildung 8.8 keine relevante Änderung. Für das Dichteprofil des einstufigen Prozesses wird der bereits in Kapitel 8.1.1 beobachtete Anstieg am äußeren Rand bei nahezu unverändertem übrigen Dichteprofil festgestellt. Dies führt zu einer Angleichung des Dichteprofiles mit jenem für das fünfstufige Werkzeug mit Abstand 0 mm. Daraus folgt, dass ein Werkzeug mit Stufenabstand 0 mm bereits im Hinhub zu gleichem Dichteprofil wie ein einstufiges Werkzeug mit Rückhub führt, wenn der Öffnungswinkel gemäß Abbildung 8.5 ermittelt wird. Für Prozessführungen mit Rückhub werden die beiden Geometrien als gegenseitig austauschbar angesehen.

Für die übrigen Stufenabstände wird das für mehrstufige Prozesse typische Anheben des gesamten von der Kerndichte abweichenden Profils mit dem Rückhub beobachtet, was in Abbildung 8.7 und Abbildung 8.8 an den Verläufen des Hin und Rückhubs für einen Stufenabstand von 2 mm veranschaulicht wird. Die mit 10 mm und 40 mm Stufenabstand gewonnenen Profile werden im gleichen Maß angehoben, weshalb auch nach dem Rückhub kein Unterschied erkennbar ist. Aus der Beobachtung, dass mit 10 mm und 40 mm Stufenabstand gleiche Dichteprofile erhalten werden, wird auf gleiche Spannungszustände in

der Probe an den Umformstufen rückgeschlossen. Da für einen Stufenabstand von 2 mm eine insgesamt geringere Verdichtung gefunden wird, muss für diese Geometriesituation ein für die Dichtentwicklung nachteiliger Spannungszustand vorliegen.

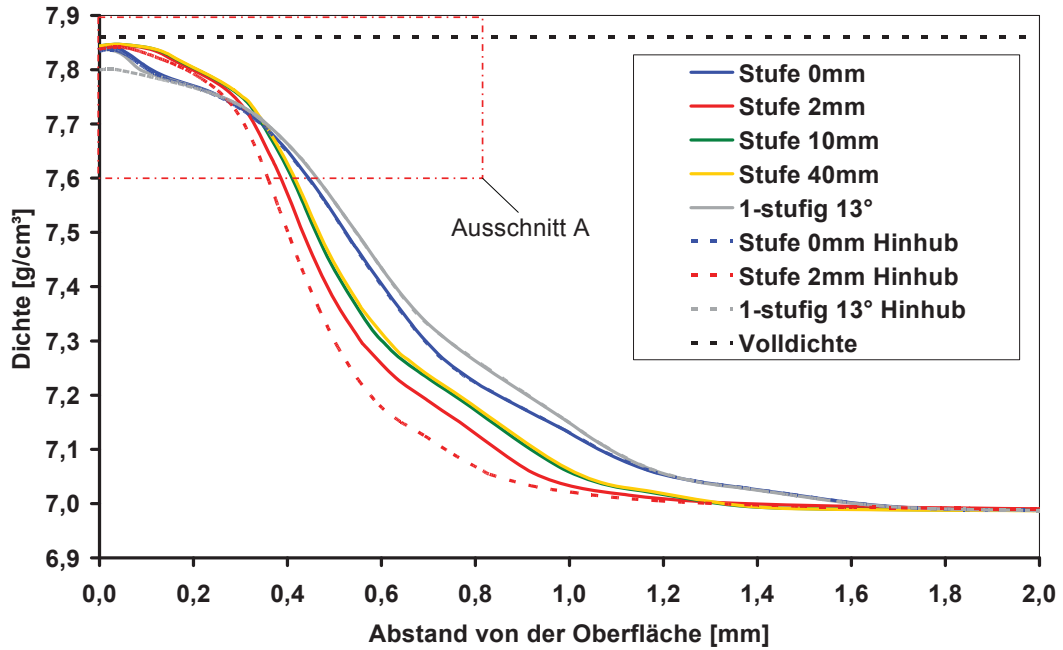


Abbildung 8.7: Dichteprofile nach dem Rückhub (5-stufiges Werkzeug und 1-stufiges Ersatzwerkzeug) in Abhängigkeit vom Stufenabstand sowie ausgewählte Dichteprofile des Hinhub. Zur besseren Lesbarkeit wird „Ausschnitt A“ in Abbildung 8.8 vergrößert dargestellt.

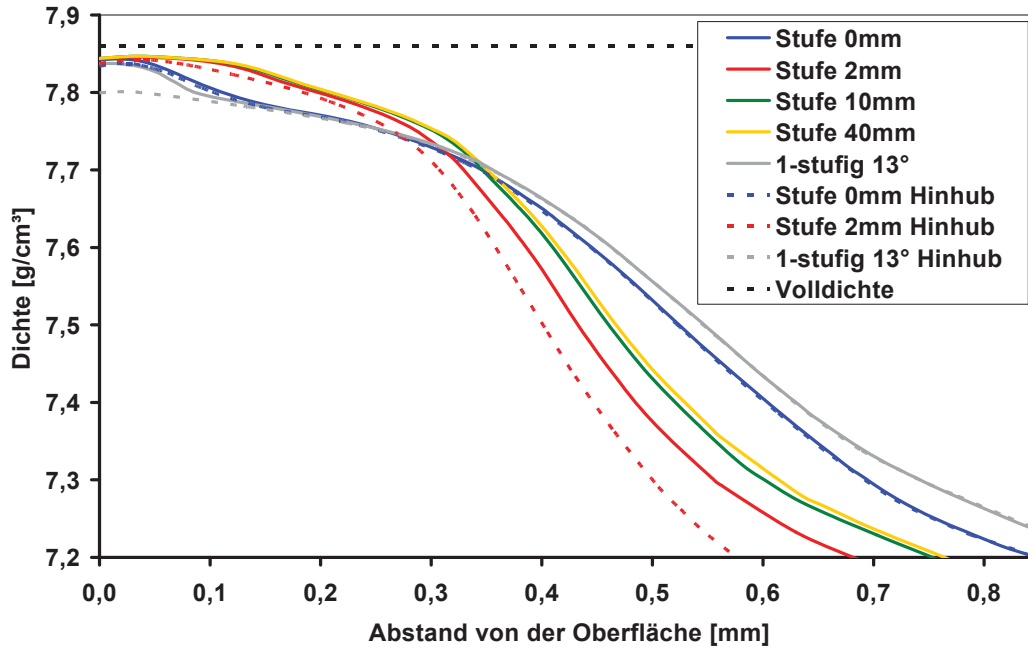


Abbildung 8.8: „Ausschnitt A“ aus Abbildung 8.7 in vergrößerter Darstellung. Durch den Rückhub führt das 1-stufige Ersatzwerkzeug zu einem ähnlichen Profil wie das 5-stufige Werkzeug mit Stufenabstand 0 mm.

Der Unterschied im Dichteprofil, das mit 2 mm Stufenabstand erhalten wird, zu jenen, die mit Werkzeugen mit 10 mm und 40 mm erhalten werden, ist darauf zurückzuführen, dass die Probe durch den Kontakt mit der Umformstufe elastisch einfedert und die elastische Deformation erst nach einer gewissen axialen Distanz ausgeglichen ist. Zu kurze Stufenabstände verhindern das restlose Auffedern der Probe, und diese läuft vorbelastet in die nachfolgende Stufe ein und wird daher weniger umgeformt. Dies äußert sich in einem großvolumigen, über alle Stufen wirkenden Spannungszustand in der Probe am Werkzeug mit Stufenabstand 2 mm, der das elastische Einfedern der Probe fördert und die Verdichtung reduziert. Aus diesen Überlegungen folgt, dass Freistellungen nach den Umformstufen das Auffedern der Probe begünstigen und somit die Verdichtung fördern müssen.

Die Bedeutung des Abstandes zwischen Umformstufen ist von Hoppe et al. [Hop91] auch für die Anwendung des Drahtziehens bekannt. Bei ausreichend großem Abstand zwischen den Ziehsteinen wird dem Draht ein elastisches Aufweiten zwischen den Ziehsteinen ermöglicht. Nach Überschreiten eines bestimmten Abstandes führt das weitere Erhöhen des Abstandes zu keiner Änderung in der Eigenspannung. Wird jedoch der Abstand klein genug gewählt, kann ein Zusammenwachsen der von den Werkzeugen herbeigeführten plastischen Zonen bewirkt werden, wodurch ein stärkerer Eigenspannungsabbau erzielt wird. Die Beobachtungen des elastischen Aufweitens bzw. dessen Unterbindens sind schlüssig mit den Erkenntnissen zum Stufenabstand im PM-Fließpressprozess.

Wenn die Erkenntnis aus dem einstufigen virtuellen Versuchsprogramm, dass für die maximale Randdicke der Öffnungswinkel der Konusstufe entscheidend ist (Kapitel 7.1.2), auch für die einzelnen Stufen mehrstufiger Prozesse gilt, müssen Werkzeuge mit Freistellungen zu gleicher maximaler Randdicke wie jene ohne Freistellungen führen, die Dicke der verdichteten Schicht aber für Werkzeuge mit Freistellungen höher ausfallen. Diese Folgerung wird in Kapitel 8.6 in der Untersuchung der Bedeutung von Freistellungen überprüft.

8.2.2 Einfluss des Stufenabstandes auf die Stempelkraft

In den in Abbildung 8.9 angeführten Verläufen der Stempelkräfte für die unterschiedlichen Stufenabstände ist eine Zunahme an maximaler Stempelkraft mit dem Stufenabstand zu erkennen.

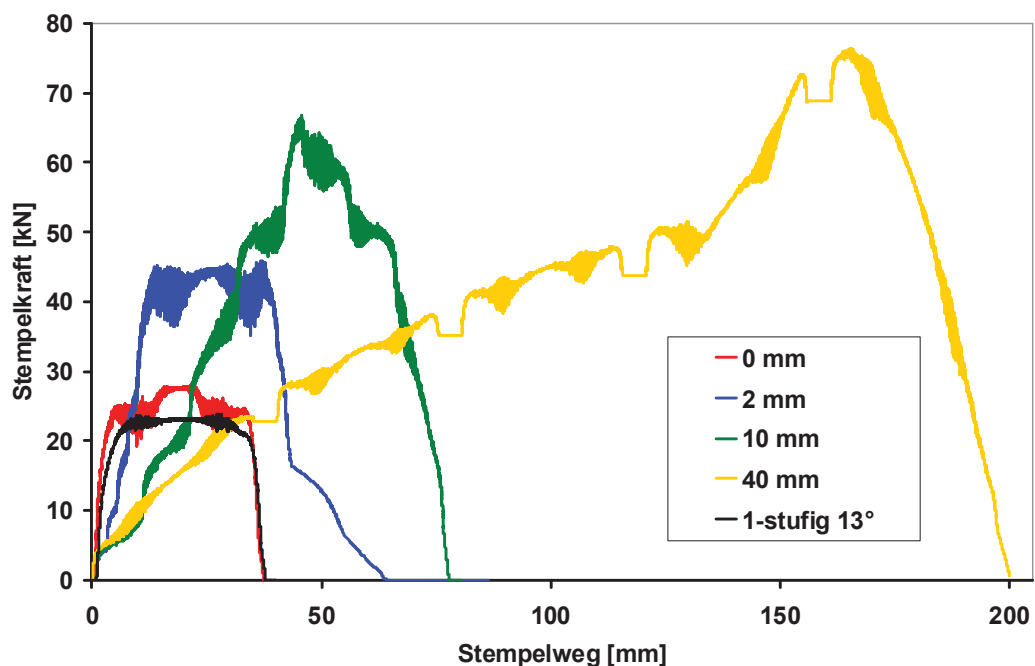


Abbildung 8.9: Stempelkraftverlauf für fünfstufige Matrizen unterschiedlichen Stufenabstandes und für das einstufige Ersatzwerkzeug. Mit dem Stufenabstand wächst die Stempelkraft an.

Die Ursache hierfür wird in der genaueren Betrachtung der einzelnen Abschnitte des Kraft-Weg-Verlaufes, insbesondere jenem der an der Matrize mit Stufenabstand 40 mm verpressten Probe, in Abbildung 8.10 gefunden. In diesem sind die Phasen des Ein- Durch- und Auslaufes der Probe in die einzelnen Umformstufen deutlich erkennbar. Am Beginn einer Umformstufe steigt der Kraftbedarf nahezu sprunghaft an. Dem folgt ein

kontinuierlicher, fast linearer Anstieg an Stempelkraft, während die Probe die Umformstufe durchläuft und ihr Querschnitt über die Probenlänge reduziert wird. Diese Phase endet mit dem Auslaufen der Probe aus der Umformstufe. Das nachfolgende Schieben der Probe durch den zylindrischen Werkzeugabschnitt bis zur nächsten Umformstufe ist im Kraft-Weg-Verlauf als Plateau erkennbar.

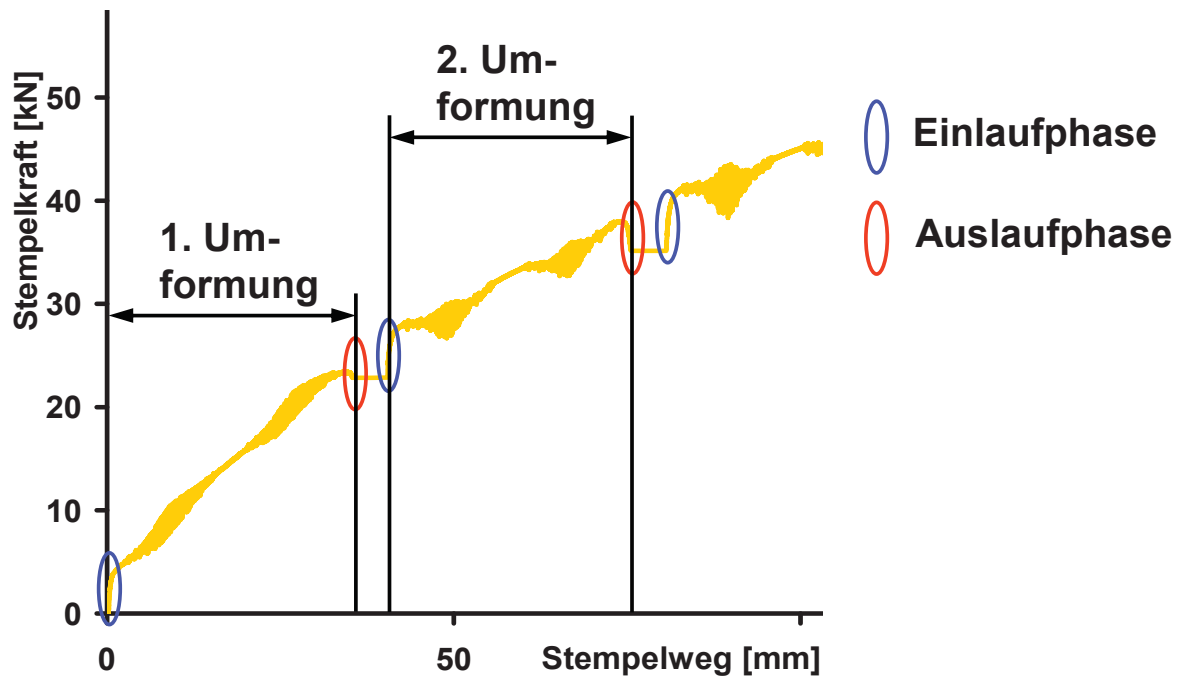


Abbildung 8.10: Ausschnitt des Kraft-Weg-Verlaufs für das fünfstufige Werkzeug mit 40 mm Stufenlänge. Die Phasen des Ein- und Auslaufens der Probe in bzw. aus der Umformstufe sind als Kraftsprünge erkennbar. Während des Durchlaufens einer Umformstufe wächst die Presskraft kontinuierlich an.

Da die Reibkraft mit zunehmender Verengung des Matrizenquerschnittes steigt, profitieren Werkzeuge mit einem Probenabstand kleiner der Probenlänge davon, dass die Probe nie über die gesamte Länge in einen zylindrischen Abschnitt, insbesondere jenem zwischen vorletzter und letzter Stufe, zu liegen kommt. Somit werden durch kürzer werdenden Stufenabstand die Phasen des reibungsbedingten linearen Kraftaufbaus verkürzt. Zudem tritt die Probenvorderseite früher aus dem Werkzeug aus und wird reibungsfrei weiterbewegt. Die von König et al. [Kön92] getätigte Aussage, dass durch Verkürzen des zylindrischen Abschnittes am Auslauf eines einstufigen Werkzeuges eine Kraftersparnis erzielt wird, wird bestätigt und ist erklärbar. Im Gegenzug wird Oh et al. [Oh93], die keine Änderung im Kraftbedarf durch Reduzieren des zylindrischen Abschnittes erkennen, widersprochen.

Durch die Unterscheidung der einzelnen Phasen im Kraft-Weg-Verlauf ist es möglich, die benötigte Gesamtkraft in anteilige Kräfte aufzuteilen. Es sind dies eine für die Umformung

bzw. Verdichtung aufgewendete Kraft (F_U) sowie die zur Überwindung der Reibung benötigte Kraft. In Abbildung 8.11 wird der Anteil an Stempelkraft, der als umformende Kraft (F_{U1} bis F_{U5}) in einer Stufe benötigt wird, ermittelt. Die Summe der einzelnen Umformkraftanteile beträgt 27,2 kN und macht somit nur rund ein Drittel der maximal auftretenden Stempelkraft von 75,2 kN aus. Hier gilt es jedoch zu berücksichtigen, dass der letzten Umformstufe ein Auslauf von nur 1 mm folgt. Für einen ebenfalls über 40 mm ausgeführten zylindrischen Abschnitt zwischen Umformstufe und Rückholkegel ist ein weiterer linearer Kraftanstieg zu erwarten, wodurch der Anteil der zur Umformung benötigten Kraft an der maximalen Kraft weiter verringert würde. Aufgrund des hohen Anteils der Reibkraft an der gesamten Stempelkraft reagiert diese sehr sensibel auf veränderte Reibverhältnisse. Dies bedeutet für die industrielle Praxis, dass für Anlagen, die nahe der maximalen Pressenleistung betrieben werden, konstant gute Schmierbedingungen gewährleistet werden müssen. Eventuell kann der Anteil der Reibkraft an der Gesamtstempelkraft durch Freistellungen, die in Kapitel 8.6 untersucht werden, reduziert werden. Aufgrund der festgestellten Einflüsse des Stufenabstandes auf Dichteprofil und Stempelkraft kann der Bereich des optimalen Stufenabstandes für das gegebene Aufmaß auf einen Bereich größer 2 mm und kleiner 10 mm eingeschränkt werden.

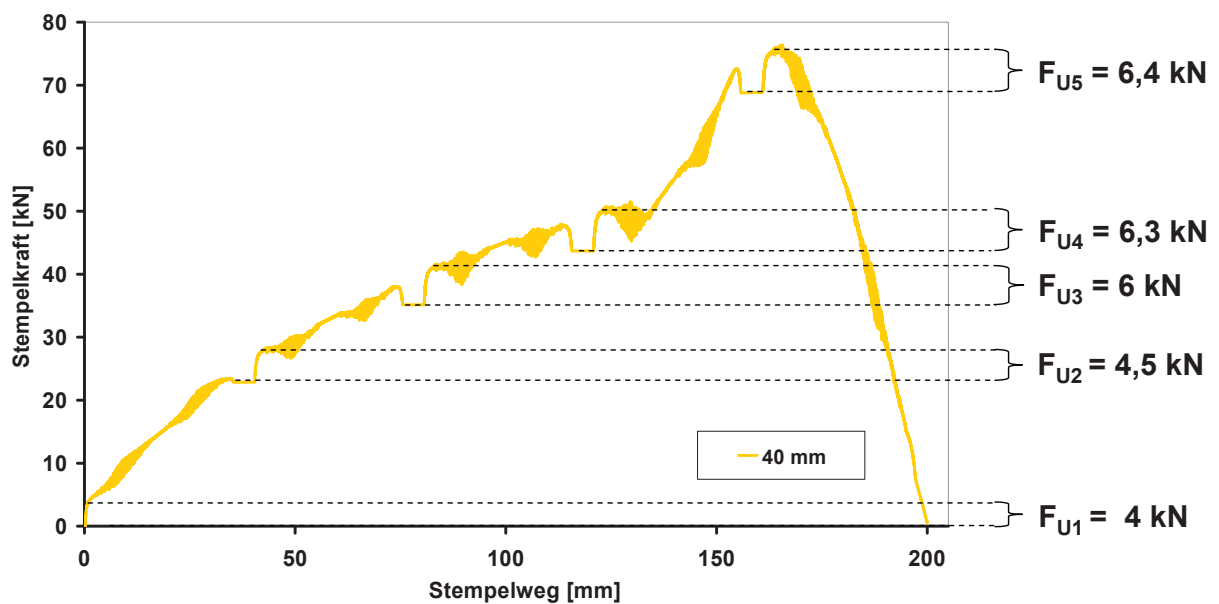


Abbildung 8.11: Identifikation des für die Umformung benötigten Kraftanteils an der Stempelkraft gemäß Abbildung 8.10. Der Großteil der Stempelkraft resultiert aus der Reibung zwischen Probe und Werkzeug.

8.3 Variierte Profilparameter

Als Referenzwerkzeug für die Untersuchung des Einflusses verschiedener Öffnungswinkel an den Umformstufen dient die in Abbildung 8.12a dargestellte, zweistufige Matrize mit zwei konusförmigen Umformstufen, die jeweils das halbe Aufmaß umformen und mit 30° Öffnungswinkel ausgeführt sind. Um den Effekt verschiedener Öffnungswinkel zu erfassen, werden zwei weitere Geometriesituationen simuliert und ausgewertet. Im ersten Fall wird der Öffnungswinkel der ersten Stufe um 10° erniedrigt und jener der zweiten Stufe um 10° erhöht (Abbildung 8.12b). Für den zweiten Fall wird umgekehrt vorgegangen (Abbildung 8.12c). Um mögliche Effekte festzustellen und eine positive Geometriesituation abzuleiten, werden die erhaltenen Dichtepprofile und Kraft-Weg-Verläufe miteinander verglichen.

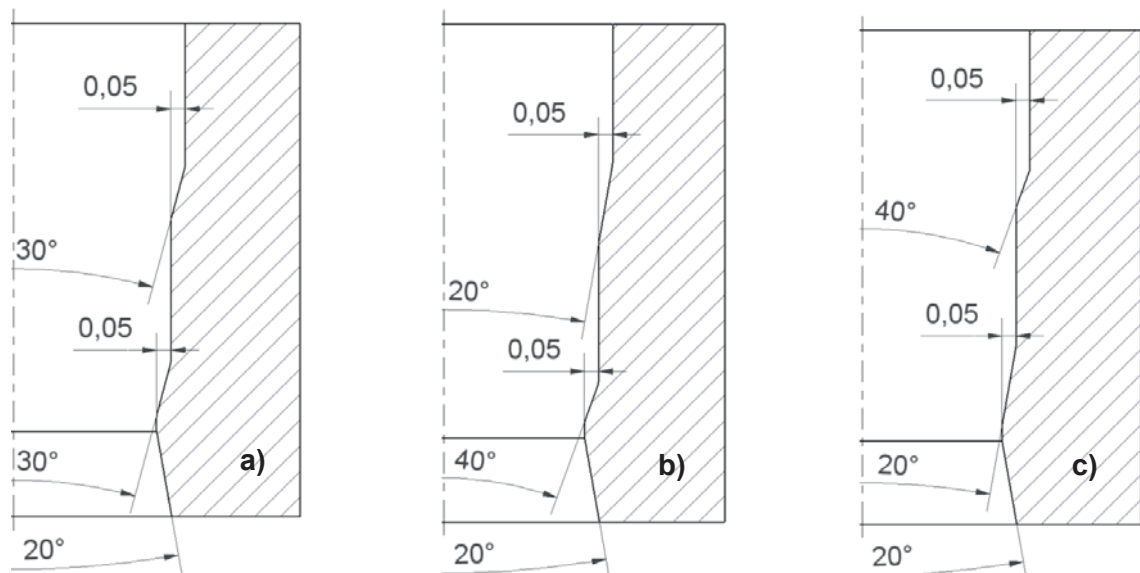


Abbildung 8.12: 2-stufiges Grundwerkzeug (a) und untersuchte Abwandlungen mit über die Stufen zunehmendem Öffnungswinkel (b) und abnehmendem Öffnungswinkel (c).

8.3.1 Änderung des Dichteprofils durch unterschiedliche Winkel in den Stufen

Wie aus Abbildung 8.13 ersichtlich, führt das Werkzeug mit über die Stufen ansteigenden Winkeln im Hinub zu einer höheren Randdichte bei geringerer Tiefenwirkung als das Werkzeug mit über die Stufen abnehmenden Öffnungswinkeln. Der mit dem Grundwerkzeug erzielte Verlauf liegt zwischen den beiden Werkzeugen mit unterschiedlichen Winkeln, wird jedoch aus Gründen der besseren Lesbarkeit nicht dargestellt.

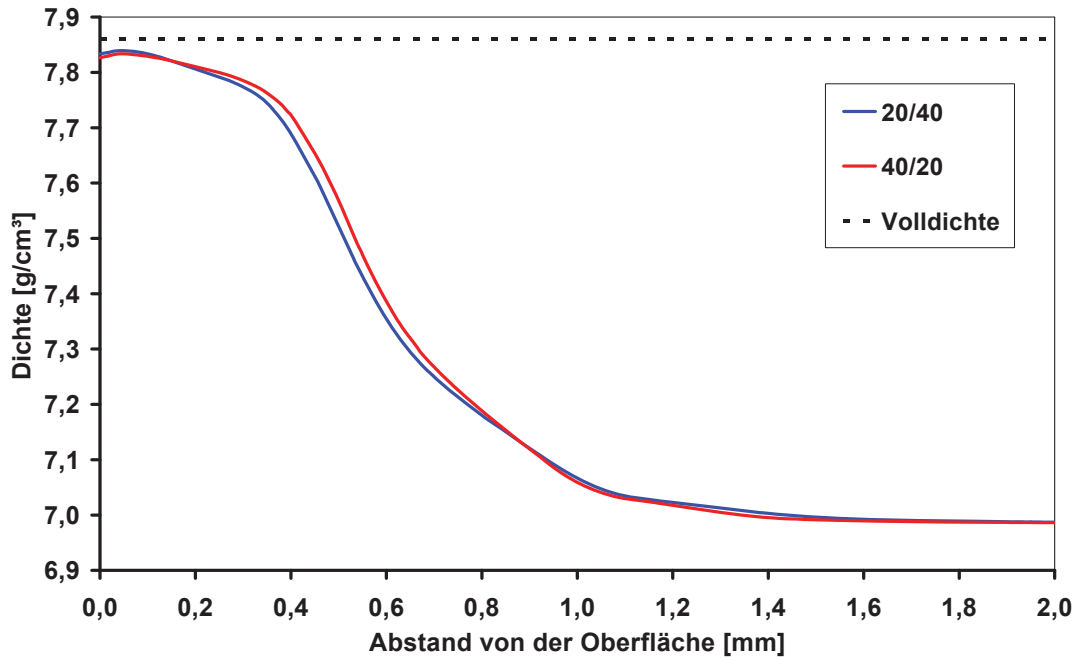


Abbildung 8.13: Dichteprofil nach dem Hinhub bei Verwendung unterschiedlicher Winkel in den Umformstufen. Die Abfolge größer werdender Winkel steigert die erzielte Randdichte.

Zur Erklärung dieses Effektes werden für beide Werkzeuggeometrien zusätzlich die Dichteprofile der Proben nach dem Passieren der ersten Umformstufe bestimmt (Abbildung 8.14).

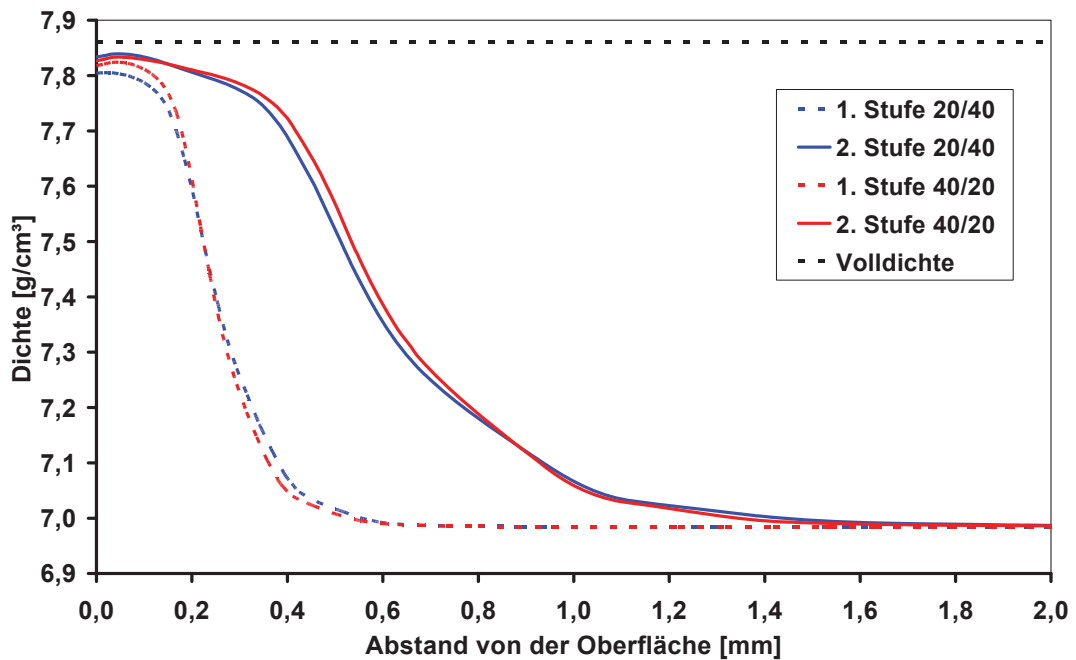


Abbildung 8.14: Entwicklung des Dichteprofiles über die Umformstufen für die Winkelvariationen des zweistufigen Werkzeuges. In jeder Umformstufe gelten die für die einstufige Prozessführung erkannten Gesetzmäßigkeiten.

Der Vergleich der in den ersten Stufen erreichten Dichtepprofile zeigt, dass der größere Öffnungswinkel von 40° zu einem höheren Anstieg der Randdichte bei geringerer Tiefenwirkung führt. Dieses Verhalten entspricht der für einstufige Prozesse festgestellten Gesetzmäßigkeit, dass größere Öffnungswinkel zu höherer Randdichte bei geringerer Tiefenwirkung führen (Kapitel 7.1.2 und 7.2.2).

Obwohl die Randdichte der Probe, die mit dem Werkzeug mit abnehmenden Öffnungswinkeln verpresst wird, nach der ersten Stufe höher liegt und somit eine höhere Stützwirkung in einem weiteren Pressschritt aufweist, wird mit ihr eine geringere Randdichte erreicht als mit der Probe, die mit dem Werkzeug mit zunehmenden Winkeln verdichtet wird. Im Vergleich dazu erfährt das Dichteprofil der Probe, die am Werkzeug mit zunehmenden Öffnungswinkeln umgeformt wird, trotz geringerer Dichte nach der ersten Stufe und somit verminderter Stützwirkung, einen stärkeren Anstieg auf ein höheres Endniveau. Dies zeigt, dass mit 20° Öffnungswinkel in der zweiten Stufe, trotz höherer Stützwirkung, nur ein geringerer Dichteanstieg bewirkt werden kann, als mit einem größeren Winkel. Die höchste Randdichte ist somit mit Matrizen erreichbar, die in jeder Stufe einen Öffnungswinkel nahe dem maximalen für spanfreien Materialfluss möglichen Winkel aufweisen.

Die Herstellung derartiger Matrizen wird in der industriellen Praxis aufgrund widersprüchlicher Forderungen und fertigungsbedingter Übergangsradien kaum bzw. nicht möglich sein. Da der Anteil der Übergangsradien am gesamten Profil einer Umformstufe mit der Größe des Öffnungswinkels und der Abnahme des umgeformten Aufmaßes in einer Stufe anwächst und dadurch die Verdichtung abnimmt (Kapitel 7.3), ist es durchaus denkbar, dass ein Werkzeug mit fünf Umformstufen mit jeweils größtmöglichem Winkel zu kleineren Dichten führt als ein dreistufiges mit kleineren Winkeln, das pro Stufe mehr Aufmaß einformt und so weniger von den Übergangsradien beeinflusst wird. Ein Extremfall tritt auf, wenn aufgrund einer hohen Zahl an Umformstufen und großer Öffnungswinkel kein konusförmiger Abschnitt mehr verbleibt, sondern nur mehr die fertigungsbedingten Übergangsradien miteinander verschnitten werden.

So wird für die in der industriellen Praxis typischen Aufmaße ein vierstufiger Prozess als Optimum gefunden (Kapitel 10.1). Eine gleichmäßige Abstufung vorausgesetzt, werden dadurch im Vergleich zum zweistufigen Prozess die Durchmesser vom Stufenein- zum Stufenauslauf um das halbe Maß verringert. Aufgrund der kleinen Durchmesseränderung wirken fertigungsbedingte Übergangsradien stärker auf das Dichteprofil in Form geringerer Randdichten. Dieser Effekt nimmt bei gleicher Querschnittsreduktion mit steigendem

Öffnungswinkel zu. Somit kann die Forderung größtmöglicher Winkel in den Umformstufen bei mehrstufigen Prozessen nicht mehr erfüllt werden, wenn aufgrund der geringen Durchmesseränderung vom Umformstufenein- zum Umformstufenauslauf kein oder nur mehr ein geringer konusförmiger Abschnitt auf Grund der fertigungsbedingten Übergangsradien verbleibt. Damit wird im vierstufigen Prozess der theoretische Zugewinn an Dichte durch größtmögliche Winkel in den Stufen durch die verstärkte Dichteabnahme aufgrund des gestiegenen Anteils der Übergangsradien am Gesamtprofil der Umformstufe getilgt. Es erscheint daher sinnvoll, Winkel kleiner dem maximal möglichen Grenzwinkel zu wählen, um konusförmige Abschnitte zu realisieren und den Einfluss der Übergangsradien zu egalisieren. Möglichkeiten hierfür stellen das ungleichmäßige Verteilen von Aufmaß in den Stufen und unterschiedlichen Winkeln in den Stufen dar. Für die Gestaltung der Winkel wird basierend auf den Ergebnissen der Winkelvariation des zweistufigen Prozesses eine Zunahme des Öffnungswinkels über die Stufen ausgesprochen. Die Wirkung unterschiedlicher Aufmaßgaben in den einzelnen Stufen wird in Kapitel 8.4 untersucht.

Im Rückhub erfährt das Dichteprofil der an der Matrize mit zunehmenden Öffnungswinkeln verpressten Probe einen stärkeren Anstieg als jenes der Probe, die am Werkzeug mit abnehmenden Öffnungswinkeln verpresst wurde (Abbildung 8.15). Das zu Gunsten der Lesbarkeit nicht dargestellte Profil des Grundwerkzeugs mit gleichen Öffnungswinkeln liegt zwischen den beiden Verläufen.

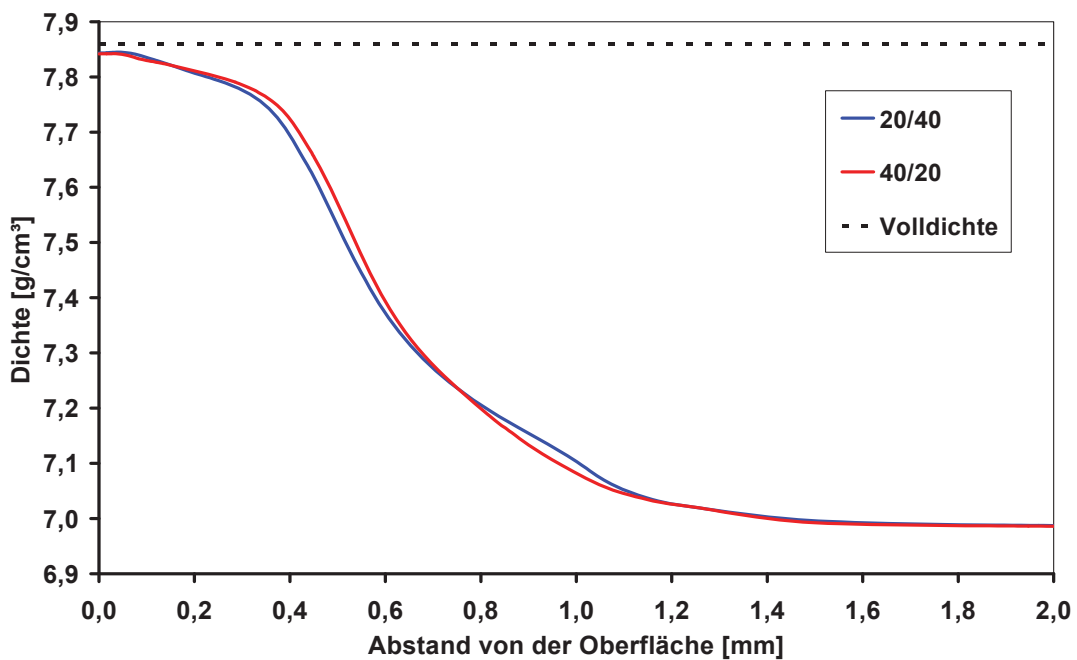


Abbildung 8.15: Dichteprofil nach dem Rückhub bei Verwendung unterschiedlicher Winkel in den Umformstufen des Hinhubes.

8.3.2 Einfluss unterschiedlicher Winkel in den Stufen auf die Stempelkraft

Im Kraft-Weg-Verlauf des Hinhubs wird der aus Kapitel 7.1.2 bekannte Effekt größeren Stempelkraftbedarfs für größere Öffnungswinkel für die erste Umformstufe gefunden (Abbildung 8.16). Wiederum resultiert der durch den höheren Winkel herbeigeführte größere Dichteanstieg in einer höheren Stempelkraft. Daraus folgt, dass die für einstufige Prozesse gefundenen Abhängigkeiten der Enddichte und der Stempelkraft vom Öffnungswinkel auch für die einzelnen Stufen mehrstufiger Prozesse gelten.

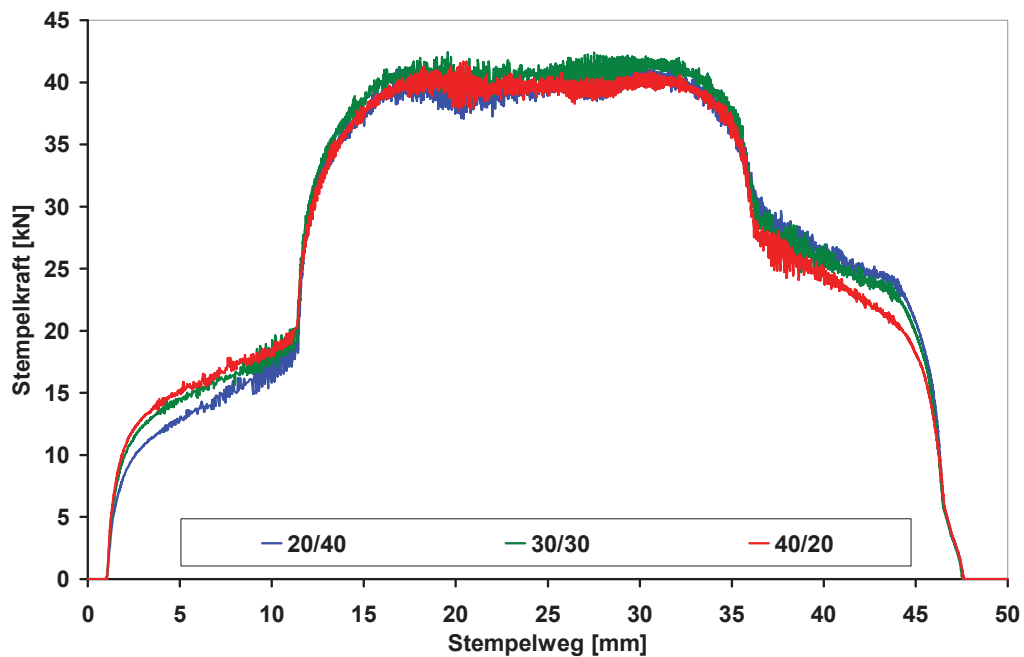


Abbildung 8.16: Kraft-Weg-Verlauf im Hinhub für das 2-stufige Basiswerkzeug und die daraus abgeleiteten Winkelvariationen. Das Anwachsen der Stempelkraft mit dem Öffnungswinkel ist für jede Umformstufe erkennbar.

Im Rückhub erfährt das Dichteprofil der an der Matrize mit zunehmenden Öffnungswinkeln verpressten Probe von allen Proben den höchsten Dichtezugewinn. Die damit einhergehende höhere Umformung gegenüber den übrigen Proben erklärt die höchste benötigte Stempelkraft in Abbildung 8.17. Mit abnehmender Umformung im Rückhub bzw. geringerem Dichtezugewinn nimmt die Stempelkraft ab, und die kleinste Stempelkraft wird für die Variante mit abnehmenden Winkeln im Hinhub gefunden.

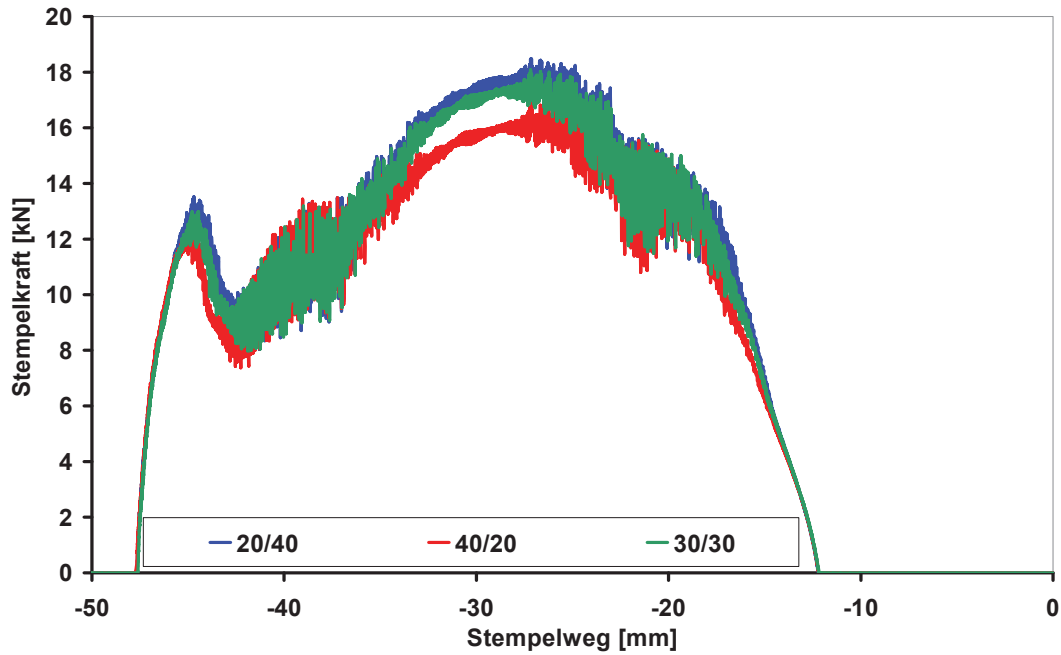


Abbildung 8.17: Kraft-Weg-Verlauf im Rückhub für das 2-stufige Basiswerkzeug und die daraus abgeleiteten Winkelvariationen. Je höher der Dichtezugewinn im Rückhub, desto höher die benötigte Stempelkraft.

8.4 Verteilung umgeformtes Aufmaß

Um die Auswirkungen unterschiedlicher Verteilungen des pro Stufe umgeformten Aufmaßes zu eruieren, erfährt das zweistufige Referenzwerkzeug in Abbildung 8.18 zwei Abwandlungen. Die erste ist ein Werkzeug, das 70 % des gesamten Aufmaßes in der ersten Stufe umformt und die verbleibenden 30 % in der zweiten Stufe (Variante_70/30). Für die zweite Abwandlung wird eine umgekehrte Verteilung des umgeformten Aufmaßes (30 % in der ersten, 70 % in der zweiten Stufe) gewählt (Variante_30/70).

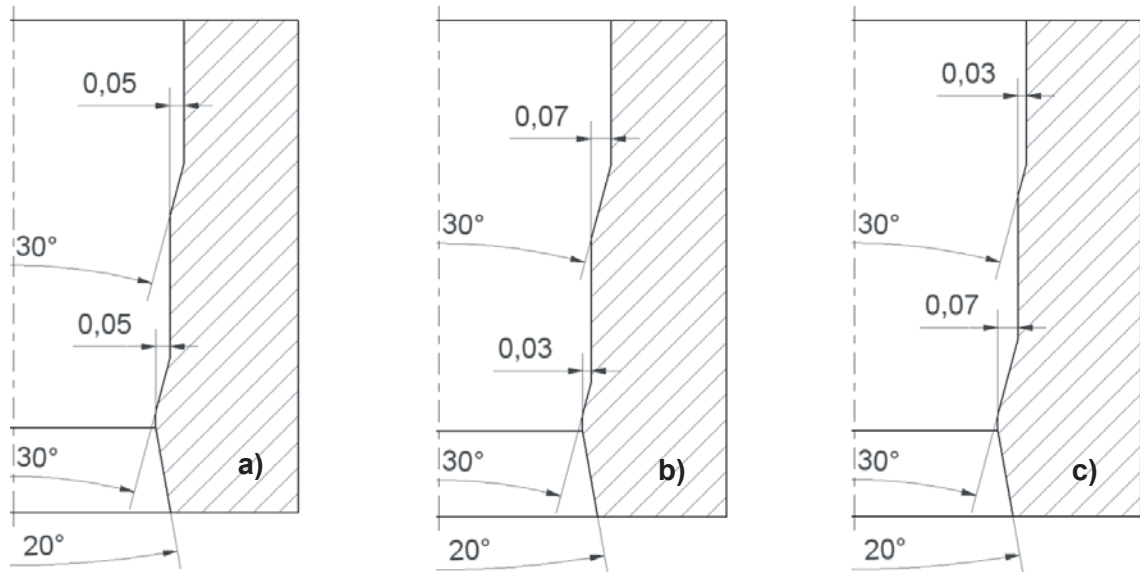


Abbildung 8.18: 2-stufiges Basiswerkzeug (a) und untersuchte Abwandlungen mit über die Stufen abnehmendem umgeformtem Aufmaß (Variante_70/30) (b) und zunehmendem umgeformtem Aufmaß (Variante_30/70) (c).

8.4.1 Änderung des Dichteprofils durch unterschiedliches Aufmaß in den Stufen

Für den Hinhub ist in Abbildung 8.19 erkennbar, dass nach Durchlaufen der ersten Stufe eine höhere Dichte über größere Tiefe mit Variante_70/30, aufgrund des höheren umgeformten Aufmaßes, erreicht wird. Der Vergleich der Dichteprofile nach dem Durchlaufen der zweiten Stufe zeigt eine höhere Randdichte mit steilerem Übergang in die Kerndichte für die Variante_70/30 gegenüber Variante_30/70. Um dieses Phänomen zu beschreiben, werden die Verdichtungsvorgänge mit den unterschiedlichen Werkzeugen genauer analysiert.

Das in Variante_70/30 in der ersten Stufe stärker umgeformte Aufmaß führt zu einer dickeren Schicht höherer Randdichte, als sie mit dem kleineren Aufmaß der Variante_30/70 erreicht wird. Daher erfährt der Probenrand der mit Variante_70/30 verpressten Probe eine höhere Stützung in der zweiten Stufe als jener der Probe, die mit Variante_30/70 verdichtet wird. Dieser Effekt wird dadurch verstärkt, dass die Umformkräfte in der zweiten Stufe in Variante_70/30 aufgrund des kleineren umgeformten Aufmaßes auf ein kleineres Probenvolumen wirken. Umgekehrt erfährt die mit Variante_30/70 verpresste Probe ein stärkeres radiales Einfedern in der zweiten Stufe aufgrund des großvolumigeren Spannungszustandes, der aus dem höheren in der zweiten Stufe umgeformten Aufmaß resultiert.

Somit werden folgende Zusammenhänge erkannt. Das in der ersten Stufe umgeformte Aufmaß führt zu einer Schicht erhöhter Dichte am Probenrand. Diese stützt den Probenrand während der Umformung in der zweiten Stufe. Je mehr Aufmaß in der ersten Stufe umgeformt wird, desto höher fallen Dichte und Dicke der stützenden Schicht aus. Das reduzierte umgeformte Aufmaß in der zweiten Stufe resultiert in einem geringeren Einfedern der Probe. Da die Umformkräfte für ein Werkzeug, das in der ersten Stufe den größten Teil des Aufmaßes umformt, in der zweiten Stufe auf ein kleineres Probenvolumen wirken und darüber hinaus eine Schicht höherer Stützwirkung in der ersten Stufe generiert wird, federt die Probe weniger ein und es wird eine höhere Enddichte mit stärkerem Dichtegradienten erreicht.

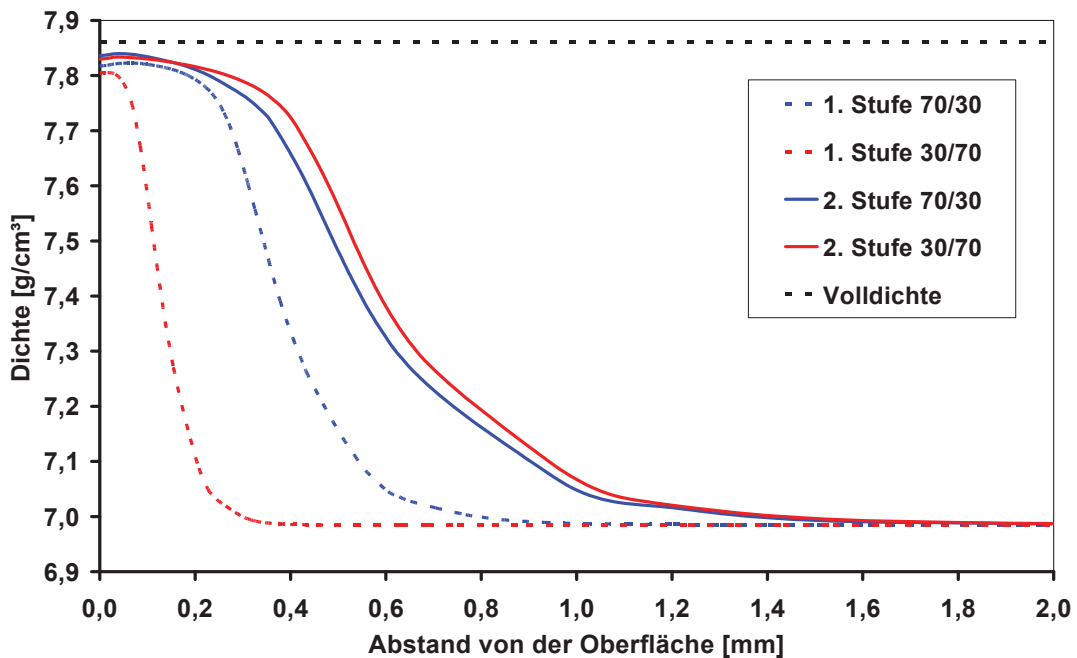


Abbildung 8.19: Dichteentwicklung im Hinhub für unterschiedliche Verteilungen des pro Stufe umgeformten Aufmaßes. Um höchste Randdichten zu erzielen, muss das umgeformte Aufmaß über die Umformstufen abnehmen.

Diese Überlegungen werden auch durch den in Abbildung 8.20 angestellten Vergleich der im Hinhub erreichten Dichteprofile mit jenem, der für ein Werkzeug, das je die Hälfte des Aufmaßes pro Stufe umformt, bekräftigt. Dessen Profil und Dichtegradient kommt zwischen jenen der Dichteprofile der Werkzeuge mit ungleichmäßiger Aufmaßverteilung zu liegen. Somit gilt für den Hinhub, dass das umgeformte Aufmaß über die Stufen abnehmen muss, um maximale Randdichten zu erreichen.

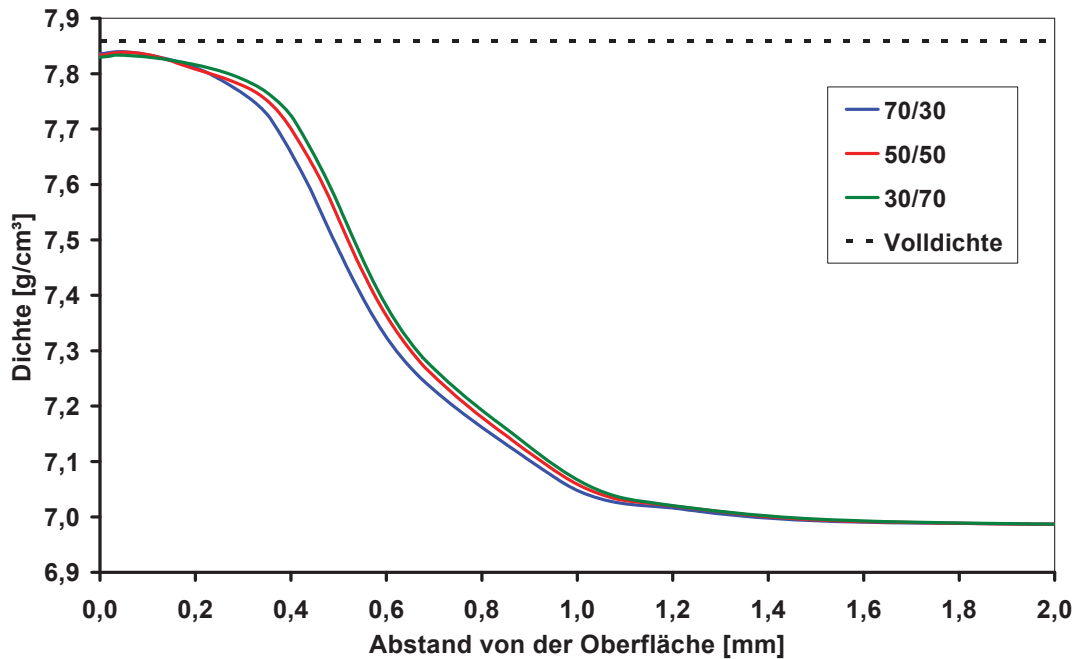


Abbildung 8.20: Dichteprofile nach dem Hinhub für Werkzeuge mit unterschiedlichen Verteilungen des umgeformten Aufmaßes über die Stufen. Die höchste Randdichte wird mit über die Umformstufen abnehmendem umgeformtem Aufmaß erzielt.

Der Rückhub bewirkt unabhängig von der Aufmaßverteilung einen Anstieg an Randdichte (Abbildung 8.21). Dieser fällt umso höher aus, je geringer die erreichte Dichte im Hinhub ist bzw. je weniger Aufmaß im Hinhub in der ersten Stufe umgeformt wird. Für die Region zwischen 0,5 und 1,5 mm Oberflächenabstand ist im Rückhub ein Dichteanstieg erkennbar, der umso höher ausfällt, je mehr Dichte im Hinhub erreicht wird bzw. je mehr Aufmaß in der ersten Stufe des Hinhubs umgeformt wird.

Nach dem Hinhub federt die Probe elastisch auf und der Probendurchmesser liegt über dem Maß der Durchgangsöffnung der zweiten Stufe. Das Übermaß steht im Rückhub als Aufmaß zur Verfügung. Im Rückhub wird nun ein Teil des Übermaßes eingeformt, was einen Dichteanstieg bewirkt. Proben, die eine geringere Randdichte aufweisen, erreichen einen Dichtezugewinn am Probenrand hin zum vom Umformwinkel abhängigen Sättigungsniveau. Proben, die bereits eine Dichte nahe des Sättigungsniveaus im Hinhub erreichen, erfahren eine Verdichtung in tieferliegenden Schichten, da die Randzone nur mehr geringfügig verdichtet werden kann.

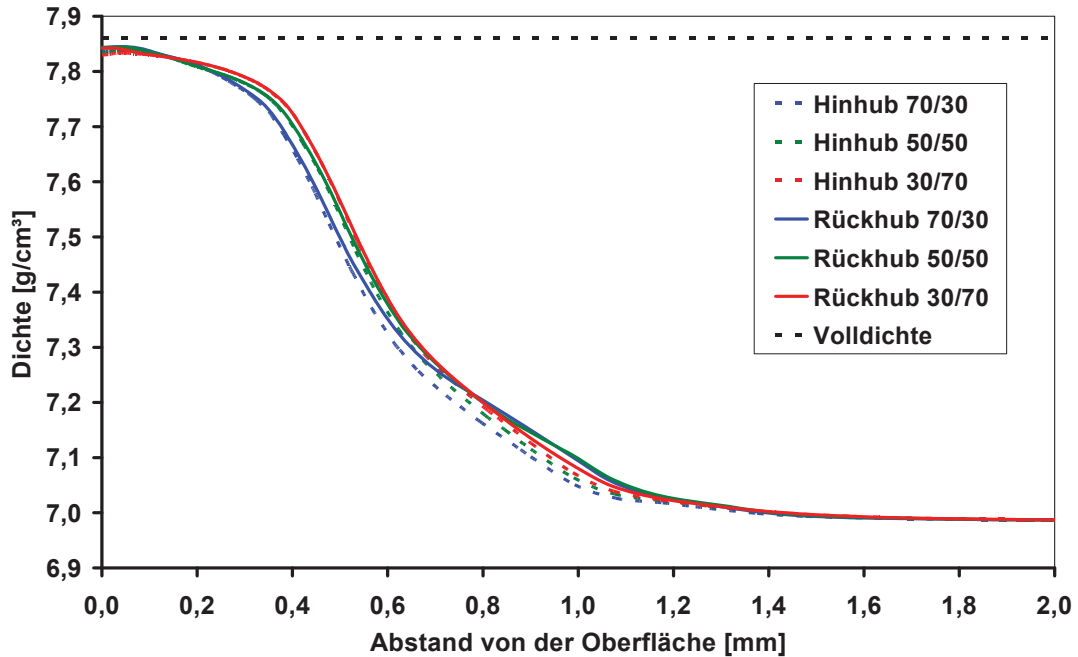


Abbildung 8.21: Dichteverläufe nach Hin- und Rückhub von Proben, die an Matrizen unterschiedlicher Aufmaßverteilung verpresst werden. Je höher die maximale Randdichte nach dem Hinhub, desto stärker wirkt der Rückhub auf den Übergangsbereich zur Grunddichte.

8.4.2 Änderung der Stempelkraft durch unterschiedliches Aufmaß in den Stufen

In den in Abbildung 8.22 angeführten Kraft-Weg-Verläufen des Hinhubes für die unterschiedlichen Werkzeuge ist deutlich ein steigender Kraftbedarf in der ersten Umformstufe mit zunehmendem umgeformten Aufmaß erkennbar. Je höher der Kraftanstieg in der ersten Stufe, desto kleiner ist der Anstieg in der zweiten Stufe aufgrund des kleineren umgeformten Aufmaßes. Dennoch ist die maximal auftretende Kraft umso höher, je mehr Aufmaß in der ersten Stufe umgeformt wird. Dies liegt einerseits an der zuvor beschriebenen höheren Dichte der Randzone und daraus resultierender höherer Fließspannung am Probenrand als auch am geringeren Einfedern der Probe.

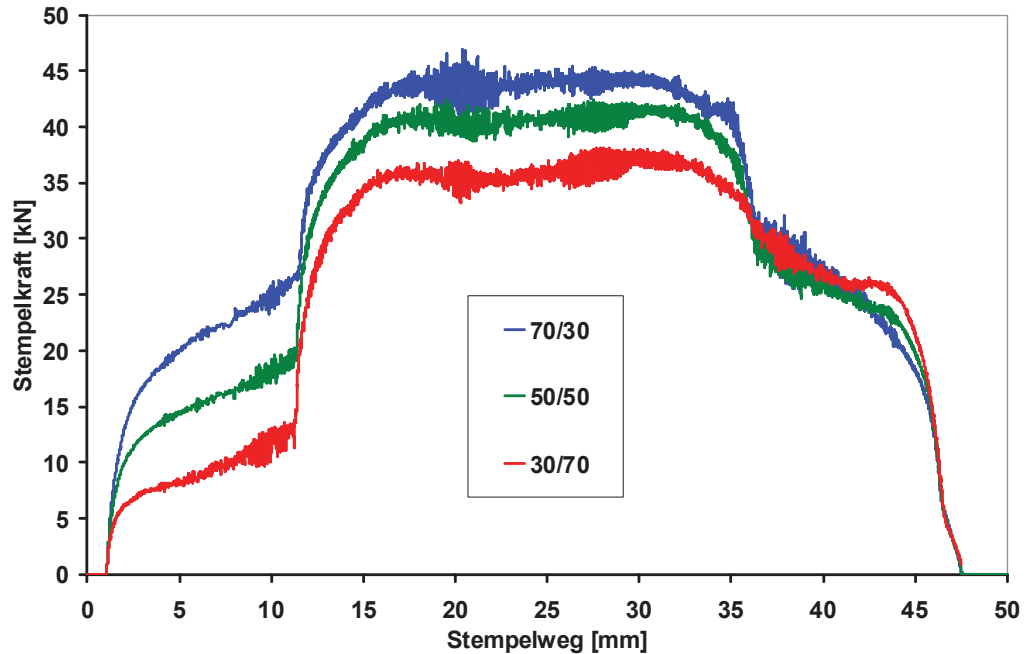


Abbildung 8.22: Kraft-Weg-Verläufe im Hinhub für Matrizen mit unterschiedlicher Verteilung des umgeformten Aufmaßes über die Umformstufen. Je höher die erzielte Dichte in einer Umformstufe, desto höher ist die Stempelkraft.

Für die maximale Stempelkraft wird im Rückhub die gleiche Reihung wie im Hinhub gefunden. Variante_70/30 bedingt mit 19,1 kN den höchsten Kraftbedarf, Variante_30/70 mit 15,4 kN den kleinsten und Variante_50/50 liegt mit 17,3 kN dazwischen.

8.5 2 Profilparameter in 1 Stufe

Die Matrizenform mit zwei Winkeln in einer Umformstufe basiert auf der Idee einer zweistufigen Umformung mit einer Matrize, deren Umformstufen unterschiedliche Öffnungswinkel aufweisen und die direkt aufeinander (ohne zylindrischen Stufenabstand) folgen. Mit dieser Konfiguration soll geklärt werden, ob die Abhängigkeit der Randdichte von der Folge der Öffnungswinkel auch gegeben ist, wenn kein Abstand zwischen den Stufen vorhanden ist. Dazu wird in Abbildung 8.23 aus der in Kapitel 8.3 verwendeten Matrize, deren Öffnungswinkel über die Stufen ansteigt (Abbildung 8.23a), ein Werkzeug mit zwei Winkeln in einer Stufe, die in der Abfolge zunehmen, entwickelt (Abbildung 8.23b), indem der Stufenabstand Null gesetzt wird. Das gleiche Vorgehen wird für die in Kapitel 8.3 verwendete Matrize mit über den Stufen abnehmenden Öffnungswinkeln (Abbildung 8.23c) angewandt und daraus ein einstufiges Werkzeug mit kleiner werdenden aufeinanderfolgenden Öffnungswinkeln (Abbildung 8.23d) erhalten.

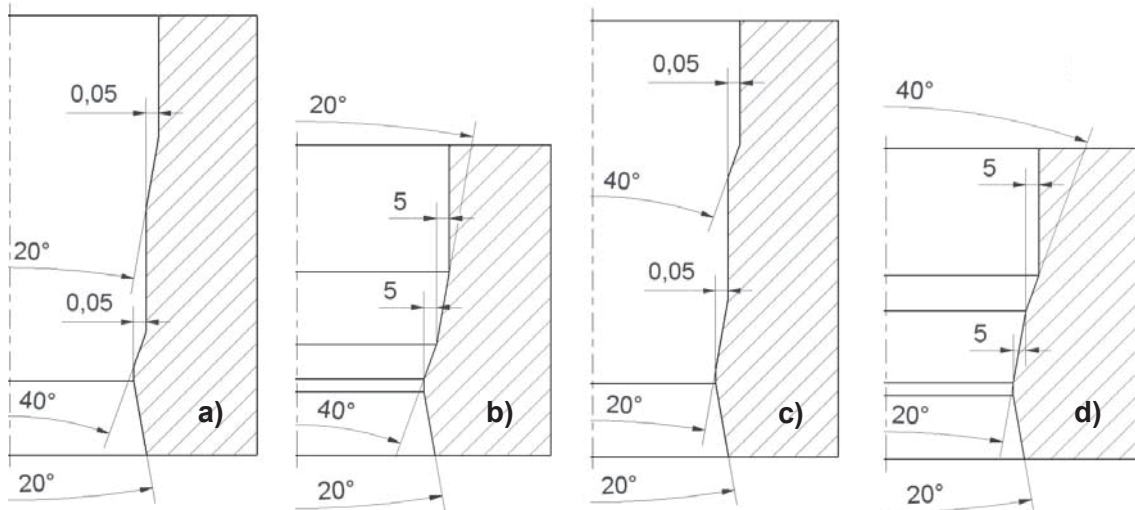


Abbildung 8.23: 2-stufige Matrize mit über den Stufen zunehmendem Öffnungswinkel (a) und daraus entwickelte Matrize mit zwei Winkeln in einer Stufe (b), sowie 2-stufige Matrize mit über den Stufen abnehmendem Öffnungswinkel (c) und daraus entwickelte Matrize mit zwei Winkeln in einer Stufe (d).

8.5.1 Änderung des Dichteprofils durch Abfolge zweier Konuswinkel in einer Stufe

Der Vergleich der mit den Matrizen im Hinhub gewonnenen Dichteprofile (Abbildung 8.24) zeigt eine geringe Abweichung der Verläufe über einen Oberflächenabstand von 0,25 mm. Der Verlauf für jene Probe, die in dem Werkzeug mit nachfolgendem kleinerem Winkel verpresst wird, liegt in diesem Bereich unter jenem der Probe, die am Werkzeug mit nachfolgendem größerem Öffnungswinkel verpresst wird. Dies stimmt mit den Beobachtungen aus Kapitel 8.3 überein, jedoch ist die Abweichung geringer. Für beide Varianten wird ein kleinerer Dichteanstieg über die ersten 0,2 mm gefunden, als er für ein Werkzeug mit Abstand zwischen den Konusflächen beobachtet wird. Dafür verbleibt eine höhere Dichte für die Region zwischen 0,2 und 1,3 mm. Dies ist auf das stärkere Einschnüren, das aus der Umformung des gesamten Aufmaßes in einer Stufe resultiert, zurückzuführen, von dem bekannt ist, dass es zu stärkerer Verdichtung der tieferliegenden Regionen bei kleinerer Randdichte führt (Kapitel 8.2.1).

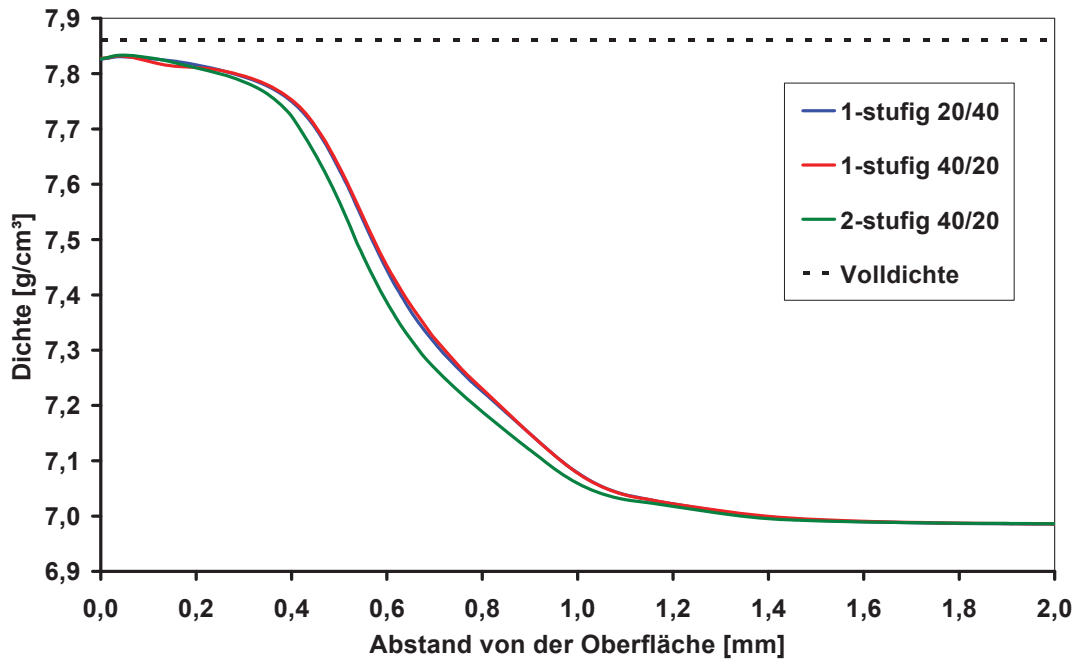


Abbildung 8.24: Dichteprofile nach dem Hinhub für Werkzeuge mit zwei aufeinander folgenden Konusflächen unterschiedlichen Winkels und ein 2-stufiges Werkzeug. Gegenüber der 2-stufigen Prozessführung sinkt die Randdichte.

Im Rückhub zeigen die Dichteprofile zu beiden Werkzeugvarianten den für einstufige Prozesse typischen Effekt des Anstiegs der Randdichte bei unverändertem Dichteprofil über den restlichen Probenquerschnitt (Abbildung 8.25). Dennoch verbleibt die Dichte über die ersten 0,2 mm unter der kleinsten, die in den Untersuchungen zur Winkelfolge (Kapitel 8.3) gefunden wurde. Zusammengefasst bekräftigen diese Untersuchungen über zwei aufeinander folgende Konusflächen die zuvor festgestellten Regeln hinsichtlich Winkelfolge und Stufenabstand.

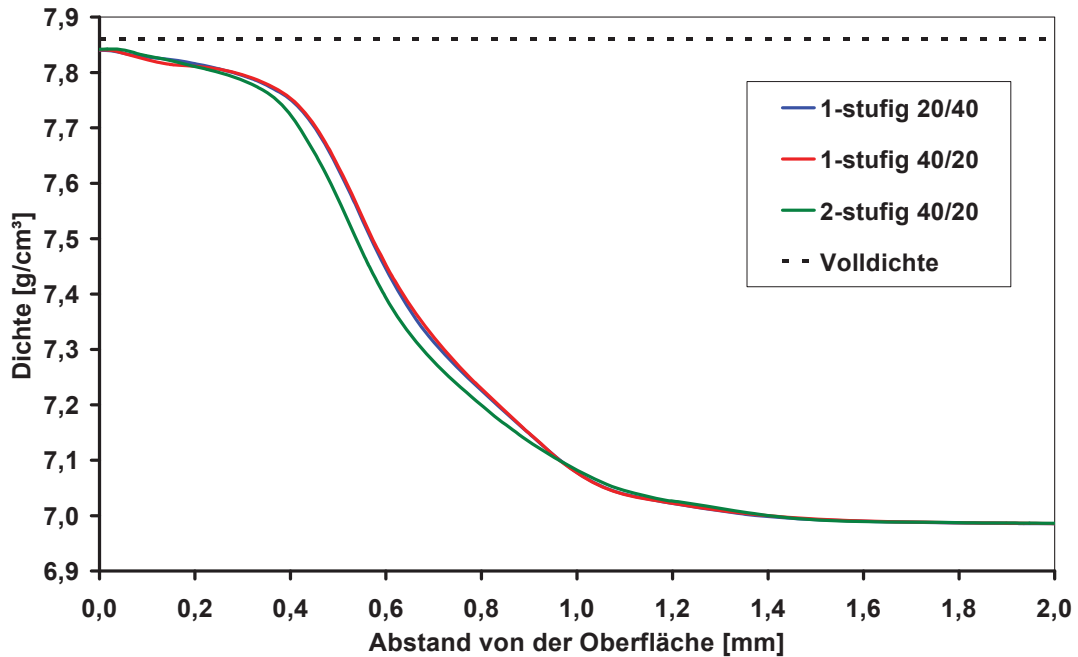


Abbildung 8.25: Dichteprofile nach dem Rückhub für Werkzeuge mit zwei aufeinander folgenden Konusflächen unterschiedlichen Winkels und ein 2-stufiges Werkzeug. Der Rückhub steigert die Randdichte der 1-stufig verpressten Proben über 0,2 mm Tiefe. Der übrige Dichteverlauf bleibt unverändert.

8.5.2 Einfluss der Abfolge zweier Konuswinkel in einer Stufe auf die Stempelkraft

Die für beide Varianten auftretende maximale Stempelkraft von 30 kN liegt unter jener der zweistufigen Basisprozesse (40 kN, Abbildung 8.13) aus denen die Geometrien für die Untersuchung „Zwei Profilparameter in einer Stufe“ abgeleitet wurden. Dies stimmt mit Kapitel 8.1.2 überein, in dem für mehrstufige Prozessführungen höherer Stempelkräfte gegenüber dem einstufigen Prozess erkannt werden. Für den Rückhub wird für beide einstufige Varianten eine Stempelkraft von 11,5 kN benötigt. Diese ist somit niedriger als die für die zweistufige Variante mit abnehmenden Winkeln benötigte Stempelkraft von 16,17 kN. Der Unterschied ist auf die in den Kapitel 8.1.2 und 8.3.1 erklärte Abnahme der Stempelkraft mit abnehmender Umformung im Rückhub zurückzuführen.

8.6 Freistellungen

Um die Auswirkungen von Freistellungen zwischen den Umformstufen zu erfassen, wird in Abbildung 8.26 für das zweistufige Werkzeug mit gleichmäßiger Verteilung des umgeformten Aufmaßes und 30° Öffnungswinkel je Stufe eine Querschnittserweiterung nach der ersten

Umformstufe vorgesehen. Dazu wird in der ersten Stufe nach einer Länge von 0,5 mm der Bohrungsdurchmesser unter 4° um ein Frestellmaß von 0,03 mm erweitert, um der Probe ein Auffedern zu ermöglichen.

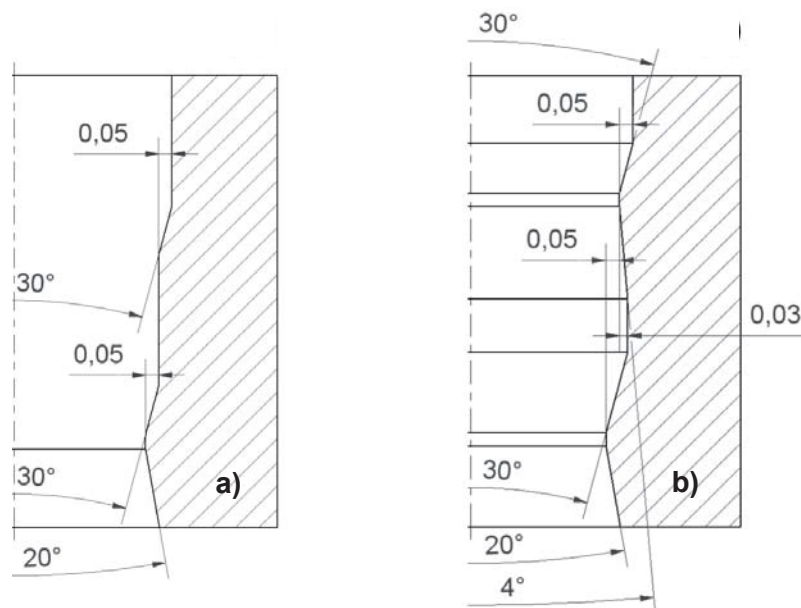


Abbildung 8.26: 2-stufiges Grundwerkzeug ohne Freistellungen (a) und daraus entwickeltes Werkzeug mit Freistellung (b) zwischen erster und zweiter Stufe.

8.6.1 Änderung des Dichteprofils durch Freistellungen

Der in Abbildung 8.27 angeführte Vergleich von Proben, die an Werkzeugen mit (Entlastungsvariante) und ohne (Standardvariante) Freistellungen verpresst werden, zeigt ein gleich hohes Maß an Randdichte in jeder Stufe. Dies stimmt mit der in Kapitel 7.2.2 gewonnenen Erkenntnis überein, dass die Randdichte bei ausreichend Aufmaß vom Öffnungswinkel bestimmt wird. Jedoch wird mit dem Werkzeug mit Freistellung eine Verdichtung über eine größere Tiefe erreicht, was die Schlussfolgerungen in Kapitel 8.2.1 bestätigt. Dies ist auf das durch die Freistellung ermöglichte Auffedern der Probe und den zusätzlichen radialen Materialfluss zurückzuführen. In der Simulation wird ein Auffedern der Probe um 0,01 mm im Durchmesser in der Freistellung beobachtet.

Somit gilt für den Hinhub, dass Werkzeuge mit Freistellungen gleich hohe Randdichten über größere Tiefen generieren als jene ohne Freistellungen. Da Freistellungen dem Werkstoff einen radialen Fluss ermöglichen, besteht die Möglichkeit, dass bei zu großem Öffnungswinkel und zu großem Frestellmaß in der Freistellung Spanbildung auftritt. Die Wahrscheinlichkeit einer Spanbildung wird für Werkzeuge ohne Freistellungen bei gleichem Öffnungswinkel kleiner eingeschätzt.

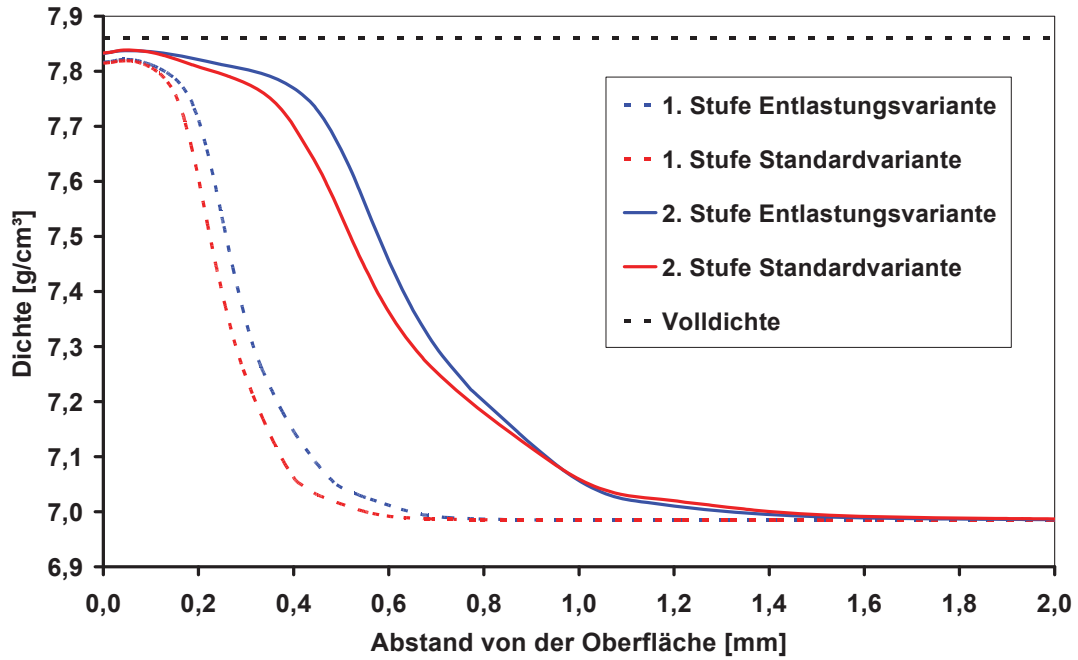


Abbildung 8.27: Dichteentwicklung im Hinhub an einem 2-stufigem Werkzeug mit und einem ohne Freistellungen. Durch Freistellungen wird eine Verdichtung über größere Tiefen bei gleicher maximaler Randdichte erzielt.

Aus Abbildung 8.29 wird erkannt, dass die Wirkung des Rückhubs für Proben, die an Werkzeugen mit Freistellung verpresst werden, vernachlässigbar ist, während die Proben, die an Werkzeugen ohne Freistellung verpresst werden, einen Dichteanstieg überwiegend in der Region 0,5 bis 1,5 mm unterhalb der Probenoberfläche erfahren.

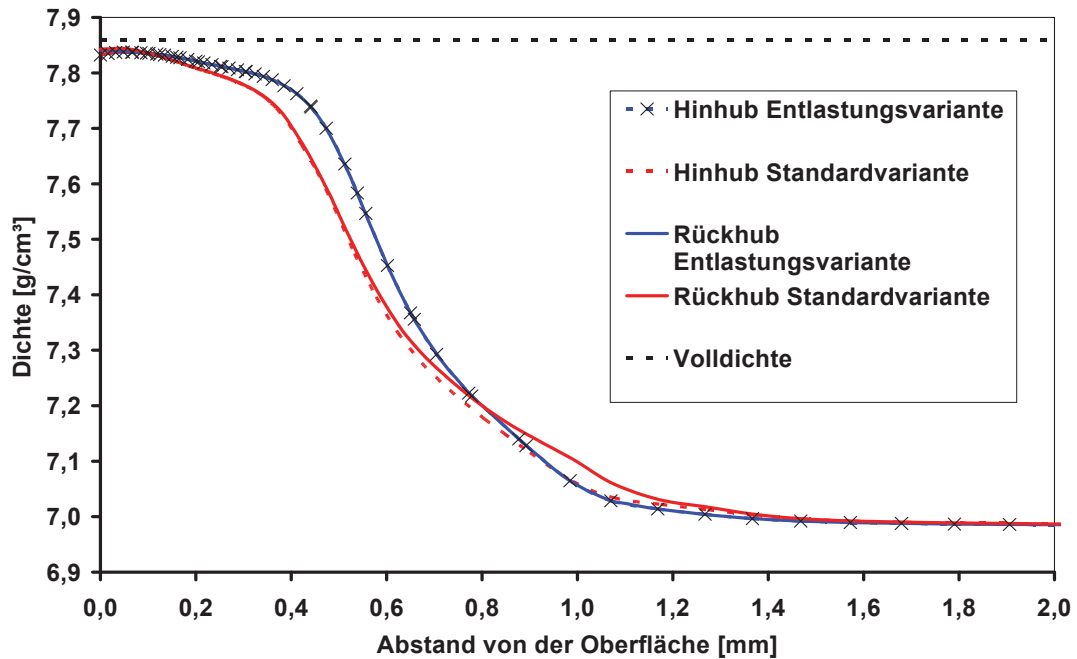


Abbildung 8.28: Dichteverteilung in Proben, die mit einem Werkzeug mit (Entlastungsvariante) und einem ohne Freistellungen (Standardvariante) verpresst werden. Der Rückhub hat auf Bauteile, die im Hinhub an Werkzeugen mit Freistellungen verpresst werden, keinen bedeutsamen Einfluss.

8.6.2 Änderung der Stempelkraft durch Freistellungen

Im Verlauf der Stempelkraft ist in Abbildung 8.29 ein deutlicher Unterschied im Kraftanstieg beim Durchlaufen der ersten Stufe erkennbar. Wird eine Probe an einem Werkzeug mit Freistellung verpresst, bleibt der für Proben, die an Werkzeugen ohne Freistellungen verpresst werden, beobachtete Anstieg an Presskraft zwischen den Stufen aus. Der in Kapitel (8.2.2) identifizierte Reibanteil an der Gesamtkraft wird durch den zwischen den Stufen fehlenden Kontakt der Probenoberfläche zum Werkzeug nicht ausgebildet. Jedoch wird unabhängig von der Einflussgröße „Freistellung“ die gleiche maximale Presskraft beobachtet, da die zweite Stufe am Werkzeug mit Freistellung zu einem höheren Kraftanstieg führt. Dies wird darauf zurückgeführt, dass die in der Freistellung aufgefederter Probe um das Maß der elastischen Auffederung gedrückt werden muss, wenn sie in die zweite Stufe einläuft.

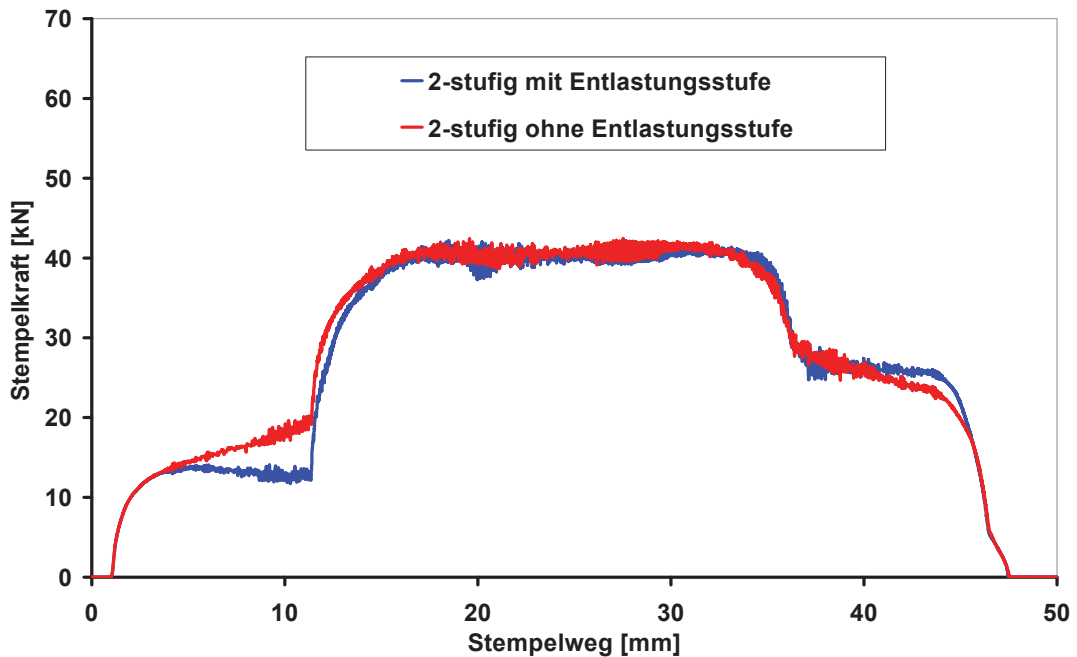


Abbildung 8.29: Kraft-Weg-Verlauf im Hinhub an einem Werkzeug mit (Entlastungsvariante) und ohne (Standardvariante) Freistellung. Trotz unterschiedlicher Größe der reibungsbehafteten Kontaktflächen benötigen beide Varianten die gleiche maximale Stempelkraft.

Der Kraftbedarf im Rückhub fällt für das Werkzeug ohne Freistellungen mit 17,3 kN um 6,3 kN höher aus, als jener des Werkzeugs mit Freistellungen. Dies stimmt mit der Beobachtung überein, dass Proben, die im Hinhub an Werkzeugen ohne Freistellungen verpresst werden, im Rückhub eine größere Verdichtung und folglich eine größere Umformung erfahren.

8.7 Rückpressen

In den Untersuchungen zum Rückpressen wird zwischen zwei Betrachtungen unterschieden. Die erste ist jene, die der Frage nachgeht, ob das Rückpressen einen Einfluss auf das Bauteil hat. Diese wurde bereits in den vorherigen Untersuchungen berücksichtigt und ist zu bejahen.

Zusammengefasst wird in Kapitel 8.1.1 ein Anstieg an Randdichte ohne Einfluss auf tieferliegende Regionen für den einstufigen Prozess erkannt. Mehrstufige Prozesse erreichen im Hinhub mit steigender Stufenanzahl immer höhere Randdichten und im Rückhub nimmt der Zugewinn an Randdichte (mit steigender Stufenanzahl) ab, mit ansteigender Verdichtung der tieferliegenden Regionen. Da ein Einfluss des Rückpressens erkannt wird, gilt es in einer zweiten Betrachtung die Bedeutung der Einflussgröße des

Öffnungswinkels im Rückhub (Rückholwinkel) zu erfassen. Da der Rückhub an einstufigen Werkzeugen andere Wirkungen zeigt als an mehrstufigen, werden das ein- und fünfstufige Werkzeug als Grundgeometrien gewählt und an diesen der Rückholwinkel in 10°- Schritten erhöht. Sobald kritische Netzverzerrungen oder Materialflüsse auftreten, wird versucht, durch Reduzieren des Rückholwinkels die Größe des maximal möglichen Rückholwinkels weiter einzugrenzen.

Ein Erhöhen des Rückholwinkels auf 30° ist in der Simulation sowohl für den einstufigen wie den fünfstufigen Prozess erfolgreich möglich und es werden keine Hinweise auf spätere Prozessinstabilitäten in der praktischen Umsetzung erkannt. Für einen Winkel von 40° werden für das ein- wie mehrstufige Werkzeug starke Netzverzerrungen beobachtet und Unebenheiten an der Probenoberfläche erkannt, ehe die Simulation abbricht. Diese Effekte werden anhand Abbildung 8.30 veranschaulicht. Während an der mit 20° rückgepressten Probe in Abbildung 8.30a kaum eine Netzverzerrung infolge des Rückpressens erkennbar ist, weist die mit 40° rückgepresste Probe (Abbildung 8.30b) eine Anstauung an Material im Werkzeugeinlauf und starke Verzerrung an der Probenoberfläche auf. Auffallend ist, dass die Unebenheiten an der Probenoberfläche am Abschnitt der verpressten Proben in den Bereichen von Vernetzungsübergängen auftreten (blaues Oval in Abbildung 8.30b). Im Gegensatz dazu zeigen die Regionen gleicher Vernetzung eine glatte Oberfläche, in denen jedoch eine sehr starke Netzverzerrung gefunden wird. Zwar sind numerische Instabilitäten aufgrund der Defekte im Bereich von Vernetzungsübergängen nicht auszuschließen, doch wird das für den Simulationsabbruch kritische Element im Einlaufbereich des Konus des Rückhubs gefunden, weshalb der starke radiale Materialfluss als kritische und nicht zulässige Größe erkannt wird.

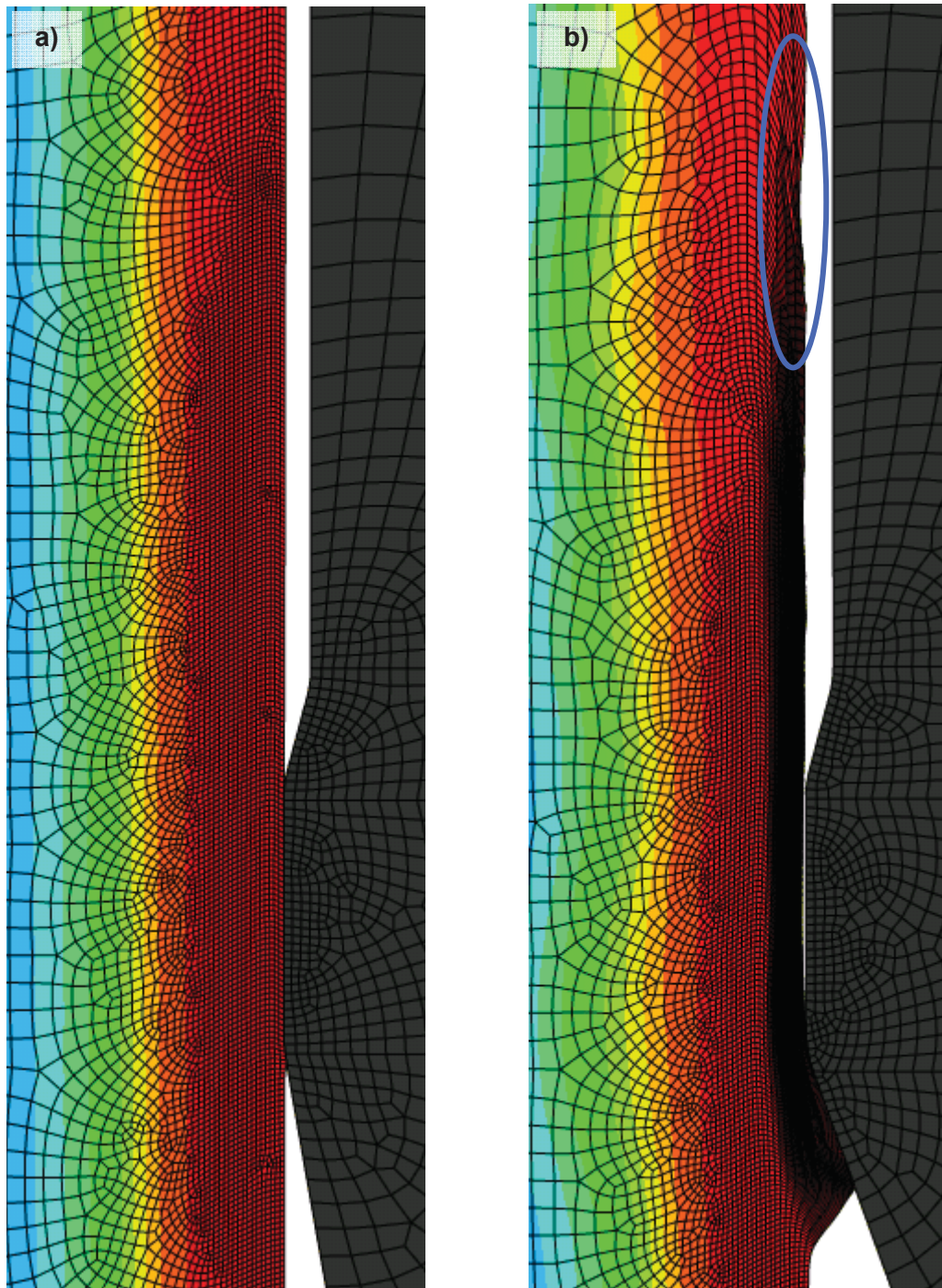


Abbildung 8.30: Netzverzerrungen von Proben, die an einstufigen Werkzeugen mit Öffnungswinkeln von 20 (a) und 40° (b) rückgepresst werden. Für 40° ist in der Simulation kein Rückpressen möglich, und Netzverzerrungen treten auch im Bereich von Vernetzungsübergängen auf.

Somit wird in einem nächsten Schritt eine Simulation mit einem Rückholwinkel von 35° durchgeführt. Mit diesem laufen die Simulationen erfolgreich durch, jedoch werden abermals Unebenheiten und starke Netzverzerrungen in den Bereichen der Vernetzungsübergänge sowie ein starker radialer Materialfluss gefunden. Eine weitere Eingrenzung des maximalen Rückholwinkels zwischen 35 und 40° wird als nicht zweckmäßig betrachtet und somit ein

Winkel von 35° als obere Grenze formuliert. Daraus folgt auch, dass der maximale Rückholwinkel kleiner ist als der maximal zulässige Winkel im Hinhub eines einstufigen Prozesses. Um eine derartige Aussage auch für mehrstufige Prozesse treffen zu können, wäre es notwendig, die maximalen Rückholwinkel nach dem Durchlaufen einzelner Umformstufen zu bestimmen, was jedoch nicht Gegenstand der vorliegenden Untersuchungen ist.

Es ist auch fraglich, ob derart präzise Aussagen mit dem bestehenden Simulationsmodell getroffen werden können. Da das verwendete Simulationsmodell mit rein isotroper Verfestigung des Werkstoffes rechnet, ist nicht auszuschließen, dass in Detailbetrachtungen wie jener des maximal möglichen Öffnungswinkels im Rückhub ein bedeutender Fehler unterläuft. Aus diesem Grund und wegen der Ungenauigkeiten, die aus der unterschiedlichen Vernetzung resultieren, wird entschieden, die Untersuchungen zum Rückhub durch praktische Versuche zu ergänzen, um einerseits eine überprüfte Aussage über den maximal möglichen Öffnungswinkel zu erhalten und andererseits einen möglichen Fehler, der aus dem rein kinematischen Verfestigungsmodell resultiert, abzuschätzen. Die ergänzenden praktischen Versuche werden in den praktischen Versuchsteil des Validierens des Simulationsmodells, angeführt in Kapitel 10, aufgenommen.

8.7.1 Änderung des Dichteprofils durch den Rückholwinkel

Der in Kapitel 8.1.1 für das einstufige Werkzeug mit Rückholwinkel 20° erkannte Effekt des Dichteanstiegs am Probenrand ohne Änderung des Dichteprofils für tieferliegende Schichten (Übergang von Rand- zu Grunddicke) wird in Abbildung 8.31 auch für die größeren Öffnungswinkel gefunden. Zur besseren Lesbarkeit wird „Ausschnitt A“ in Abbildung 8.32 vergrößert dargestellt. Darin ist erkennbar, dass die maximale Randdicke und die Dicke der im Rückhub verdichteten Schicht mit dem Rückholwinkel anwachsen. Während für eine Steigerung des Rückholwinkels von 20° auf 30° nur eine geringfügige Erhöhung der Dicke der im Rückhub weiter verdichteten Schicht im Bereich einiger $0,01$ mm auftritt, wächst diese für einen Rückholwinkel von 35° um $0,1$ mm auf rund das Doppelte an. Dies ist auf den für einen Rückholwinkel von 35° beobachteten, gegenüber 20° und 30° deutlich stärker ausgeprägten radialen Materialfluss, der zu hoher Scherung führt, zurückzuführen. Die maximale Randdicke wächst mit zunehmenden Rückholwinkel weiter, wenngleich geringfügig, an. Zusammengefasst wird erkannt, dass mit ansteigendem Öffnungswinkel im Rückhub einstufiger Prozesse die maximale Randdicke ansteigt und die Dicke der im Rückhub verdichteten Schicht anwächst. Diese Effekte treten umso stärker auf, je näher der Rückholwinkel dem maximal zulässigen Winkel im Rückhub liegt.

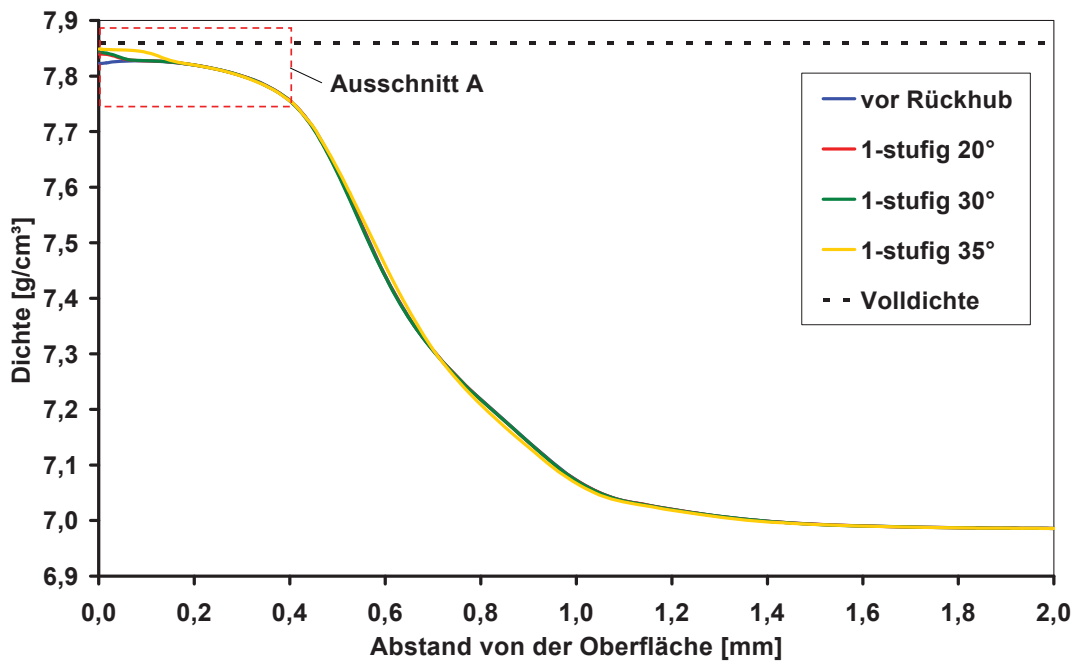


Abbildung 8.31: Änderung des Dichteprofiles nach 1-stufigem Hinhub durch Rückpressen an Werkzeugen mit unterschiedlichen Rückholwinkeln. Zur besseren Lesbarkeit wird „Ausschnitt A“ in Abbildung 8.32 vergrößert dargestellt.

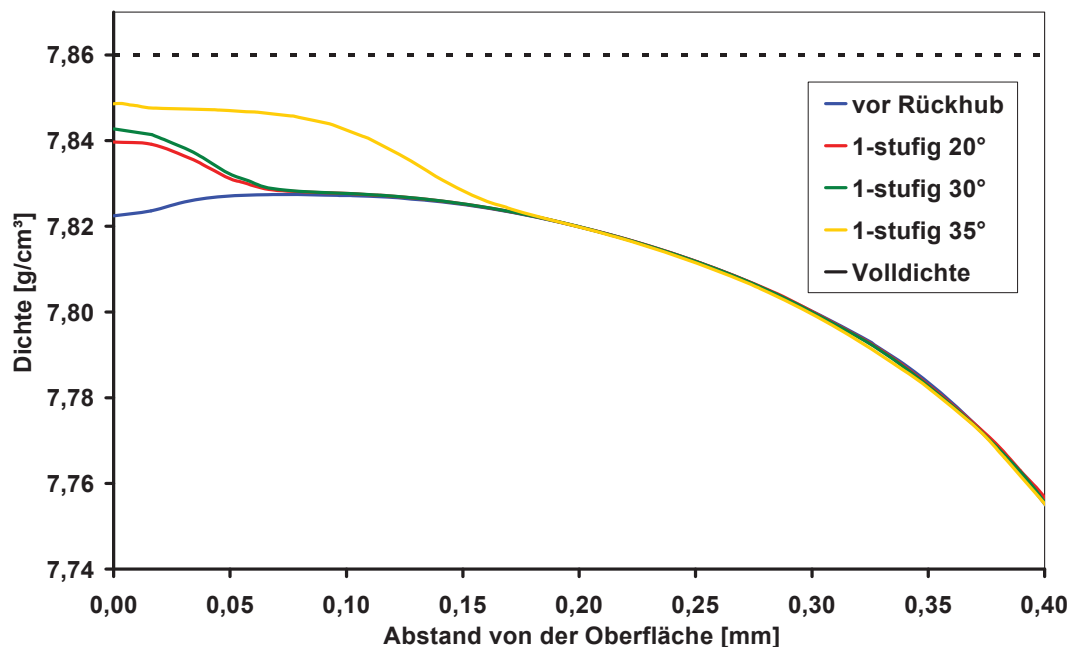


Abbildung 8.32: Vergrößerte Darstellung von „Ausschnitt A“ aus Abbildung 8.31. Mit zunehmendem Rückholwinkel wird eine höhere Verdichtung am Probenrand erzielt.

Für die fünfstufige Prozessführung ist in Abbildung 8.33 im Rückhub für alle untersuchten Rückholwinkel ein Anstieg der maximalen Randdichte sowie ein Anwachsen der Dicke der verdichteten Schicht erkennbar.

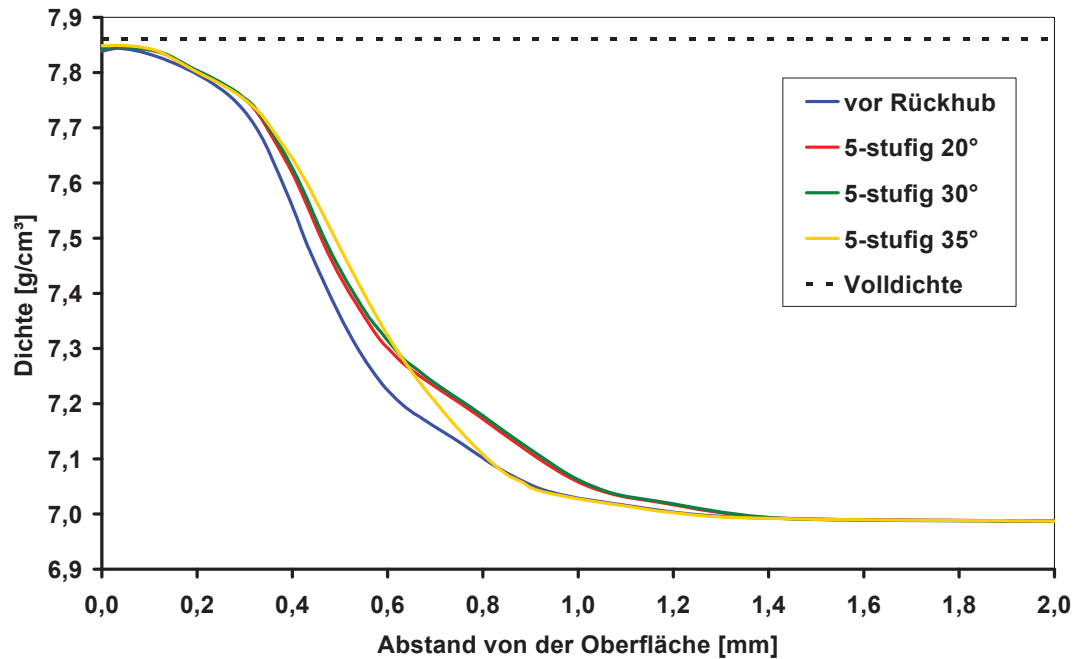


Abbildung 8.33: Änderung des Dichteprofiles nach 5-stufigem Hin- und Rückhub durch Rückpressen an Werkzeugen mit unterschiedlichen Rückholwinkeln. Mit zunehmendem Rückholwinkel wird eine höhere Verdichtung am Probenrand erzielt.

Allerdings werden schon mit einem Rückholwinkel von 20° maximale Dichtewerte nahe der Voll-dichte erreicht, und der in der Simulation erkennbare Anstieg an maximaler Randdichte für Rückholwinkel größer 20° ist vernachlässigbar klein. Wie für die Simulation des einstufigen Prozesses werden nur geringfügige Unterschiede in den Dichteprofilen der Simulationen mit 20° und 30° Rückholwinkel gefunden, jedoch bedeutsame für einen Rückholwinkel von 35°. Dieser führt zu einem Dichteprofil mit schärferem Übergang von maximaler Randdichte zu Grunddichte. Dieses Verhalten wird übereinstimmend mit dem einstufigen Prozess auf den für 35° ausgeprägten radialen Materialfluss und daraus resultierenden Scherspannungen zurückgeführt.

Die Untersuchungen des Rückpressens bestätigen den in Kapitel 8.1.1 erkannten Anstieg an Randdichte und vermehrter Dicke der verdichteten Schicht für mehrstufige Prozesse. Im Rückpressschritt mehrstufiger Prozesse führen Rückholwinkel nahe dem maximal möglichen Öffnungswinkel (hier 30° bis 35°) zu schärferen Übergängen von Randdichte zu Grunddichte als weiter davon entfernte (hier 20° bis 30°), die in sehr ähnlichen Dichteprofilen resultieren.

8.7.2 Änderung der Stempelkraft durch den Rückholwinkel

Die für den Rückhub benötigten Stempelkräfte für die ein- und fünfstufigen Werkzeuge werden einander in Abbildung 8.34 gegenübergestellt. Diesen zeigen einen geringfügig höheren Kraftbedarf für das Rückpressen an Werkzeugen mit 30° Rückholwinkel gegenüber jenen mit 20°. Dieses Verhalten innerhalb eines Werkzeugtyps ist schlüssig, als die in Kapitel 8.7.1 betrachteten Dichtepprofile nur einen kleinen Zugewinn an Dichte bei annähernd gleichem radialen Querfluss für einen Rückholwinkel von 30° aufweisen und auf eine dementsprechende geringe geleistete Umformarbeit hinweisen. Der höhere Kraftbedarf im Rückhub für die am fünfstufigen Werkzeug verpressten Proben ist auf deren höhere Dichte nach dem Hinhub und daraus erwachsender höherer Festigkeit zurückzuführen.

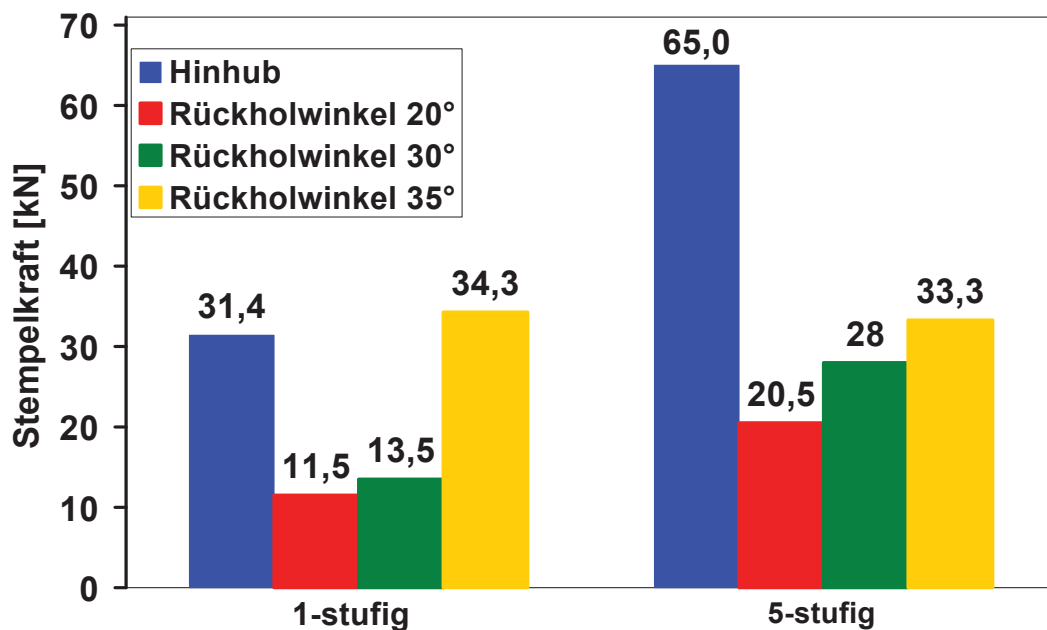


Abbildung 8.34: Stempelkräfte für unterschiedliche Öffnungswinkel im Rückhub für im Hinhub 1- und 5-stufig verpresste Proben. Mit zunehmendem Rückholwinkel steigt die Stempelkraft, unabhängig vom Werkzeugtyp.

Im Gegensatz zum Rückpressen mit bis zu 30° ist der Kraftbedarf für einen Rückholwinkel von 35° für beide Werkzeugarten wesentlich höher. Dieser resultiert vor allem aus dem ausgeprägten radialen Materialfluss, der den Einfluss der unterschiedlichen Randdichte nach dem Hinhub von ein- oder fünfstufig verpressten Proben überwiegt, weshalb für die ein- wie fünfstufige Prozessführung annähernd gleiche Kräfte benötigt werden. Der radiale Materialfluss ist dermaßen stark ausgeprägt, dass für den einstufigen Prozess mehr Kraft für den Rückhub geleistet werden muss, als für den Hinhub benötigt wird. Im fünfstufigen

Prozess ist dies nicht der Fall, da der Kraftbedarf im Hinhub aufgrund der größeren Zahl an reibungsbehafteten Kontaktflächen größer ist.

In der Werkzeuggestaltung ist somit zu berücksichtigen, dass mit steigendem Rückholwinkel der Kraftbedarf im Rückhub anwächst. Dieser Effekt ist besonders für Rückholwinkel nahe dem maximal möglichen Rückholwinkel ausgeprägt. Außerdem können Rückholwinkel nahe dem maximal möglichen Rückholwinkel in einstufigen Prozessen zu Presskräften größer jenen des Hinhubs führen. Hierzu ist anzumerken, dass die Presskraft im Hinhub vom gewählten Öffnungswinkel, dem Aufmaß, sowie von Übergangsradien beeinflusst wird und daher nicht zwingend kleiner sein muss als jene des Rückhubs.

9. PM-Fließpressen – Vertiefung

In Kapitel 7.2.1 wird ein lineares Anwachsen der Stempelkraft mit dem Aufmaß für ein Werkzeug mit einem Öffnungswinkel von 30° festgestellt. Daher wird in Kapitel 9.1 überprüft, ob auch für andere Öffnungswinkel ein linearer Zusammenhang von Aufmaß und Stempelkraft gegeben ist, und versucht, eine Formel zum Abschätzen des Kraftbedarfs zu entwickeln.

Weiters folgt aus Kapitel 7.2.2, dass zunehmendes Aufmaß zwar zu einem Anwachsen der Dicke der verdichteten Schicht führt, jedoch in keiner Änderung der maximalen Randdichte resultiert. Da jedoch für jeden Öffnungswinkel ein Sättigungsniveau an Dichte zu existieren scheint, sollte es möglich sein, aus einem bekannten Dichteverlauf jenen für ein geändertes Aufmaß zu bestimmen. Dieser Ansatz wird in Kapitel 9.2 auf seine Anwendbarkeit hin untersucht.

Gemäß Kapitel 7.1 bestimmt der Öffnungswinkel des Werkzeugs die maximale Randdichte und gemäß Kapitel 7.2.2 das Aufmaß die Dicke der verdichteten Schicht sowie den Übergang zur Grunddichte. Allerdings zeigt in Kapitel 7.1 der Dichteverlauf der Simulation mit 10° Öffnungswinkel qualitative Abweichungen gegenüber den Verläufen mit höheren Öffnungswinkeln. Die Ursachen hierfür werden in Kapitel 9.3 in der detaillierten Betrachtung des Verdichtungsvorganges gesucht. Anschließend wird in Kapitel 9.4 versucht, den Verdichtungsvorgang im einstufigen Prozess mittels einer mathematischen Funktion durch die Größen des Aufmaßes und des Öffnungswinkels zu beschreiben. Gelingt dies, wird die zukünftige Vorform und Werkzeuggestaltung wesentlich vereinfacht, da Dichteprofile bereits in der Entwicklungsphase abgeschätzt werden können.

Zu weiteren offenen Fragestellungen führt das in Kapitel 7.1.3 erkannte Minimum an Stempelkraft für das Radienwerkzeug mit $R = 5 \text{ mm}$. Aufgrund der in Kapitel 7.1.4 gefundenen Übertragbarkeit der Ergebnisse der Radiengeometrie auf eine Konusgeometrie müsste also auch ein Minimum für Konuswerkzeuge existieren. Dies wird in Kapitel 9.5 überprüft und zudem eine Erklärung für das Minimum an Stempelkraft gesucht.

9.1 Abschätzen des Kraftbedarfs

In Kapitel 7.2 wird ein lineares Anwachsen der Stempelkraft mit dem Aufmaß für einen Öffnungswinkel des Werkzeuges von 30° festgestellt. Basierend auf der Annahme, dass dieses Verhalten auch für Werkzeuge anderer Öffnungswinkel gilt, wenn ein

Fließgleichgewicht während des Pressens erreicht wird, werden ergänzende Simulationen für 10, 20, 40 und 50° Öffnungswinkel durchgeführt. Dies jeweils für ein Aufmaß von 100, 200 und 300 μm . Die in den Simulationen erhaltenen Stempelkräfte sind in Abbildung 9.1 dargestellt. Die aufmaßabhängigen Stempelkräfte für die einzelnen Öffnungswinkel liegen auf Geraden, die durch den Ursprung laufen, was mit der Alltagserfahrung, dass eine Probe ohne Aufmaß ohne Kraftaufwand durch das Werkzeug bewegt werden kann, übereinstimmt.

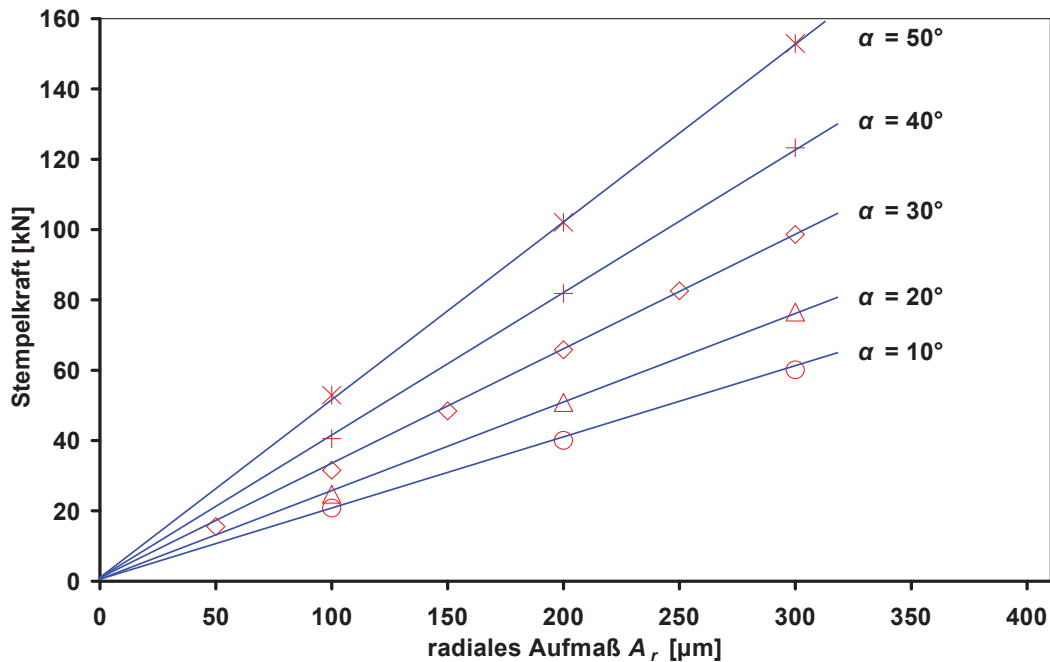


Abbildung 9.1: Änderung der Stempelkraft mit dem Aufmaß für Werkzeuge mit unterschiedlichen Öffnungswinkeln. Bei konstantem Öffnungswinkel wächst die Stempelkraft linear mit dem Aufmaß an.

Damit wird das lineare Verhalten bestätigt und die Stempelkräfte ($F_{Stempel}$) sind durch eine Geradengleichung der in Gleichung (9.1) dargestellten Form mit einer winkelabhängigen Steigung ($k(\alpha)$), die mit dem Aufmaß (A_r) zu multiplizieren ist, beschreibbar.

$$F_{Stempel} = k(\alpha) * A_r \quad [\text{kN}] \quad (9.1)$$

$F_{Stempel}$... Stempelkraft für den Pressvorgang [kN]

$k(\alpha)$... Presskraftzuwachs mit dem Aufmaß für einen Öffnungswinkel [kN/ μm]

A_r ... radiales Aufmaß [μm]

Um die Stempelkraft als Funktion von Aufmaß und Öffnungswinkel zu beschreiben, wird zuerst die Steigung $k(\alpha)$ der einzelnen Geradengleichungen errechnet. Die Steigung

entspricht der Presskraft, die für das Verpressen von 1 μm radialem Aufmaß für den entsprechenden Winkel und ein zylindrisches Bauteil mit Enddurchmesser 39,76 mm benötigt wird. Die so errechneten Steigungen sind in Abbildung 9.2 für unterschiedliche Öffnungswinkel aufgetragen.

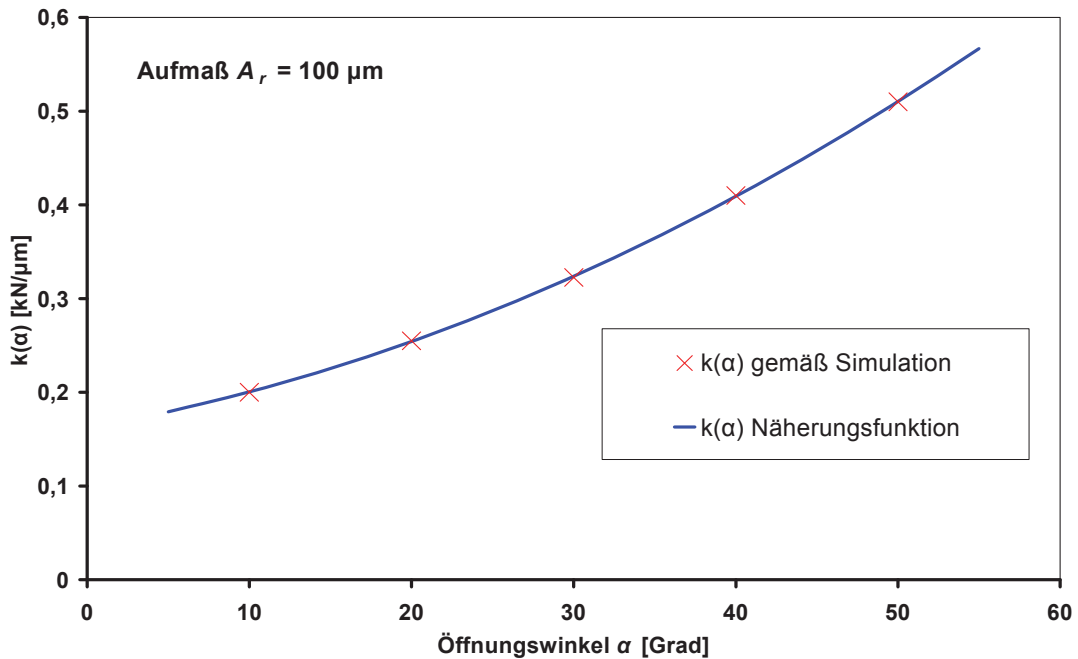


Abbildung 9.2: Änderung der Steigung $k(\alpha)$ mit dem Öffnungswinkel des Werkzeuges bei konstantem Aufmaß. Die in der Simulation ermittelten Werte für $k(\alpha)$ sind mit einer Polynomfunktion zweiter Ordnung (Gleichung (9.2)) beschreibbar.

Die Änderung von $k(\alpha)$ ist mit einer Polynomfunktion zweiter Ordnung, der in Gleichung (9.2) dargestellten Form mit dem Öffnungswinkel α als variable Größe, beschreibbar.

$$k(\alpha) = 7,8571 \cdot 10^{-5} \cdot \alpha^2 + 3,0357 \cdot 10^{-3} \cdot \alpha + 0,1620 \text{ [kN}/\mu\text{m}] \quad (9.2)$$

Somit ist die Stempelkraft durch Multiplikation von Gleichung (9.2) mit dem gewählten Aufmaß gemäß Gleichung (9.3) zu errechnen.

$$F_{\text{Stempel}} = (7,8571 \cdot 10^{-5} \cdot \alpha^2 + 3,0357 \cdot 10^{-3} \cdot \alpha + 0,1620) \cdot A_r \text{ [kN]} \quad (9.3)$$

Allerdings gilt diese Gleichung nur für zylindrische Bauteile mit einem Enddurchmesser von 39,76 mm. Um die Gleichung für unterschiedliche Durchmesser sowie Bauteile anderer Gestalt nutzen zu können, wird $k(\alpha)$ als spezifische Größe für eine Einheitslänge definiert.

Hierfür werden die in Abbildung 9.1 ermittelten Steigungen durch den Umfang des Fertigteils dividiert. Die Änderung der Steigung für eine Einheitslänge von 1 Millimeter, nachfolgend als spezifische Steigung k_{spez} bezeichnet, wird mit Gleichung (9.4) beschrieben

$$k_{spez} = 6,290 * 10^{-7} * \alpha^2 + 2,4303 * 10^{-5} * \alpha + 1,2969 * 10^{-3} \text{ [kN}/(\mu\text{m}\cdot\text{mm})] \quad (9.4)$$

Um die Presskraft für ein Bauteil zu errechnen, wird der Ausdruck für $k(\alpha)$ in Gleichung (9.3) durch jenen von k_{spez} (Gleichung (9.4)) substituiert und eine Multiplikation mit der Länge des Profils (l_{Profil}) des Fertigteils durchgeführt. Dies führt zu Gleichung (9.4).

$$F_{Stempel} = (6,290 * 10^{-7} * \alpha^2 + 2,4303 * 10^{-5} * \alpha + 1,2969 * 10^{-3}) * A_1 * l_{Profil} \quad (9.5)$$

Die Gültigkeit von Gleichung (9.4) wird durch eine ergänzende Simulation überprüft. In dieser wird eine Vorform mit 175 μm Aufmaß an einem Werkzeug mit 35° Öffnungswinkel zu einem Fertigteil mit einem Durchmesser von 30 mm verpresst. In der Simulation tritt eine Presskraft von 50,42 kN auf. Für die gleichen Randbedingungen liefert Gleichung (9.5) einen Wert von 48,13 kN und erzielt damit eine gute Übereinstimmung. Aufgrund des Ansatzes, die Kraft als Funktion der Profillänge und eines zugeordneten Aufmaßes für einen Öffnungswinkel zu errechnen, ist die Formel vermutlich auch für Bauteile anderer Gestalt, beispielsweise Zahnräder, anwendbar. Allerdings sind keine Referenzwerte verfügbar, um diesen Ansatz zu überprüfen.

9.2 Extrapolieren von Dichteprofilen aus bekanntem Dichteverlauf

Der Ansatz des Extrapolierens von Dichteprofilen, die aufgrund von Aufmaßänderungen beim Verpressen an einem einstufigen Werkzeug erhalten werden, basiert auf dem in Kapitel 7.2.2 festgestellten Verschieben der Dichteprofile entlang der Abszisse für unterschiedliche Aufmaße.

Um das genaue Ausmaß der Verschiebung zu bestimmen, wird in Abbildung 9.3 eine Hilfslinie für das Dichteniveau von 7,4 g/cm³ parallel zur Abszisse gezogen. Anschließend werden die Schnittpunkte der Dichteprofile mit der Hilfslinie bestimmt. Die ermittelten Abstände der Schnittpunkte zu Ordinate entsprechen der Veränderung bzw. der Verschiebung des Dichteniveaus mit verändertem Aufmaß.

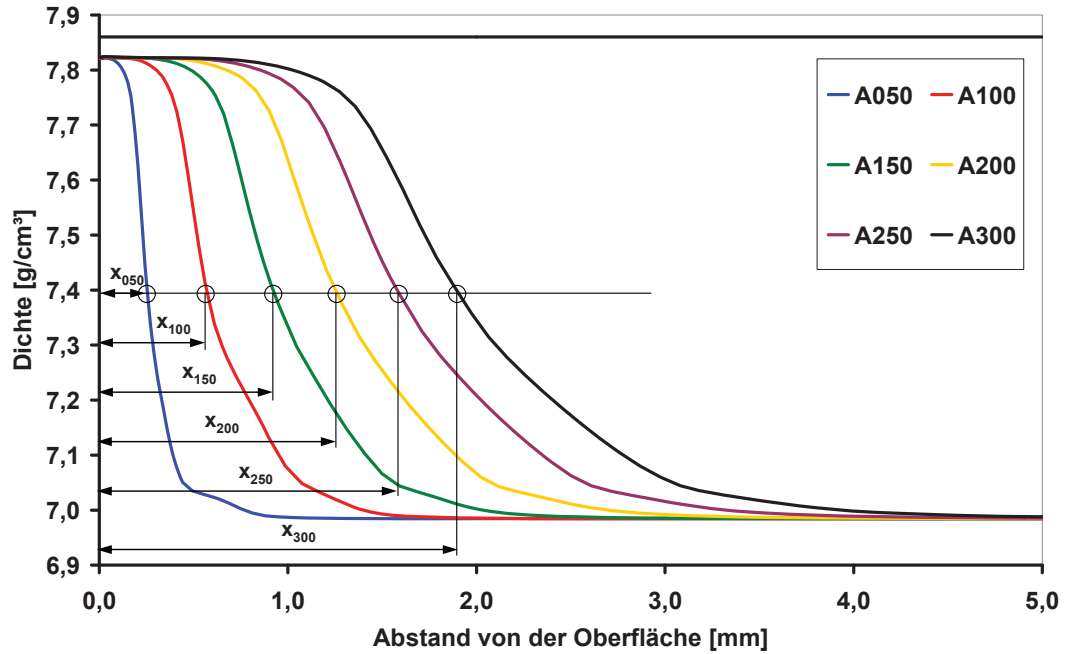


Abbildung 9.3: Beispielhafte Änderung des Abszissenwertes eines Dichteniveaus mit verändertem Aufmaß.

Diese Vorgehensweise wird für unterschiedliche Dichteniveaus wiederholt, und die ermittelten Abstände der Schnittpunkte zur Abszisse für die untersuchten Dichteniveaus werden in einem Diagramm aufgetragen. Daraus folgt Abbildung 9.4, die ein annähernd lineares Wachstum des Oberflächenabstandes eines Dichteniveaus mit gesteigertem Aufmaß erkennen lässt.

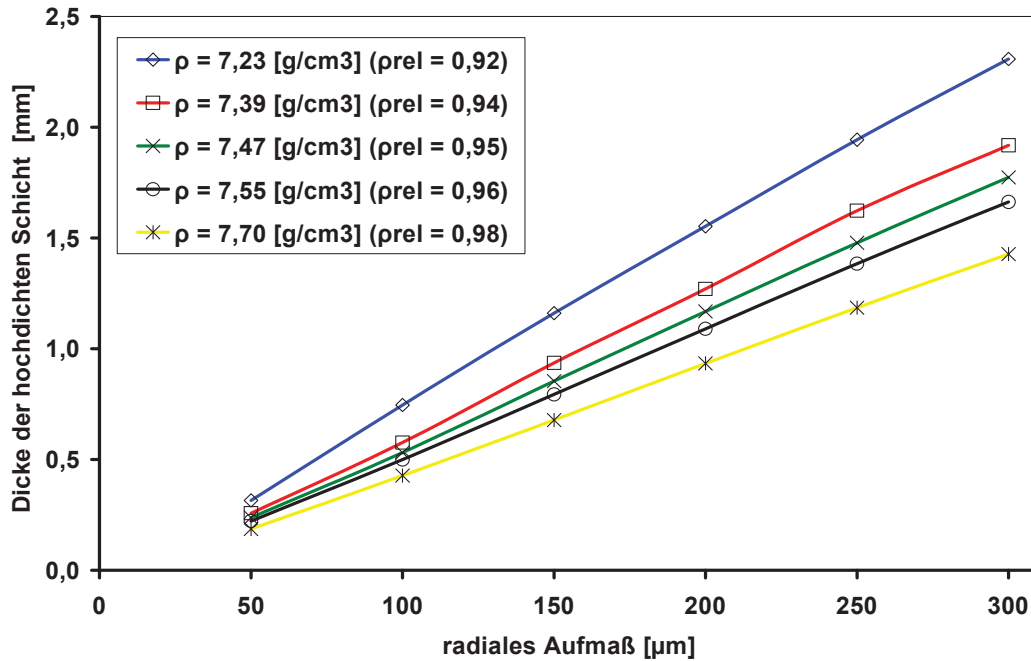


Abbildung 9.4: Die Änderung des Abszissenwertes mit dem Aufmaß zeigt für unterschiedliche Dichteniveaus ein annähernd lineares Verhalten.

Wird vereinfacht ein lineares Wachstum der Tiefe des Auftretens eines Dichteniveaus angenommen, kann auf einfache Weise ein Dichteprofil für ein geändertes Aufmaß aus einem Profil bekannten Aufmaßes gewonnen werden. Dann muss für die Extrapolation eines Dichtewertes $x_{\rho 1}$ [mm] für ein Dichteprofil mit geändertem Aufmaß der Abstand eines Punktes des bekannten Dichteprofiles $x_{\rho 0}$ [mm] zur Ordinate im Verhältnis der Aufmäße von zu extrapolierendem A_1 [µm] und bekanntem Profil A_0 [µm] verändert werden.

$$x_{\rho 1} = x_{\rho 0} * \frac{A_0}{A_1} \text{ [mm]} \quad (9.6)$$

- $x_{\rho 0}$... Abszissenwert des bekannten Dichteprofiles [mm]
- A_0 ... Aufmaß des bekannten Dichteprofiles [µm]
- $x_{\rho 1}$... Abszissenwert des gesuchten Dichteprofiles [mm]
- A_1 ... Aufmaß des gesuchten Dichteprofiles [µm]

Dies wird in Abbildung 9.5 an der Extrapolation eines Punktes des Dichteprofiles einer Vorform mit doppeltem Aufmaß veranschaulicht. Als bekanntes Profil wird jenes der Probe mit 150 µm radialem Aufmaß herangezogen (grüne, durchgezogene Linie). Für die Extrapolation eines Punktes des gesuchten Dichteprofiles wird für das gesuchte Dichteniveau eine Hilfslinie parallel zur Abszisse eingetragen. Im Schnittpunkt der Hilfslinie mit dem

bekanntem Profil (rot) wird ein Zirkel angesetzt und mit diesem der Abstand von Schnittpunkt und Ordinate auf die rechte Seite der Hilfslinie abgeschlagen. Der gewonnene Schnittpunkt (blau) entspricht der extrapolierten Lage des Dichteniveaus für die Probe mit doppeltem Aufmaß. Durch Wiederholen dieses Vorgangs für unterschiedliche Dichteniveaus wird das, in Abbildung 9.5 dargestellte, extrapolierte Dichteprofil für die Probe doppelten Aufmaßes erhalten.

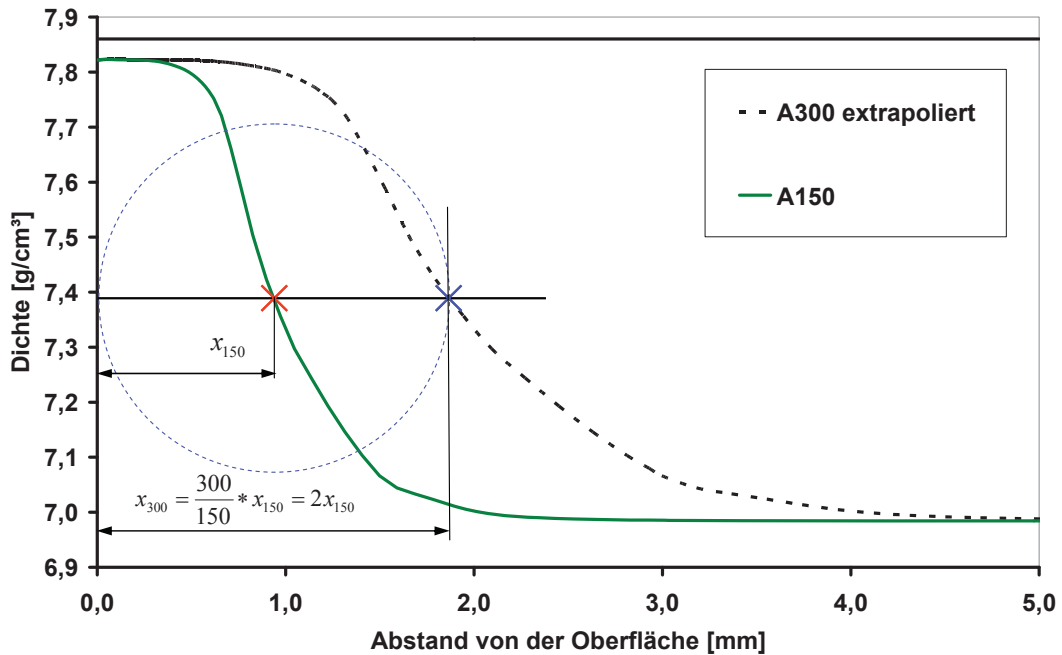


Abbildung 9.5: Konstruktion zur Extrapolation eines Dichteprofiles aus einem bekannten Verlauf.

Um die mit der Extrapolation begangenen Fehler zu veranschaulichen, werden nachfolgend in Abbildung 9.6 aus dem mit radialem Aufmaß 150 µm erlangten Dichteprofil die Dichteprofile der übrigen simulierten radialen Aufmäße extrapoliert. Der Vergleich der simulierten Verläufe mit den extrapolierten Verläufen zeigt ein Überschätzen des Dichtegradienten für Verläufe geringeren Aufmaßes und ein Unterschätzen des Dichtegradienten für Verläufe höheren Aufmaßes. Dennoch wird eine gute Übereinstimmung von extrapolierten und simulierten Verläufen erzielt. Somit kann der zukünftige Simulationsaufwand zum Finden eines passenden Aufmaßes durch vorheriges Abschätzen mittels Extrapolation verringert werden.

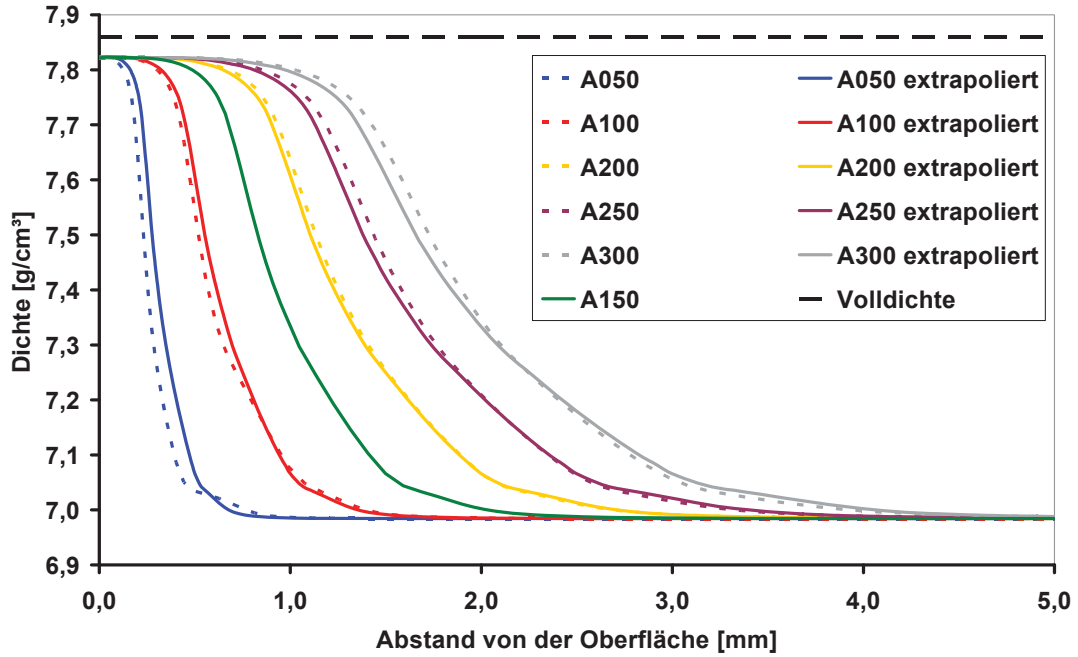


Abbildung 9.6: Der Vergleich der extrapolierten Dichteprofile mit den simulierten zeigt eine gute Übereinstimmung.

9.3 Ablauf des Dichteanstiegs während des Verpressens

Um den Vorgang des Dichteanstiegs der Randzone im Fließpressprozess zu erfassen, wird auf halber Probenhöhe gemäß Abbildung 9.7 ein Pfad eingebracht, entlang dessen (-r-Richtung) die Dichte für unterschiedliche Zeitpunkt bestimmt wird. Als Bezugsebene wird der Mantel der unverformten Probe gewählt.

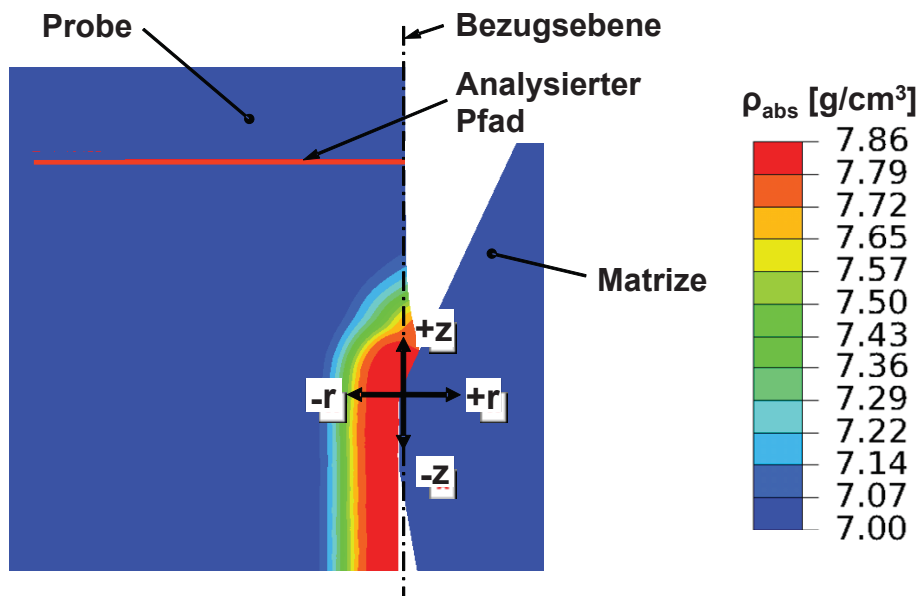


Abbildung 9.7: Bezugssystem für die Analyse der Entwicklung des Dichteprofiles.

Diese Betrachtung wird für den Pressvorgang am Werkzeug mit 10° Öffnungswinkel, für das kein radialer Werkstofffluss in Richtung des Werkzeugrandes gefunden wird, und für jenes mit 50° Öffnungswinkel, dem größtmöglichen im Versuchsprogramm der zu deutlichem radialen Materialfluss aber keiner Spanbildung führt, angestellt.

9.3.1 Verdichtungsvorgang am Werkzeug mit 10° Öffnungswinkel

Die erste zur Analyse herangezogene Position des Referenzknotens liegt 2,4 mm von der unteren Kante der Konusfläche entfernt (Abbildung 9.8a). Zu diesem Zeitpunkt erfährt der Probenquerschnitt auf Niveau des Referenzknotens noch keine Querschnittsänderungen und weist keine Abweichungen von der Grunddichte der Probe auf (Abbildung 9.8b). Die anschließende Bewegung des Referenzknotens erfolgt synchron zum Stempelhub. Mit fortschreitendem Hub setzt eine geringfügige Verdichtung des Probenrandes ein, bevor dieser die Konusfläche des Werkzeuges berührt (Abbildung 9.8c, d), da der das Werkzeug berührende Probenumfang durch den reibungsbehafteten Kontakt verlangsamt wird.

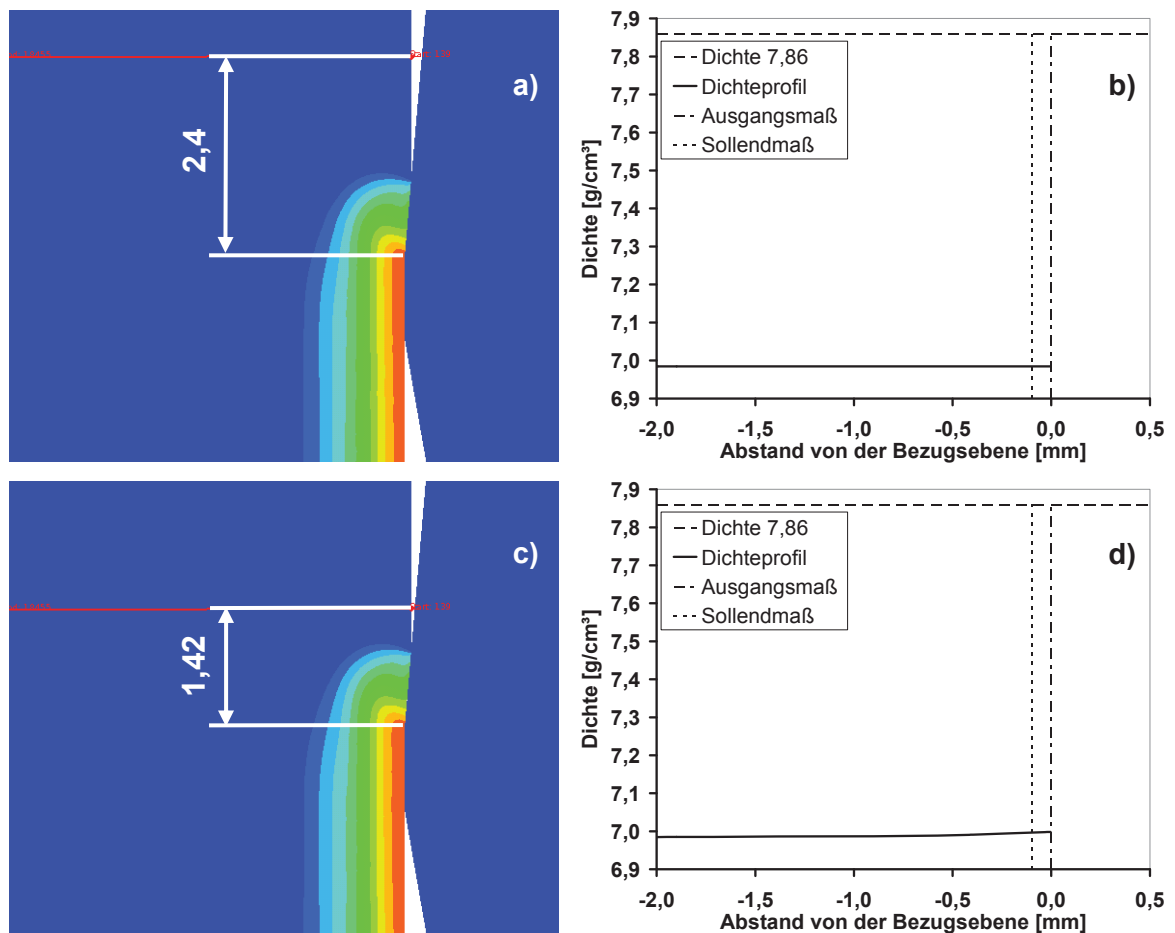


Abbildung 9.8: Ein Querschnitt erfährt bereits einen geringfügigen Randdichteanstieg, bevor er in Kontakt zum Werkzeug tritt.

Nach dem Auftreffen des Probenrandes auf die Matrize und der folgenden Bewegung entlang der Konusfläche in Richtung unterer Matrizenkante erfolgt die überwiegende Verdichtung, was auch direkt am Farbspektrum zur Kennzeichnung der örtlichen Dichte abgelesen werden kann. Zwischenzeitlich tritt die höchste Dichte nicht am Rand sondern unterhalb der Oberfläche auf (Abbildung 9.9a, b). Eine Erklärung hierfür wird möglicherweise in den Hertzschen Kontaktspannungen [Her82] gefunden. Bis zum Erreichen des zylindrischen Abschnittes der Matrize wächst die Randdichte weiter an (Abbildung 9.9a bis d) und die Differenz des zurückgelegten Wegs des Ursprungspunktes gegenüber dem Pressenhub beträgt 0,07 mm. Die zuvor erkannten Maxima der Dichte unterhalb der Oberfläche sind zu diesem Zeitpunkt bereits verschwunden. Die Ursache hierfür liegt vermutlich in der verstärkten Stützwirkung der zuvor tieferliegenden, höherdichten Regionen, die einen höheren E-Modul und eine höhere Fließspannung aufweisen. Zwischen den beiden Positionen (vgl. Abbildung 9.9a, b mit Abbildung 9.9c, d), also in der Nähe des Endes des konischen Abschnittes, wird die maximale Randdichte erreicht und ein Übergang zu einem der Abszisse parallelen Abschnitt ausgebildet.

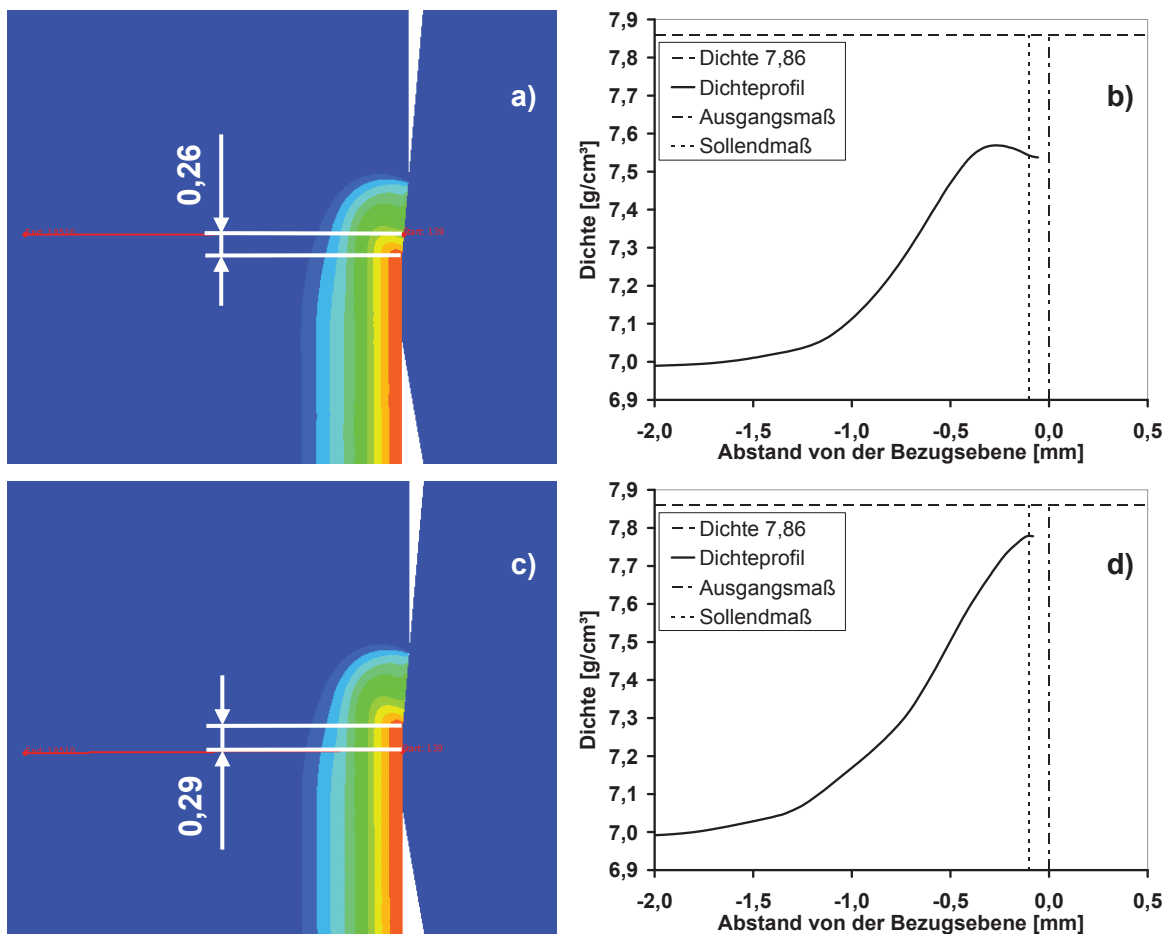


Abbildung 9.9 Der überwiegende Dichteanstieg eines Querschnittes erfolgt während des Durchlaufes des konischen Abschnittes.

Während der Bewegung durch den zylindrischen Werkzeugabschnitt wird der Referenzknoten in seinem Fluss gegenüber dem Kernmaterial weiter gebremst, was im Dichtepfad in einer größeren Ablenkung gegenüber der Horizontalen erkennbar ist. (Abbildung 9.9c und Abbildung 9.10a). Dadurch steigt die Dichte an der Kontaktzone geringfügig an (Abbildung 9.9d und Abbildung 9.10b). Am Ende des zylindrischen Abschnittes beträgt die Wegdifferenz zwischen Referenzknoten und Hub 0,76 mm. Mit dem Auslaufen aus dem Werkzeug geht ein elastisches Auffedern der Probe, erkennbar an einer geringfügigen Verschiebung des Dichteprofils nach rechts (vgl. Abbildung 9.10b mit Abbildung 9.10d) ohne Änderung der maximalen Randdichte, einher. Die ausbleibende Querschnittsreduktion der Probe auf das Sollmaß liegt in der Elastizität des Werkzeuges begründet.

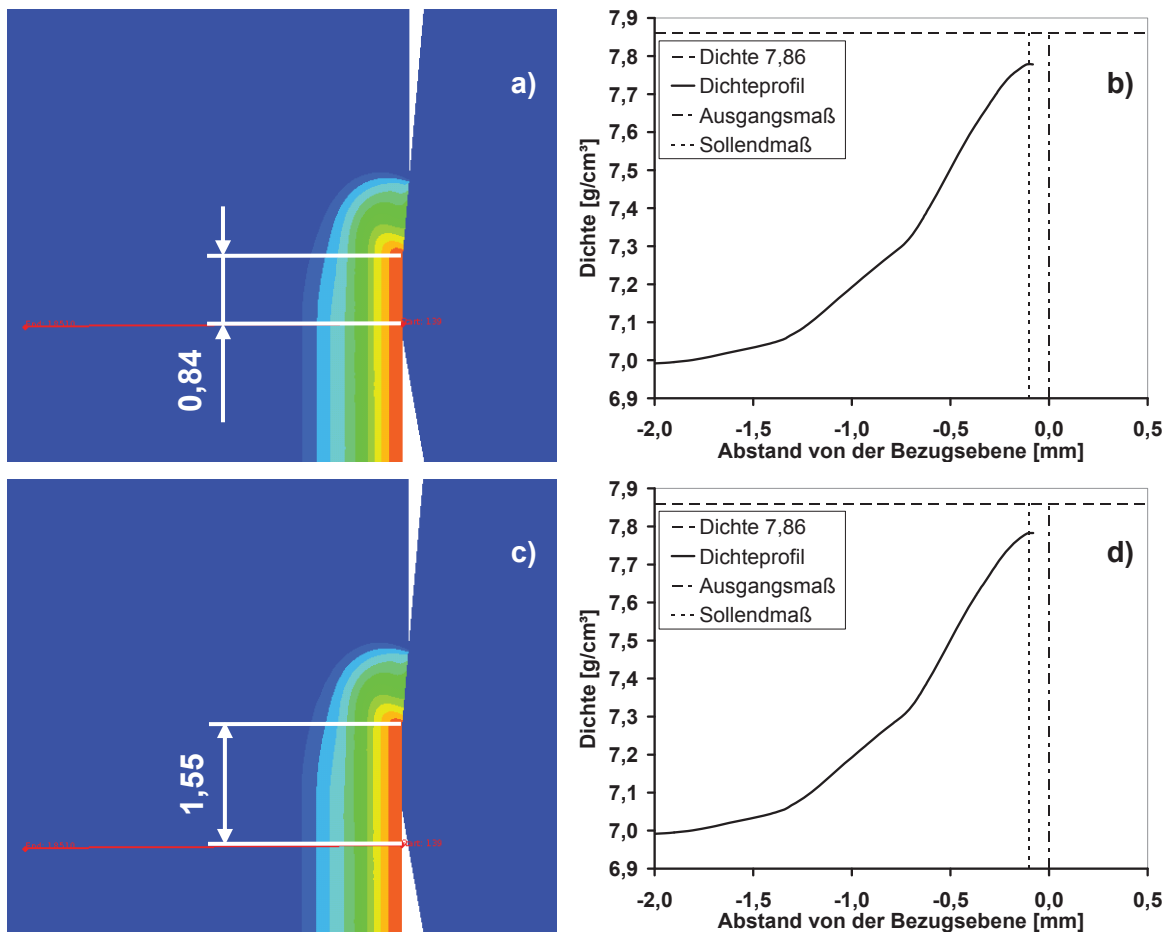


Abbildung 9.10: Das elastische Auffedern der Probe nach Passieren des Werkzeuges führt zu einer geringfügigen Verschiebung des Dichteprofils entlang der Abszisse.

Abbildung 9.11 zeigt die Dichteverteilung der Probe am Ende des Pressvorganges. Auffällig ist die Abnahme der Dichte in Richtung Grund- bzw. Deckfläche. Ein derartiger Effekt wird auch von F. Planitzer [Pla07] in der Simulation des Fließpressens eines Zahnrades erkannt und auf dem Übergang vom ebenen Spannungszustand an den Probenstirnflächen hin zum

ebenen Dehnungszustand in der Probenmitte erklärt. Die Wegdifferenz zwischen Referenzknoten und Hub bleibt nach dem Verlassen des zylindrischen Werkzeugabschnittes unverändert.

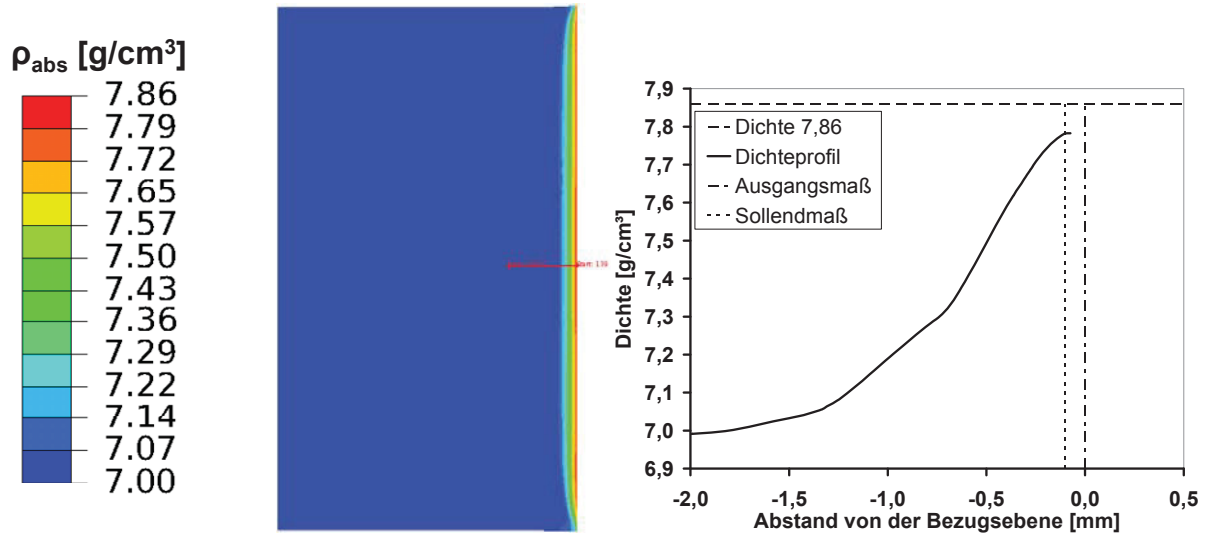


Abbildung 9.11: Die Randdichte der verpressten Probe nimmt zu den Stirnflächen hin ab.

9.3.2 Verdichtungsvorgang am Werkzeug mit 50° Öffnungswinkel

In Abbildung 9.12a ist der betrachtete Randknoten mit dem zugehörigen Analysepfad 3,08 mm vom unteren Rand der Konusfläche entfernt und hat noch keine Änderung gegenüber der Anfangsdichte erfahren (Abbildung 9.12b). In der für Abbildung 9.12c gewählten Distanz beträgt die Wegdifferenz zwischen ausgeführtem Stempelhub und zurückgelegtem Weg des Referenzknotens 0,01 mm. Die Verdichtung hat bereits eingesetzt und zu einem flachen Anstieg des Dichteprofiles über die ersten 0,5 mm geführt (Abbildung 9.12d).

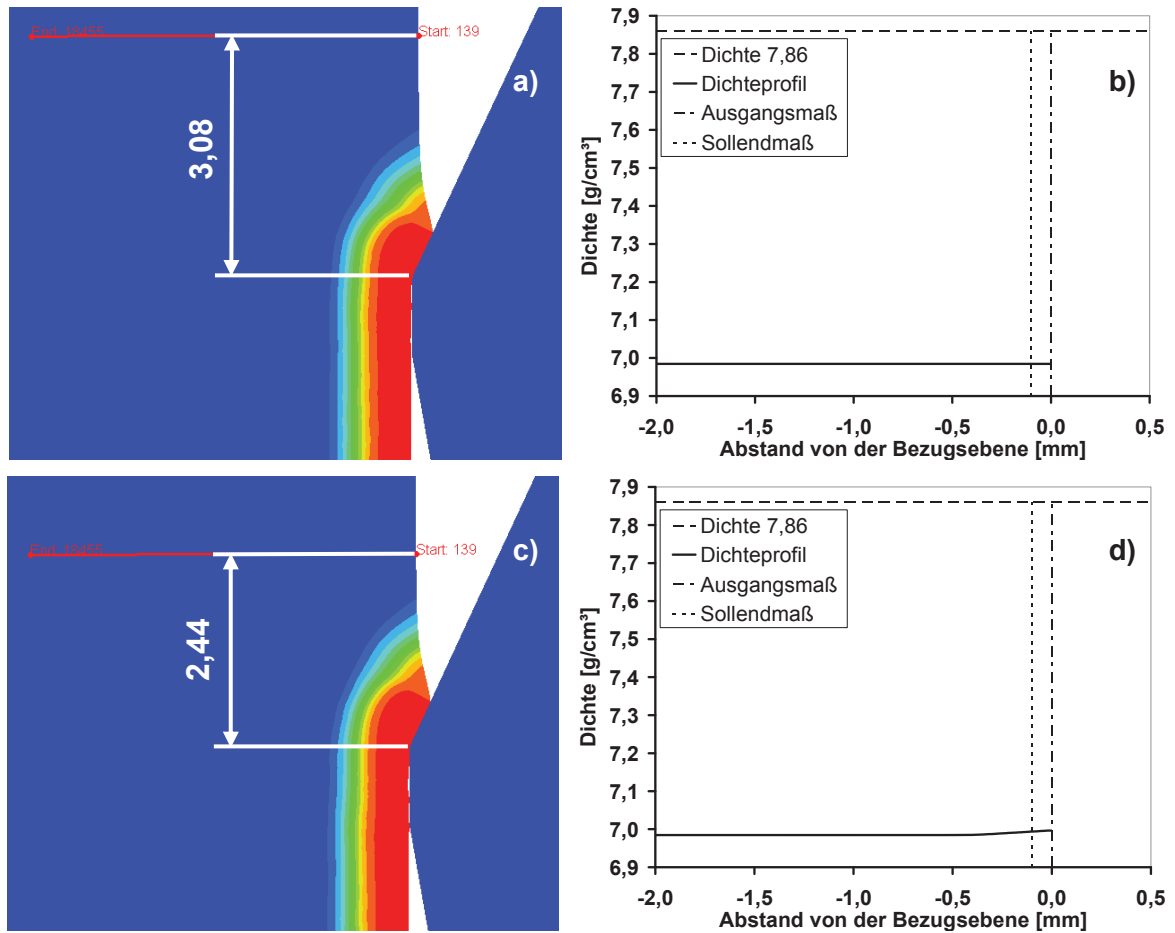


Abbildung 9.12: Der Probenquerschnitt erfährt schon vor dem Kontakt zum Werkzeug einen Dichteanstieg.

Mit weiterem Pressen (Abbildung 9.13a) der Probe bis zur Position in Abbildung 9.13c nimmt die Eindringtiefe der Verdichtung auf 1,25 mm zu, und der Verlauf wird steiler (Abbildung 9.13b und Abbildung 9.13c). Bis zu diesem Zeitpunkt wird noch keine relevante Durchmesseränderung der Probe beobachtet, aber die Wegdifferenz zwischen Stempelweg und Referenzknoten wächst auf 0,02 mm an.

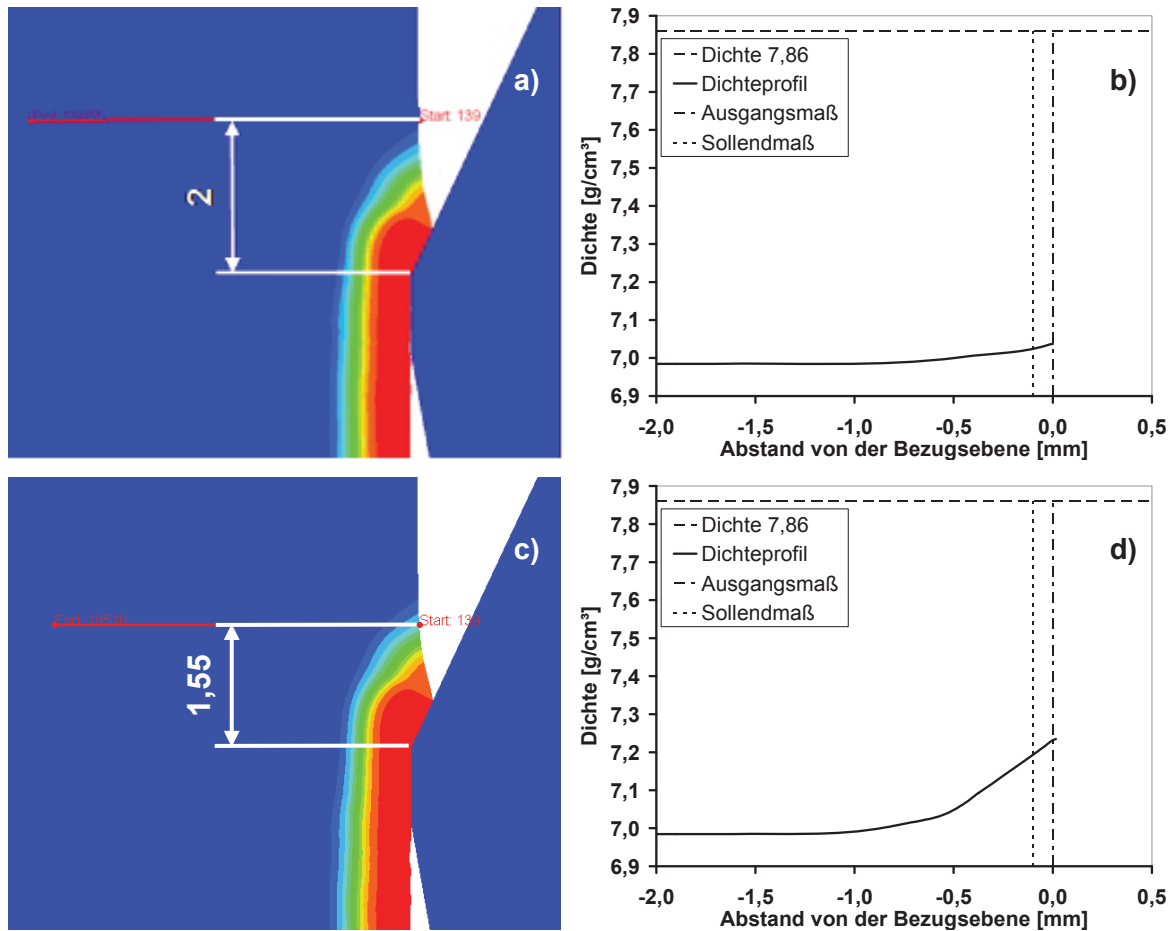


Abbildung 9.13: Obwohl der Werkstoff radial frei fließt, steigt die Dichte an.

In der in Abbildung 9.13a gewählten Position tritt bereits ein Ausbauchen der Probe auf. Trotz der Durchmesserergrößerung steigt die Dichte besonders für die ersten 0,5 mm weiter an (Abbildung 9.13b), während die Tiefe des verdichteten Bereichs nur gering auf 1,5 mm ansteigt. Ursache dafür ist das weitere Abbremsen des Materialflusses am Probenrand gegenüber dem übrigen Probenvolumen. Dieser Trend (Abbildung 9.13c, d) wird bis zur Position in Abbildung 9.14a fortgesetzt, wobei die Probe zunehmend ausbaucht und der Referenzknoten gegenüber dem Stempelhub weiter abgebremst wird. Zu dem in Abbildung 9.14c dargestellten Zeitpunkt weist der Probenrand bereits eine Dichte von $\rho_{abs} = 7,78 \text{ g/cm}^3$ bzw. $\rho_{rel} = 98,98 \%$ (Abbildung 9.14d) auf. Die Wegdifferenz zwischen Stempelweg und Referenzknoten ist auf 0,33 mm angewachsen.

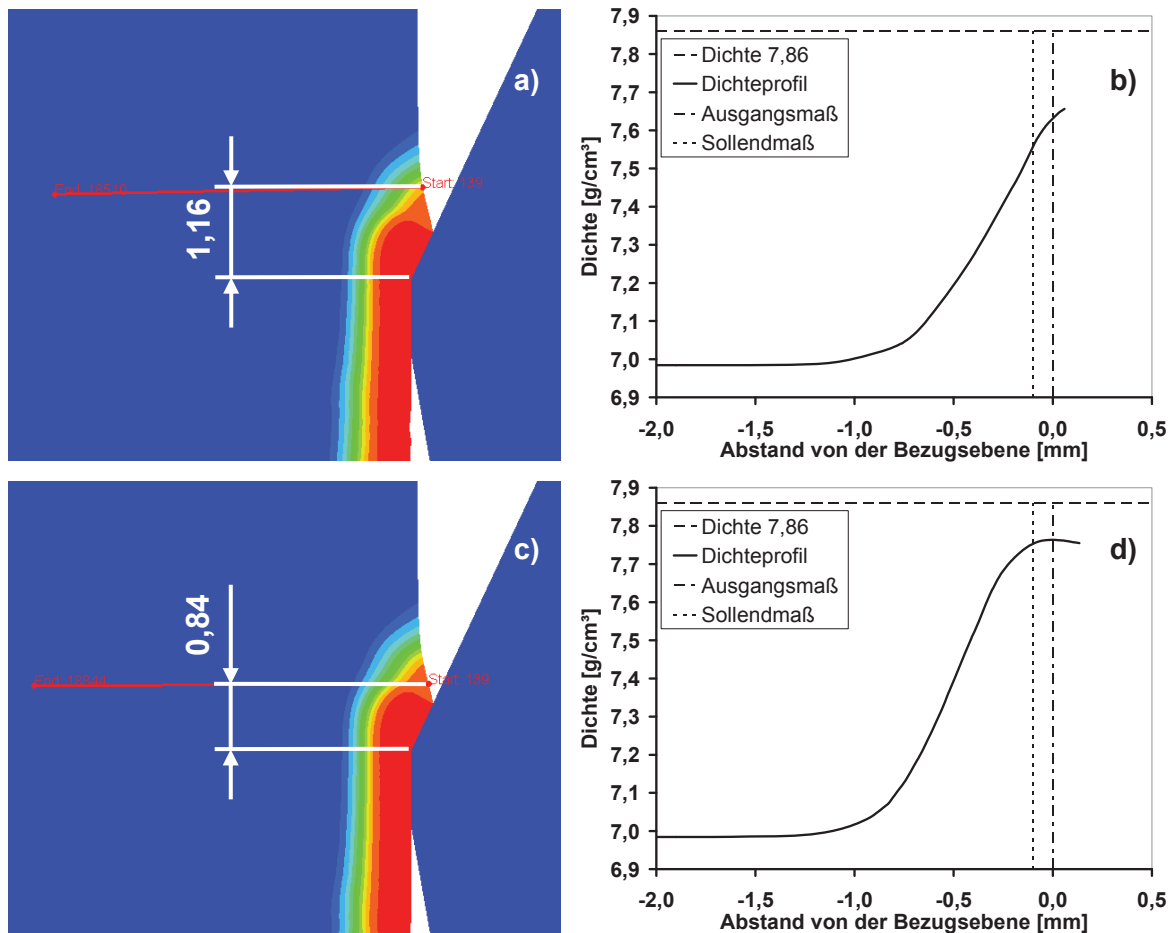


Abbildung 9.14: Bereits vor dem Kontakt zum Werkzeug wird eine Dichte nahe der späteren maximalen Enddichte erreicht.

Zum Zeitpunkt des Auftreffens auf die Konusfläche der Matrize (Abbildung 9.15) weist der Probenrand über die ersten 0,6 mm bereits eine absolute Dichte höher $7,8 \text{ g/cm}^3$ (Abbildung 9.15b) bzw. $\rho_{rel} = 99,2 \%$ auf. Während der weiteren Bewegung entlang der Konusfläche (Abbildung 9.15c, e) bis zur Position in Abbildung 9.16a, in welcher der Referenzknoten knapp unterhalb der Bezugsebene zu liegen kommt, wachsen der Dichtegradient und die Dichte in 0,3 mm Entfernung zur Bezugsebene weiter an. Der Anstieg erfolgt wie in Kapitel 9.3.1 durch vorübergehendes Ausbilden eines Dichtemaximums unterhalb der Oberfläche. Im späteren Verlauf wird die der Volldichte nahe Randschicht kaum mehr verdichtet und aufgrund der in Kapitel 9.3.1 erklärten Stützwirkung die äußeren Bereiche verstärkt verdichtet, was zu einer Angleichung der Dichte am Probenrand auf das Niveau des zuvor ausgebildeten Maximums führt.

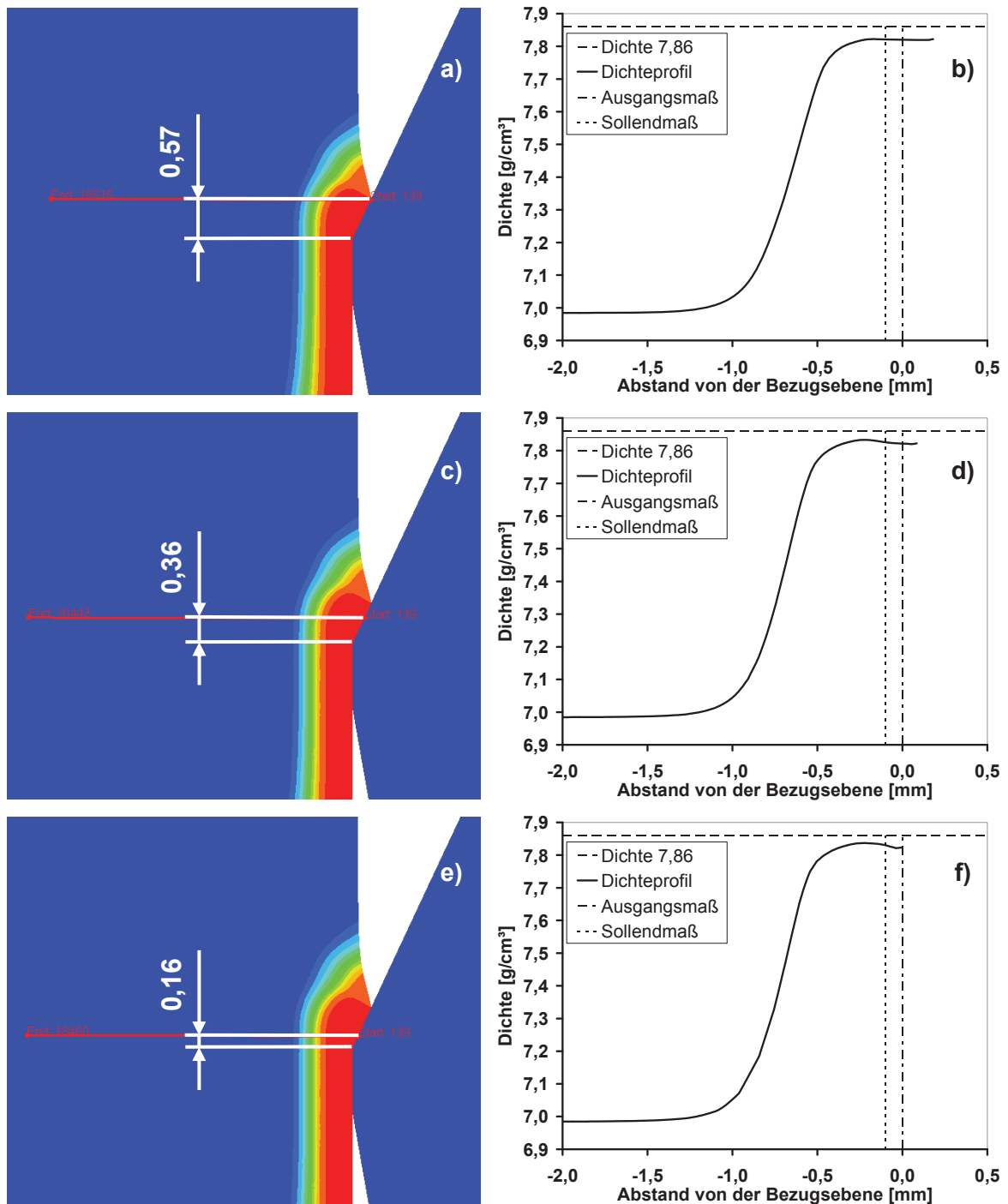


Abbildung 9.15: Während des Verpressens an der Konusfläche wird das Dichteprofil überwiegend entlang der Abszisse verschoben, und Dichtemaxima treten unterhalb der Oberfläche auf.

Der Weg durch den zylindrischen Auslauf (Abbildung 9.16a, c, e) zeigt im Gegensatz zur Simulation mit 10° Öffnungswinkel keinen Einfluss auf das erreichte Dichteprofil (Abbildung 9.16b, d, f). Dies liegt daran, dass mit 50° Öffnungswinkel eine höhere Randdichte als mit 10° erreicht wird, wodurch die Fließspannung der Randschicht höher liegt und die während des Kontaktes zur zylindrischen Matrizenwand auftretenden Spannungen zu keiner weiteren Verdichtung führen.

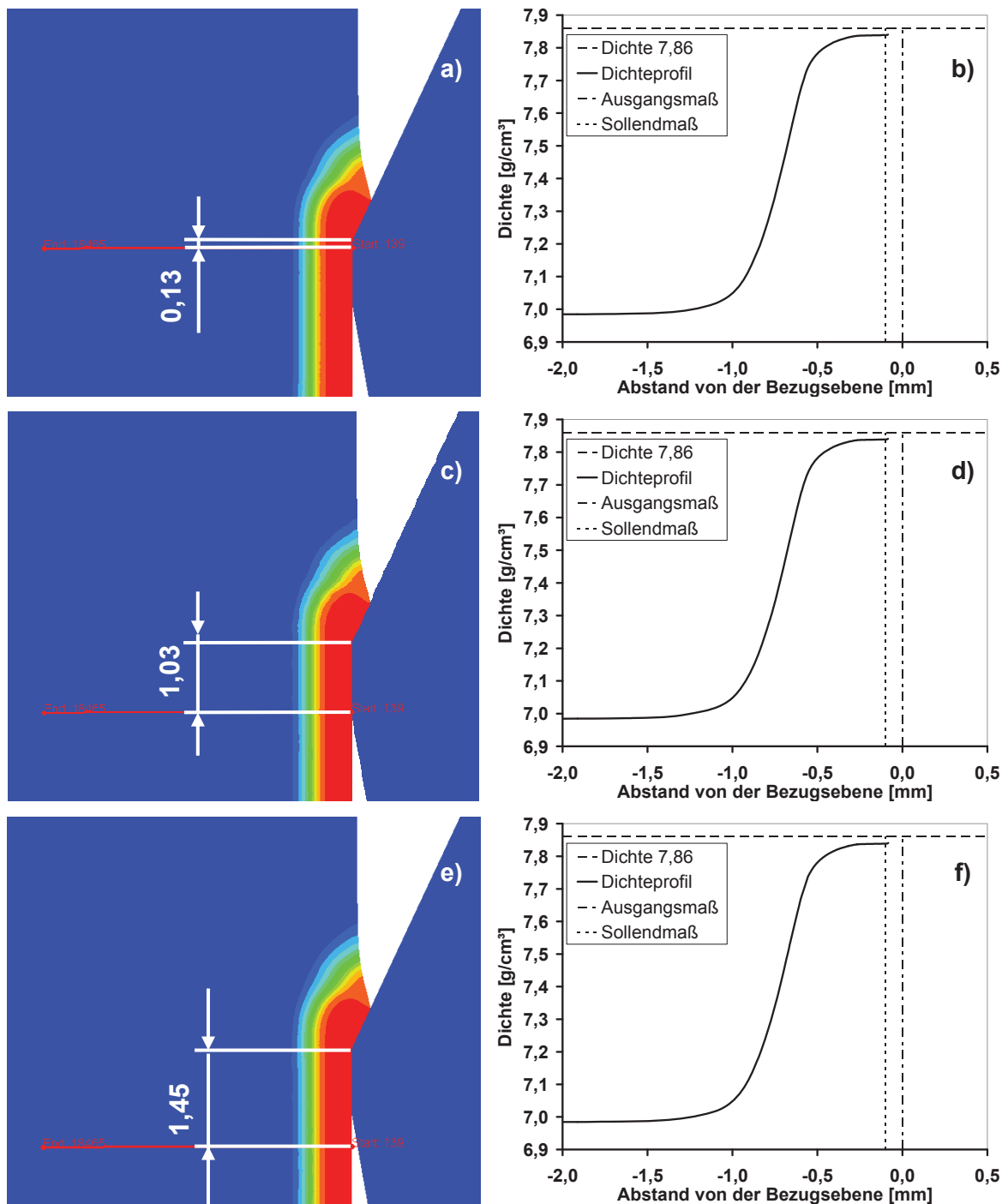


Abbildung 9.16: Während des Durchlaufens des zylindrischen Abschnittes ist keine Änderung der Dichte erkennbar. Das Auffedern der Probe führt zum geringfügigen Verschieben des Dichteprofiles.

Nach dem Passieren des zylindrischen Auslaufes federt die Probe auf, was im Dichteverlauf als geringfügige Parallelverschiebung des Dichteprofiles widerspiegelt wird (vgl. Abbildung 9.16f mit Abbildung 9.17b). Wie für das Pressen mit 10° Öffnungswinkel (Kapitel 9.3.1) wird eine Abnahme der Dichte zu den Deckflächen der Probe hin festgestellt (Abbildung 9.17a). Insgesamt beträgt die Differenz zwischen Stempelweg und axialem Weg des

Referenzknotens am Ende des Pressens 1,05 mm. Dieser Versatz wird mit dem Einlaufen der Probe in das Werkzeug ausgebildet und ist maßgebend für die Gratbildung. Stärkeres Ausbauchen mit steigendem Öffnungswinkel führt zu verstärkter Gratbildung.

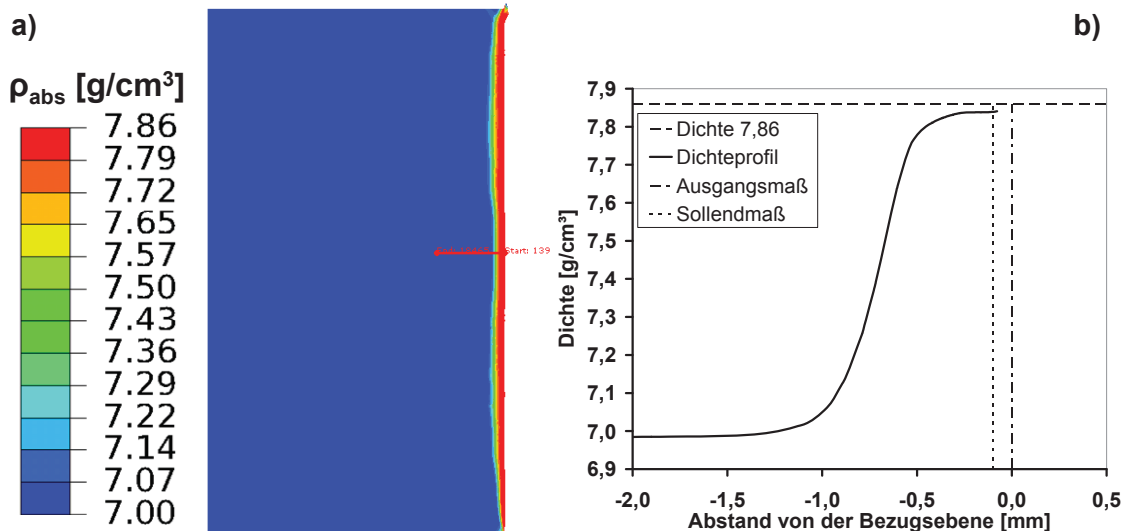


Abbildung 9.17: Dichteverteilung in der Probe nach dem Pressen (a) und Dichteprofil entlang des Analysepfades (b). Die Randdichte der verpressten Probe nimmt zu den Stirnflächen hin ab.

9.3.3 Erkenntnisse aus der Betrachtung von Verdichtungsvorgängen

Obwohl mit den Werkzeugen mit 10° und 50° Öffnungswinkel unterschiedliche Dichteprofile generiert werden, ist doch ein einheitliches Muster in der Entwicklung des Dichteprofiles erkennbar. In beiden Proben tritt im ausgewählten Querschnitt bereits ein Dichteanstieg vor dem Kontakt mit dem Werkstück auf. Mit zunehmendem Verpressen wächst die maximale Randdichte einer Grenze (Sättigungsniveau) entgegen. Für die am Werkzeug mit 10° Öffnungswinkel verpresste Probe wird das Sättigungsniveau erst am Ende des konischen Abschnittes erreicht. Im Gegensatz dazu weist die mit einem Öffnungswinkel von 50° verpresste Probe schon am Beginn der konischen Querschnittsverjüngung die spätere Enddichte auf. Durch das weitere Verpressen wird das Dichteprofil verschoben und so die Dicke der verdichteten Schicht erhöht und ein Plateau mit gleichmäßig hoher Randdichte ausgebildet. Für die mit 10° Öffnungswinkel verpresste Probe wird dieser Zustand mit dem zu Grunde gelegten Aufmaß nur über einen Pressweg einiger 1/100 Millimeter erreicht, weshalb die Ausbildung einer Schicht gleicher Dichte über mehrere 1/10 Millimeter ausbleibt. Vermutlich kann durch höheres Aufmaß auch mit 10° Öffnungswinkel eine Schicht einheitlicher Dichte am Probenrand ausgebildet werden.

9.4 Mathematische Beschreibung von Dichteprofilen

Durch eine mathematische Beschreibung von Dichteprofilen soll mittels Reduktion auf wesentliche Kennparameter der Vergleich unterschiedlicher Profile vereinfacht und die Prognose von Dichteprofilen ermöglicht werden. Dazu wird eine mathematische Funktion bestimmt, die den Verlauf der Dichteprofile gut annähert. Die darin vorhandenen Parameter müssen mit den Randbedingungen anhand des bisherigen Wissensstandes definierbar sein. Dafür ist es notwendig, das Wirken der einzelnen Parameter auf den Graphen der mathematischen Funktion zu erfassen, um sie den einzelnen Einflussgrößen zuordnen zu können.

9.4.1 Auswahl einer geeigneten Grundfunktion

Die in Kapitel 9.3 durchgeführten Analysen zur Dichteentwicklung während des Verpressens zeigen ein Grundschema nach dem die Verdichtung der Randzone abläuft. Zu Beginn des Verdichtungsprozesses erfolgt ein langsames Anwachsen der Dichte über ein großes Werkstoffvolumen. Dem folgt ein zunehmend stärkeres Anwachsen der Randdichte mit fortschreitendem Stempelhub bei kaum veränderter Dicke der verdichteten Schicht, bis eine bestimmte Randdichte erreicht wird. Nachdem diese überschritten wird, nimmt der Zugewinn an Randdichte mit fortschreitendem Stempelhub immer stärker ab, bis schließlich eine obere Begrenzung erreicht wird. Daher wird durch das Verpressen des restlichen Aufmaßes ein Dichteplateau am Probenrand ausgebildet, in dem das zuvor erreichte Dichteprofil in zunehmende Tiefe verschoben wird.

Aus diesem Verhalten resultieren Dichteprofile, denen unabhängig von der Matrizenkontur und unabhängig von der Aufmaßgabe stets die gleiche Form zu Grunde liegt, solange das Aufmaß ausreicht, um die mit einer Matrizenkontur maximal mögliche Randdichte zu erreichen. Jeder dieser Dichteverläufe zeigt ausgehend von der Grunddichte ein stetiges Wachstum der Tangentensteigung in den Punkten des Profils bis zum Erreichen des Wendepunktes. Dem folgt eine Abnahme der Tangentensteigung, bis das Profil asymptotisch einer oberen Begrenzung entgegenstrebt.

Wird nun der Vorgang des Verdichtens als eine fortschreitende Sättigung des Werkstoffes an Dichte, die durch das Aufmaß begrenzt wird, verstanden, liegt es nahe, Vergleiche mit anderen Systemen, die Wachstum unter begrenzten Ressourcen beschreiben, zu ziehen. Ein derartiges System stellt gemäß Madigen et al. [Mad00] das Wachstum einer Population von Individuen, beispielsweise Bakterien, bei begrenztem Nahrungsangebot dar. Ausgehend von einer Anfangspopulation tritt im zeitlichen Verlauf zuerst nur ein geringes Wachstum der

Population trotz Überangebot an Nahrung auf, da nur wenige Individuen zur Fortpflanzung vorhanden sind. Mit fortschreitenden Fortpflanzungszyklen steigt die Population und damit die Anzahl fortpflanzungsfähiger Individuen immer rascher, bis das Wachstum durch die erschöpfenden Ressourcen gebremst wird.

Dieses Verhalten kann analog für die Entwicklung des Dichteprofiles herangezogen werden, wobei die Dichte der Population an Bakterien entspricht und das Aufmaß dem Nahrungsangebot. Eine häufig benutzte und flexible Funktion für die Wachstumsbeschreibung ist die verallgemeinerte logistische Funktion in Gleichung (9.7), die das Wachstum ausgehend von einem Bezugsniveau hin zu einer Begrenzung mit einer Sigmoiden durch fünf Parameter beschreibt.

$$Y = A + \frac{C}{(1 + Te^{-B(x-M)})^{\frac{1}{T}}} \quad (9.7)$$

- A ... untere Asymptote
- C ... obere Asymptote (Abstand der oberen zur unteren Asymptote)
- M ... Zeit des maximalen Wachstums
- B ... Wachstumsrate
- T ... Lage des maximalen Wachstums bezüglich der Asymptoten

Der Parameter A beschreibt das Niveau, das zu Beginn des Wachstums vorhanden ist. Durch die Addition des in Gleichung (9.8) angeführten Terms wird das Wachstum beschrieben.

$$C * \frac{1}{(1 + Te^{-B(x-M)})^{\frac{1}{T}}} \quad (9.8)$$

Darin liefert der dem Parameter C nachfolgende Term Werte zwischen 0 und 1. Aus der Multiplikation dieses Terms mit C folgt die Lage der oberen Asymptote, definiert als deren Abstand zur unteren Asymptote. Durch die Parameter M und T wird die Lage des Wendepunktes der Sigmoidfunktion beschrieben, mittels des Parameters B der Anstieg des Wachstums (Wachstumsrate).

Angewandt auf die Dichteentwicklung formuliert die verallgemeinerte logistische Funktion das Ansteigen der Dichte vom Probeninneren hin zur Oberfläche. Da Dichteprofile fertig

verpresster Proben die Dichte als Funktion des Abstandes zur Oberfläche darstellen, ist es sinnvoll, die verallgemeinerte logistische Funktion so umzuformen, dass mit ihr der Abfall der Dichte mit zunehmendem Oberflächenabstand beschrieben wird.

Dies ist dann der Fall, wenn von der oberen Asymptote ein kontinuierlich anwachsender Term, der als Maximum die Differenz von oberer und unterer Asymptote erreicht, subtrahiert wird. Die entsprechende Funktion ist in Gleichung (9.9) dargestellt, ein damit erhaltener Verlauf mit einer Darstellung der Parameter, sowie der Differenz von oberer und unterer Asymptote ($\Delta\rho_{Asy.}$) in Abbildung 9.18.

$$Y = C - \frac{C - A}{(1 + Te^{-B(x-M)})^{\frac{1}{T}}} \quad (9.9)$$

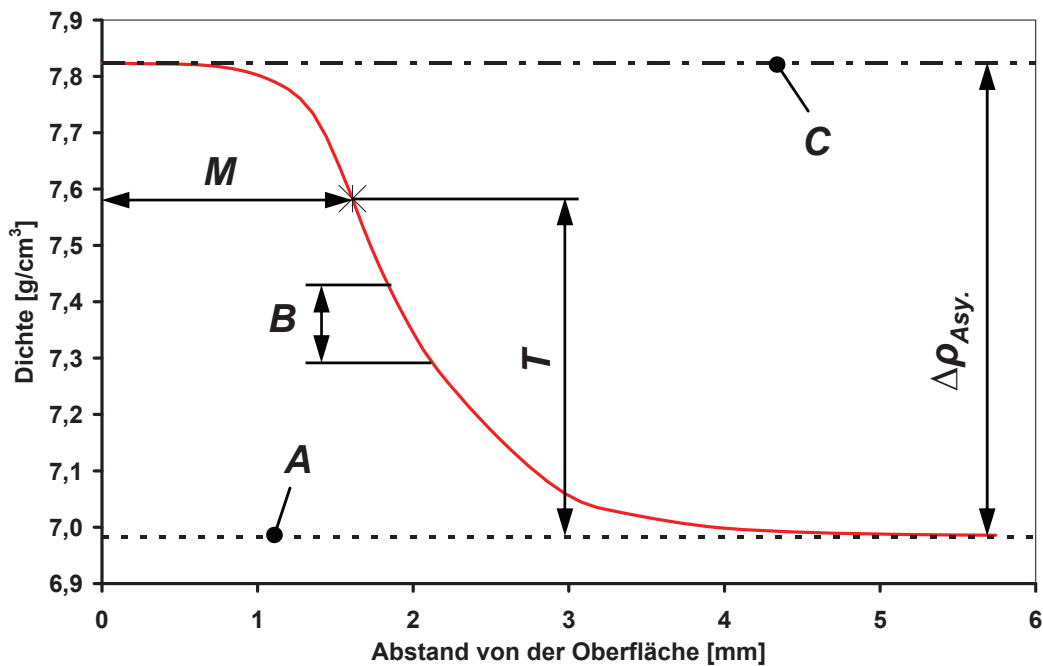


Abbildung 9.18: Verlauf der abgewandelten Sigmoidfunktion mit Darstellung der Funktionsgrößen.

Grundsätzlich kann mit dieser Funktion ein bekanntes Dichteprofil durch Finden geeigneter Parameter angenähert werden. Ziel der mathematischen Betrachtung von Dichteprofilen ist jedoch nicht nur deren nachträgliche Beschreibung, sondern das Finden von Abhängigkeiten der einzelnen Parameter von den Systemgrößen, um darauf basierend Dichteprofile für veränderte Randbedingungen prognostizieren zu können. Daher wird unter Anwendung des erworbenen Verständnisses des Verdichtungsvorganges versucht, die Parameter von Gleichung (9.9) als Funktion von Aufmaß und Öffnungswinkel des Werkzeuges zu

beschreiben. Als bekannte Randbedingungen gelten die Geometrien von Probe und Werkzeug sowie Werkstoff und Anfangsdichte der homogenen Probe.

9.4.2 Parameterbestimmung – A, untere Asymptote

Die untere Asymptote, dargestellt durch den Parameter A , beschreibt den Wert von Y vor Eintreten des ersten Wachstums. Da beim PM-Fließpressen Dichtenanstiege am Probenrand, ausgehend von der Anfangsdichte, auftreten, stellt die Anfangsdichte die untere Grenze im Verlauf des Dichteprofiles dar. Somit ist die Anfangsdichte (ρ_0) als Startwert jedes weiteren Wachstums definierbar, und ihr Wert entspricht dem Parameter A (Gleichung (9.10)). Da die Anfangsdichte (ρ_0) eine bekannte Größe ist, ist A in jedem System bestimmt.

$$A = \rho_0 \quad (9.10)$$

9.4.3 Parameterbestimmung – C, obere Asymptote

Der C -Wert gibt die Lage der oberen Asymptote im Dichteprofil wieder. Für die Wahl der oberen Asymptote C gilt es zu beachten, dass die Randdichte theoretisch auf maximal $7,86 \text{ g/cm}^3$ anwachsen kann, jedoch werden in den in Kapitel 7 durchgeführten Simulationen stets Randdichten kleiner $7,86 \text{ g/cm}^3$ erhalten. Die maximale Höhe der erreichten Randdichten ist unterschiedlich und wird im technisch relevanten Bereich bei Konuswerkzeugen vom Öffnungswinkel und bei Radenwerkzeugen vom Einlaufradius bestimmt, wobei für Konuswerkzeug eine weitere Steigerung der maximalen Randdichte für Öffnungswinkel $> 50^\circ$ zu erwarten ist. Somit ist es sinnvoll, den C -Wert als eine vom Werkzeug abhängige Größe zu betrachten. Der C -Wert wird in einem Dichteprofil als die höchste auftretende Randdichte abgelesen.

Da eine Änderung des Aufmaßes zu keiner Veränderung der maximalen Randdichte führt, ist C eine vom Aufmaß unabhängige Größe und somit in der Extrapolation von Aufmaßvarianten für alle Varianten gleich. Für Konuswerkzeuge, für deren Öffnungswinkel noch kein Dichteprofil vorliegt, ist ein Abschätzen der zu erwartenden maximalen Randdichte möglich. Dazu werden die mit den bisher durchgeführten Simulationen erlangten Randdichten als Funktion des Öffnungswinkels aufgetragen und daraus ein Kurvenverlauf interpoliert (Abbildung 9.19), der auch dem erwartenden Anwachsen der Randdichte für Öffnungswinkel $> 50^\circ$ gerecht wird. Grundsätzlich gilt es zu beachten, dass mit dem Reibfaktor $\mu = 0,085$ der Öffnungswinkel des Werkzeuges unter 60° liegen muss, um spanfreien Materialfluss zu ermöglichen. Aus dem Kurvenverlauf ist der C -Wert für unterschiedliche Öffnungswinkel ablesbar. Für Öffnungswinkel von 20 bis 50° ist ein

angenähert proportionales Anwachsen der Randdichte erkennbar. In diesem Bereich kann C mittels Gleichung (9.11) errechnet werden. Zwar führt diese Vereinfachung für Öffnungswinkel kleiner 20° zu einer zunehmenden Abweichung mit abnehmendem Öffnungswinkel, da das PM-Fließpressen jedoch dem Erzielen hoher Randdichten dient, ist davon auszugehen, dass in der Praxis Öffnungswinkel größer 20° Anwendung finden werden und die Vereinfachung somit zulässig ist.

$$C = 1,00165 \cdot 10^{-3} \cdot \alpha + 7,78980 \quad (9.11)$$

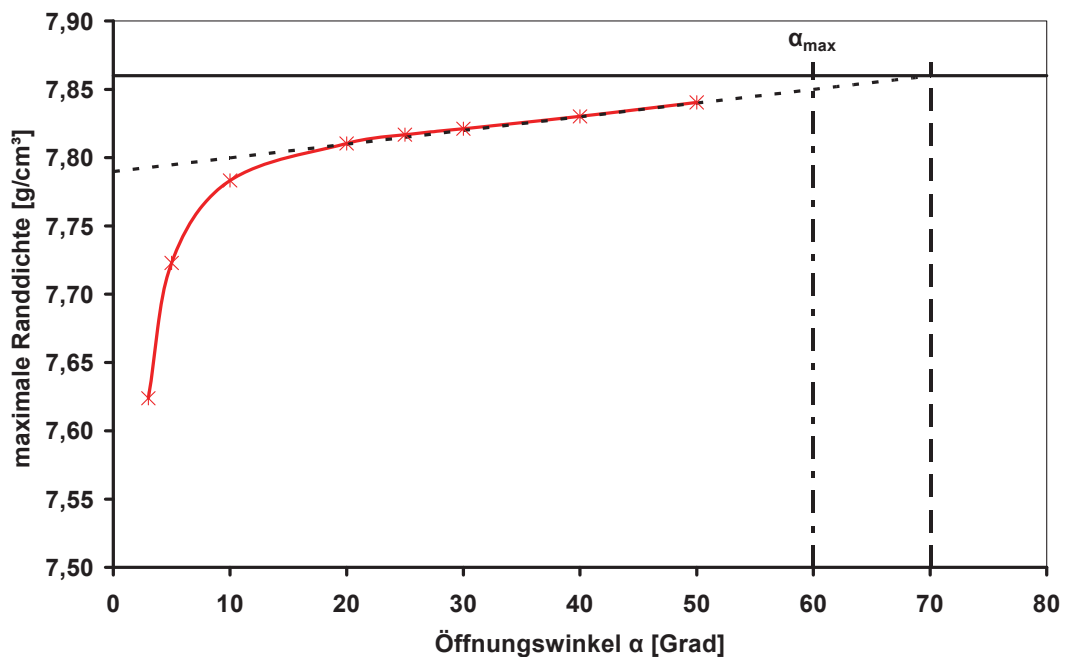


Abbildung 9.19: Maximale Randdichte als Funktion des Öffnungswinkels. Für Öffnungswinkel größer 20° wird die Änderung der Randdichte durch eine Gerade angenähert.

9.4.4 Parameterbestimmung – M , Zeit des maximalen Wachstums

Durch die Parameter M und T wird die Lage des Wendepunktes sowohl in der verallgemeinerten logistischen Funktion als auch in der daraus entwickelten Funktion zur Beschreibung von Dichteprofilen definiert. Der mit M bezeichnete Zeitpunkt des maximalen Wachstums entspricht im Dichteprofil dem Oberflächenabstand des Wendepunktes.

Um die Lage des Wendepunktes zu bestimmen, wird die zweite Ableitung des Dichteprofiles in Abbildung 9.20 grafisch durchgeführt. Dazu wird die Steigung der Tangenten für die aus der Simulation erhaltenen Punkte des Dichteprofiles bestimmt und anschließend mit dem dazugehörigen Dichteprofil in einem Diagramm mit zwei Ordinatenachsen aufgetragen. Als

Abszisse dient der Abstand zur Oberfläche, als erste Ordinate die Steigung der Tangente, als zweite die Dichte. Durch Ziehen einer Parallelen zu den Ordinaten durch den Extremwert des Verlaufes der Tangentensteigung wird der Wendepunkt des Dichteprofiles erhalten.

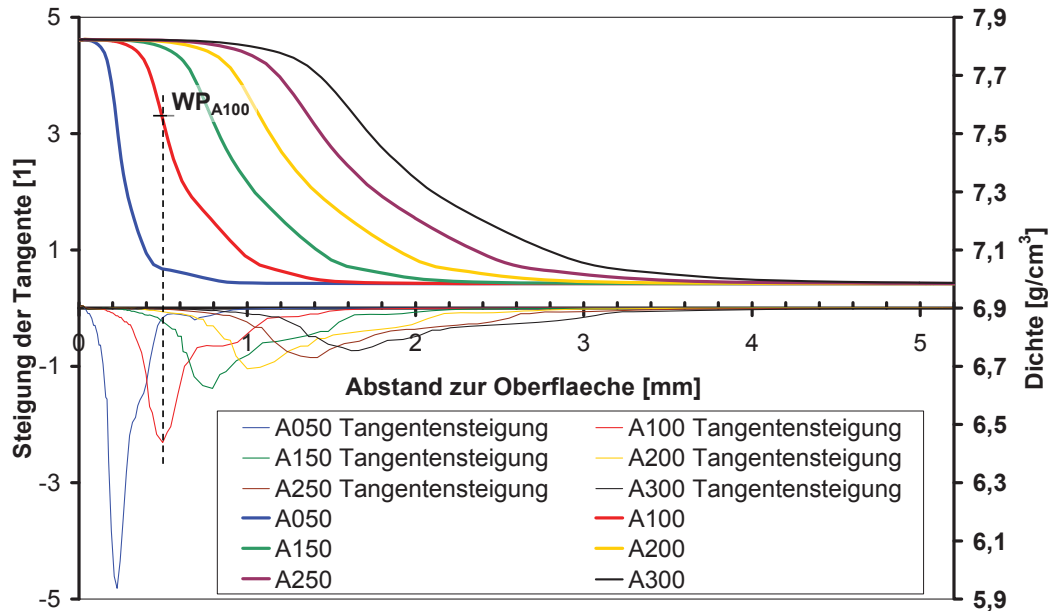


Abbildung 9.20: Bestimmen des Wendepunktes eines Dichteprofiles über die Tangentensteigung.

Da der M -Wert eines bekannten Profils als Abszissenwert des Wendepunktes definiert ist, folgt daraus, dass ein Ändern des M -wertes zu einem Verschieben des Dichteprofiles entlang der Abszisse führt. Somit kann die Variation von Aufmaßen in Form von Profilverchiebungen entlang der Abszisse durch passendes Ändern des M -wertes durchgeführt werden, wenn die in der Simulation gefundene Änderung des Dichtegradienten vernachlässigt wird. Aus Kapitel 9.2 ist bekannt, dass die Verschiebung von Punkten des Dichteprofiles der Gesetzmäßigkeit folgt, dass die Abszissenwerte des bekannten Punktes mit dem Verhältnis des neuen Aufmaßes zum Aufmaß des bekannten Profils multipliziert und die Ordinatenwerte beibehalten werden. Dementsprechend wird auch der Wendepunkt um das Verhältnis der Aufmaße verschoben, und der M -Wert einer im Aufmaß variierten Probe kann nach Gleichung (9.12) aus dem M -Wert eines bekannten Dichteprofiles berechnet werden.

$$M_1 = M_0 * \frac{A_0}{A_1} \quad (9.12)$$

A_0 ... Aufmaß des bekannten Profils

- M_0 ... Ordinatenwert des Wendepunktes des bekannten Profils
- A_1 ... Aufmaß des gesuchten Profils
- M_1 ... Ordinatenwert des Wendepunktes des gesuchten Profils

Für die Errechnung von Dichteprofilen für Werkzeuge mit verändertem Öffnungswinkel muss zusätzlich zur Aufmaßabhängigkeit eine mögliche Änderung der Lage des Wendepunktes in Abhängigkeit vom Öffnungswinkel berücksichtigt werden. Dazu werden die M -Werte aus den Dichteprofilen des Versuchsprogramms für die einzelnen Öffnungswinkel bestimmt und in einem Diagramm aufgetragen (Abbildung 9.21).

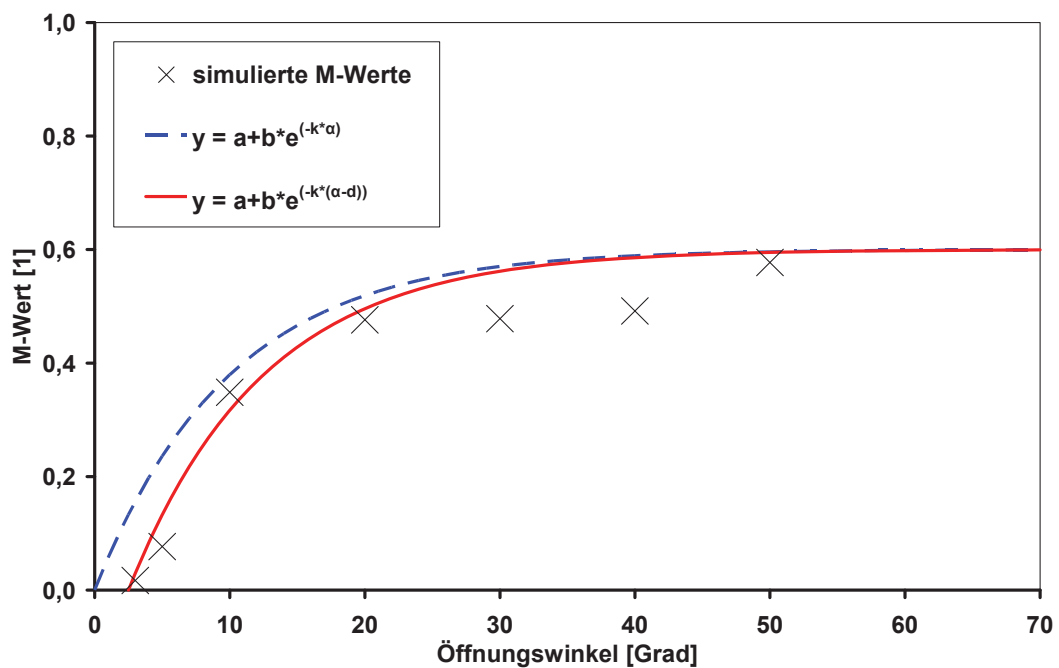


Abbildung 9.21: Simulierte M -Werte für unterschiedliche Öffnungswinkel bei gleichem Aufmaß und Näherungsfunktionen zur Beschreibung der Entwicklung der M -Werte.

Die Änderung der M -Werte über dem Öffnungswinkel wird durch eine Wachstumsfunktion ohne Wendepunkt, die einer oberen Begrenzung entgegenläuft, in der in Gleichung (9.13) dargestellten Form angenähert.

$$y = a + b * e^{(-k * x)} \tag{9.13}$$

Für $x = 0$ vereinfacht sich die Funktion zu Gleichung (9.14), mit der der Nullpunkt der Funktion berechnet werden kann.

$$y(0) = a + b \tag{9.14}$$

Das Verständnis, dass die potenzierte e-Funktion Werte von 1 für $x = 0$ bis 0 für $x = +\infty$ liefert, ermöglicht die Begrenzung der Ergebnismenge auf einen klar definierten Bereich, der sich von 0 bis b erstreckt. Durch Erhöhen des Parameters k nähert sich die potenzierte e-Funktion schneller der unteren Asymptote von 0. Wird nun nach Gleichung (9.15) a gleich dem negativen Parameter b gesetzt und für b eine negative Zahl verwendet, stellt a die obere Asymptote des Wachstums dar.

$$a = -b \quad (9.15)$$

Unter diesen Randbedingungen führt die zu Grunde gelegte Funktion mit $b = -0,6$ und $k = 0,1$ zu der in Abbildung 9.21 (blau) dargestellten Kurve. Diese spiegelt das prinzipielle Anwachsen der M -Werte gut wieder, ist jedoch parallel versetzt zu den simulierten M -Werten. Um den gefundenen Verlauf entlang der Abszisse zu verschieben, wird in Gleichung (9.16) ein weiterer Parameter d eingeführt.

$$y = a + b * e^{(-k*(x-d))} \quad (9.16)$$

Der Parameter d entspricht dem Schnittpunkt des Graphen auf der Abszisse. Für die Näherung der M -Werte durch den Graphen wird $d = 2,5$ gesetzt. Der so erhaltene Graph nähert sich den simulierten M -Werten gut an (rote Kurve in Abbildung 9.21). Allerdings beschreibt die gefundene Funktion den M -Wert in Abhängigkeit vom Öffnungswinkel nur für Proben mit einem Aufmaß von $100 \mu\text{m}$. Um die allgemeine Berechnung von M -Werten für unterschiedliche Aufmaße und Winkel zu ermöglichen, wird die zuvor für die Aufmaßvariationen gefundene Veränderung des M -wertes herangezogen. Diese beschreibt die Änderung des M -wertes im Verhältnis des gesuchten Aufmaßes (A_1) zum bekannten Aufmaß (A_0). Das bedeutet, dass aus einem für ein bekanntes Aufmaß gefundenen Verlauf M -Werte für andere Verläufe durch Multiplikation der für das bekannte Aufmaß gefundenen M -Werte mit dem Verhältnis der Aufmaße errechnet werden können. Somit muss die Funktion, die M -Werte für ein bekanntes Aufmaß beschreibt, mit A_1/A_0 multipliziert werden, was zu Gleichung (9.17) führt.

$$M = \frac{A_1}{A_0} * (a + b * e^{(-k*(x-d))}) \quad (9.17)$$

Mit der in Gleichung (9.15) getroffenen Randbedingung kann Gleichung (9.17) zu Gleichung (9.18) vereinfacht werden.

$$M = b * \frac{A_1}{A_0} * (e^{(-k(\alpha-d))} - 1) \quad (9.18)$$

Einsetzen der bekannten Parameter für den mit Aufmaß 100 µm erhaltenen Verlauf führt zu Gleichung (9.19), mit der der M -Wert als Funktion des Winkels und Aufmaßes errechnet werden kann.

$$M = 0,6 * \frac{A_1}{100} * (e^{(-0,1*(\alpha-2,5))} - 1) \quad (9.19)$$

9.4.5 Parameterbestimmung - T , Lage des maximalen Wachstums

Über den Parameter T kann die Lage des Wendepunktes bezüglich der Asymptoten in der verallgemeinerten logistischen Funktion beeinflusst werden. Für einen T -Wert von eins liegt der Wendepunkt genau auf halber Höhe zwischen den Asymptoten. Ein Erhöhen des T -Wertes führt zu einer Verschiebung des Wendepunktes in Richtung obere Asymptote, ein Verringern zu einer Verschiebung in Richtung der unteren Asymptote.

Da Aufmaßvariationen zu einem bekannten Dichteprofil in seiner Verschiebung in die Tiefenrichtung ohne Änderung der maximalen Randdichte führen, bleibt die Höhenlage des T -Wertes unverändert. Daraus folgt, dass der T -Wert in Aufmaßvariationen einen konstanten Parameter darstellt.

$$T_{WP1} = T_{WP0} = konst. \quad (9.20)$$

- T_{WP1} ... T -Wert des Wendepunktes des gesuchten Profils
- T_{WP2} ... T -Wert des Wendepunktes des bekannten Profils

Zur Überprüfung dieser Annahme und gegebenenfalls zur Bestimmung eines konstanten T -Wertes wird die Lage des T -Wertes anhand der in Kapitel 7.2 erhaltenen Dichteprofile für die Aufmaßvariationen bestimmt. Hierfür wird, wie in Abbildung 9.22 für das mit einem Öffnungswinkel von 30° und einem Aufmaß von 300 µm erhaltene Dichteprofil

veranschaulicht, die Dichtedifferenz zwischen Wendepunkt und unterer Asymptote sowie oberer und unterer Asymptote für jedes Dichteprofil bestimmt.

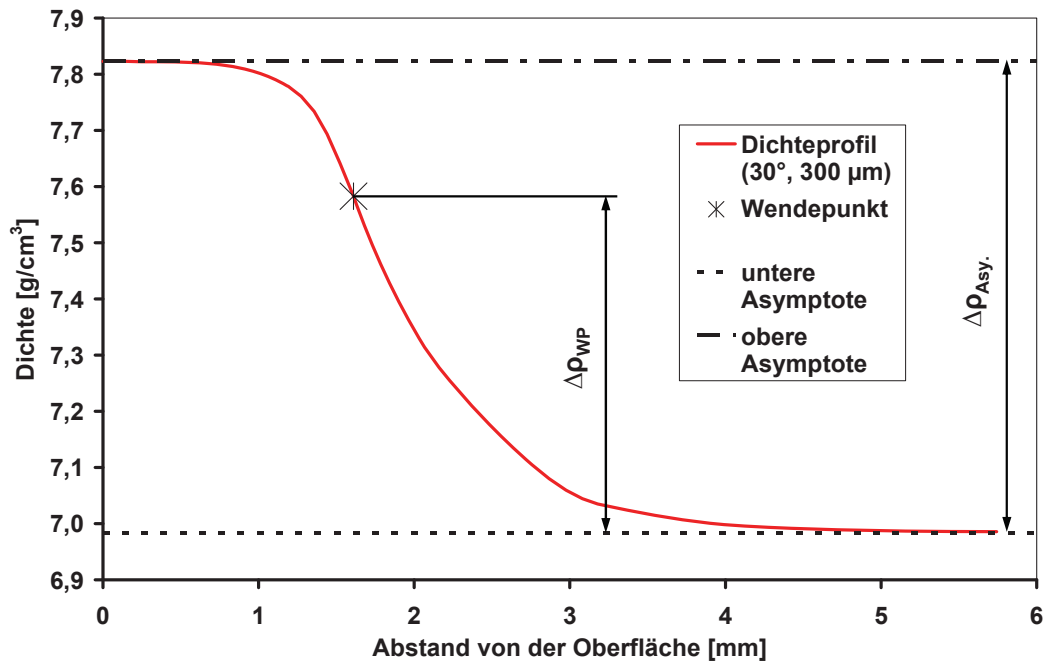


Abbildung 9.22: Für die Bestimmung der prozentuellen Lage des Wendepunktes herangezogene Bezugsgrößen.

Anschließend wird die Lage des Wendepunktes als prozentueller Abstand zur unteren Asymptote bezogen zur Differenz von oberer und unterer Asymptote mittels Gleichung (9.21) berechnet.

$$T_{\%} = \frac{\Delta\rho_{WP}}{\Delta\rho_{Asy.}} \quad (9.21)$$

- $T_{\%}$... prozentueller Abstand zwischen Wendepunkt und unterer Asymptote
 $\Delta\rho_{WP}$... Dichtedifferenz zwischen Wendepunkt und unterer Asymptote
 $\Delta\rho_{Asy.}$... Dichtedifferenz zwischen oberer und unterer Asymptote

Die so bestimmten Werte für die prozentuelle Lage sind in Tabelle 9-1 aufgelistet. Aufgrund der geringen Streuung wird der T -Wert für Aufmaßvariationen als konstanter Wert eingeführt. Der durch den Parameter T beschriebene Wendepunkt liegt auf 70 % der Höhe zwischen Anfangsdichte und maximaler Randdichte.

Tabelle 9-1: Prozentuelle Lage der Wendepunkte in den Dichteprofilen der Aufmaßvariationen.

Aufmaß [μm]	50,00	100,00	150,00	200,00	250,00	300,00
prozentuelle Lage [1]	0,69	0,73	0,73	0,74	0,69	0,71

Um den Einfluss des Öffnungswinkels auf den Parameter T zu bestimmen, werden mit der gleichen Methode die prozentuellen Lagen der Wendepunkte für die Simulationen konstanten Aufmaßes, aber veränderten Öffnungswinkels aus Kapitel 7.1.2 bestimmt.

Tabelle 9-2: Prozentuelle Lage der Wendepunkte in den Dichteprofilen der Variationen zum Öffnungswinkel.

Öffnungswinkel [Grad]	10	20	30	40	50
prozentuelle Lage [1]	0,73	0,70	0,73	0,71	0,64

Auch hier wird ein Maß von rund 70 % für die prozentuelle Lage des Wendepunktes gefunden und die Annahme eines konstanten T -Wertes für Aufmaßvariationen bekräftigt. Da keine relevante Änderung des Parameters T mit dem Aufmaß oder dem Winkel auftritt, wird diesem ein konstanter Wert zugewiesen. Für eine prozentuelle Lage von 70 % ist dem Parameter T ein Wert von 0,05 zuzuweisen. Damit wird eine gute Übereinstimmung der mittels mathematischer Funktion errechneten Wendepunkte mit jenen der Simulation erzielt.

9.4.6 Parameterbestimmung – B , Wachstumsrate

Der B -Wert wird für die simulierten Dichteprofile mittels Regressionsanalyse bestimmt. Dazu werden die bereits bekannten Parameter eines Dichteprofiles in die Funktion zur allgemeinen Beschreibung von Dichteprofilen eingesetzt und der simulierte Dichteverlauf durch Variation des B -Wertes angenähert. Um die Änderung des Parameters B mit dem Öffnungswinkel zu erfassen, werden die B -Werte für die Simulationen aus Kapitel 7.1.2, in dem Proben mit einem konstanten Aufmaß von 100 μm an Werkzeugen unterschiedlichen Öffnungswinkels verpresst werden, bestimmt. Für steigende Öffnungswinkel ist in Abbildung 9.23 ein Anwachsen des B -Wertes erkennbar.

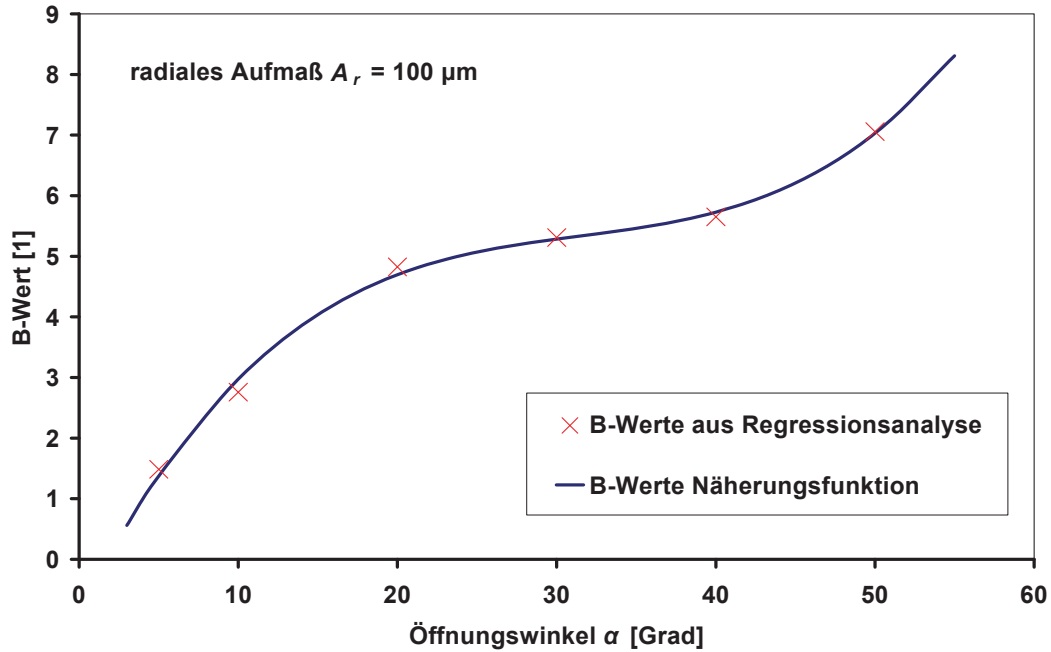


Abbildung 9.23: Änderung des Parameters B mit dem Öffnungswinkel für ein radiales Aufmaß von $100\ \mu\text{m}$. Das Anwachsen der Werte für B ist mit einer Polynomfunktion dritter Ordnung beschreibbar.

Die Änderung des B -Wertes mit dem Öffnungswinkel wird mit einer Polynomfunktion dritter Ordnung gemäß (9.22) beschrieben und eine gute Übereinstimmung mit den ursprünglichen Werten erzielt.

$$B_{A_r=100\mu\text{m}} = 1,6573 \cdot 10^{-4} \cdot \alpha^3 - 1,5625 \cdot 10^{-2} \cdot \alpha^2 + 5,2511 \cdot 10^{-1} \cdot \alpha - 8,8064 \cdot 10^{-1} \quad (9.22)$$

Die Bedeutung des Aufmaßes für den Parameter B wird anhand der Simulationen mit unterschiedlichem Aufmaß für einen Öffnungswinkel von 30° (Kapitel 7.2) abgeleitet. Die in der Regressionsanalyse ermittelten B -Werte sind in Abbildung 9.24 aufgetragen. Da die Änderung der B -Werte mit dem Öffnungswinkel für ein Aufmaß von $100\ \mu\text{m}$ aus Gleichung (9.22) bekannt ist, wird eine Funktion entwickelt, mit der die Änderung der B -Werte mit dem Aufmaß zur Basis des Wertes, der für ein Aufmaß von $100\ \mu\text{m}$ erhalten wird, beschrieben wird. Für die B -Werte wird eine proportionale Änderung mit dem Aufmaß festgestellt, die mit Gleichung (9.23) beschrieben wird und zu guter Übereinstimmung mit den Werten aus der Simulation führt (Abbildung 9.24)

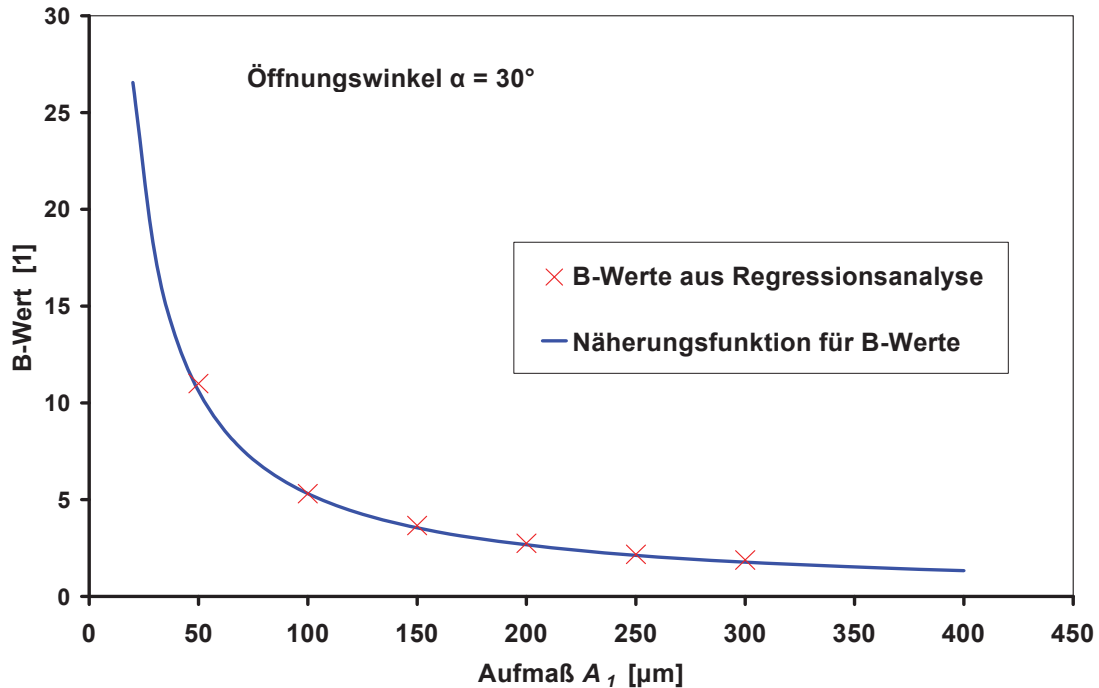


Abbildung 9.24: Änderung des Parameters B mit dem Aufmaß für einen Öffnungswinkel von 30° . Die Werte von B nehmen proportional im Verhältnis der Aufmaße ab.

$$B_{\alpha=30^\circ} = B_{A_r=100\mu\text{m}} * \frac{100}{A_1} \quad (9.23)$$

Das Zusammenführen der Gleichungen (9.22) und (9.23) durch Multiplikation führt zu Gleichung (9.24), die den Parameter B als Funktion des Öffnungswinkels und des Aufmaßes beschreibt.

$$B = \frac{(1,6573 * 10^{-4} * \alpha^3 - 1,5625 * 10^{-2} * \alpha^2 + 5,2511 * 10^{-1} * \alpha - 8,8064 * 10^{-1}) * 100}{A_1} \quad (9.24)$$

9.4.7 Vergleich simulierter und mittels Näherungsformel berechneter Dichtepprofile

In den Kapiteln 9.4.2 bis 9.4.6 werden die Parameter für die in Kapitel 9.4.1 erklärte Grundfunktion zur Beschreibung von Dichteprofilen als Funktionen des Aufmaßes und des Öffnungswinkels entwickelt. Um die Güte der Näherungsformel zu bestimmen, werden damit Dichtepprofile für unterschiedliche Aufmaße (A) und Öffnungswinkel (α) errechnet und in Abbildung 9.25 den simulierten Dichteprofilen gegenübergestellt. Um die Übertragbarkeit der Näherungsformel auf andere Bauteilgeometrien zu überprüfen, wird eine ergänzende

Simulation für einen kleineren Probendurchmesser von $d_{end} = 30$ mm mit einem Aufmaß von $175 \mu\text{m}$ und einem Öffnungswinkel von 35° durchgeführt.

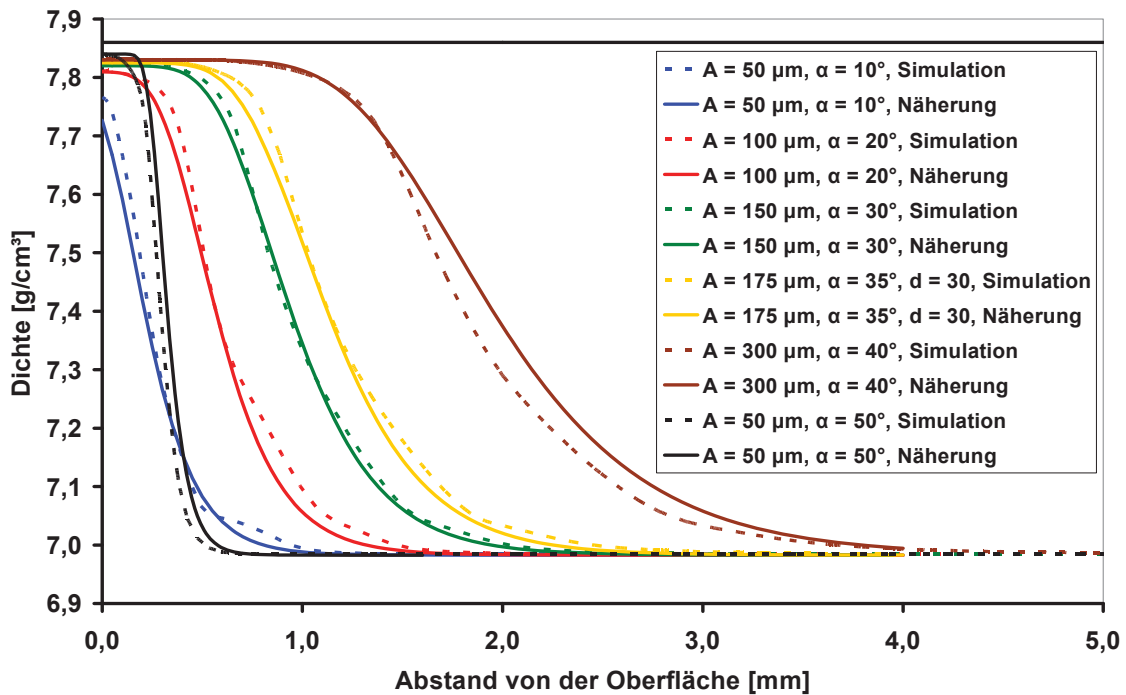


Abbildung 9.25: Vergleich simulierter und mittels Näherungsformel ermittelter Dichteprofile.

Für Öffnungswinkel zwischen 20° und 50° wird eine gute Übereinstimmung erzielt.

Die mit der Näherungsformel errechneten Verläufe stimmen mit Ausnahme des Verlaufs für ein Aufmaß von $50 \mu\text{m}$ und einen Öffnungswinkel von 10° mit den simulierten Verläufen hinsichtlich maximaler Randdichte gut überein. Die Abweichung für einen Öffnungswinkel von 10° resultiert aus der getroffenen Linearisierung des Parameters C (Kapitel 9.4.3.). Aufgrund der erzielten guten Übereinstimmung des simulierten und errechneten Dichteprofiles für die Probe mit reduziertem Durchmesser sowie des allgemeinen Ansatzes der Näherungsfunktion wird von der Übertragbarkeit der gefundenen Näherungsformel auf andere Geometrien im Fließpressprozess geschlossen.

9.5 Erklärung des Kraftminimums

In der in Kapitel 7.1.3 durchgeführten Parameterstudie wird ein Minimum an Stempelkraft für ein Radienwerkzeug mit $R = 5$ mm gefunden. Aus der in Kapitel 7.1.4 erkannten Möglichkeit, Radienwerkzeuge durch Konuswerkzeuge zu substituieren, folgt, dass auch für Konuswerkzeuge ein Stempelkraftminimum im Bereich eines Öffnungswinkels von 10° existieren muss. Zur Kontrolle dieser Schlussfolgerungen werden weitere Simulationen mit Konuswerkzeugen mit 5 und 3° Öffnungswinkel durchgeführt, sowie eine mit einem Radienwerkzeug mit $R = 26,28$ mm, das einen Einlauftangentenwinkel von 5° aufweist. Die

für diese Werkzeuge gefundenen Stempelkräfte werden ergänzend zu den bereits bekannten in Abbildung 9.26 aufgetragen.

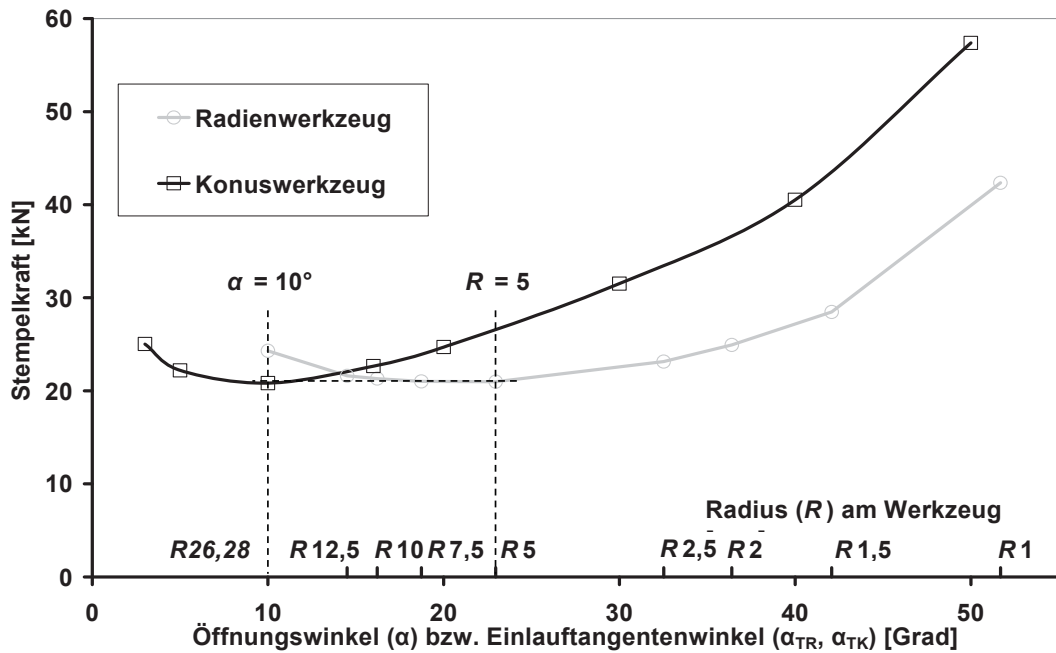


Abbildung 9.26: Ermittelte Stempelkräfte für Konus- und Radienwerkzeuge in Abhängigkeit vom Einlaufftangential- bzw. Öffnungswinkel. Das Minimum an Stempelkraft wird auch für Konuswerkzeuge gefunden und bestätigt die Möglichkeit des Geometriaustauschs.

Tatsächlich wird auch für die Konuswerkzeuge ein Kraftminimum gefunden. Dieses tritt erwartungsgemäß für einen Öffnungswinkel von 10° auf und bestätigt somit die Möglichkeit des Geometriaustauschs sowie der teilweisen Übertragbarkeit von Erkenntnissen einer Geometrieform auf die andere. Die Simulation mit dem Radienwerkzeug mit $R = 26,28$ zeigt ein Fortsetzen des Trends zu höheren Stempelkräften für Werkzeuge mit Radien $R > 10$ mm. Um das Minimum der Stempelkraft zu erklären, wird die Kontaktzone zwischen Probe und konusförmigem Werkzeug mit einem Kegelsitz verglichen. Für diesen tritt Gleichung (9.25) folgend Selbsthemmung auf, wenn der halbe Öffnungswinkel (α) kleiner ist als der Reibwinkel (ρ).

$$\frac{\alpha}{2} \leq \rho = \arctan(\mu) \text{ [Grad]} \quad (9.25)$$

Selbsthemmung bedeutet für eine Welle-Nabe Verbindung, dass die beiden Komponenten nach dem Verspannen durch axiale Kraffteinwirkung miteinander verbunden bleiben und nur durch eine zusätzliche axiale Kraft entgegen der Verspannungsrichtung gelöst werden

können, da die axiale Rückstellkraft geringer ist als die auftretende Reibkraft. Im Fließpressprozess spielt dieser Effekt eine wesentliche Rolle für den Materialfluss entlang der Matrize in Richtung Matrizenöffnung. Dieser führt zu der in 9.3.2 beschriebenen, mit dem Öffnungswinkel anwachsenden Materialanstauung im oberen Werkzeugbereich.

Sobald der halbe Öffnungswinkel den Reibwinkel unterschreitet, hindern die auftretenden Reibungskräfte am Werkzeug den Werkstofffluss entlang der Konusfläche in Richtung Matrizenöffnung und somit entgegen der Bewegungsrichtung, die hier der Verspannungsrichtung entspricht, zu fließen. Nimmt der Öffnungswinkel weiter ab, wächst die Kontaktfläche weiter an, was zu einem Anstieg der Stempelkraft führt. Wenn der halbe Öffnungswinkel den Reibwinkel überschreitet, wird es dem Werkstoff möglich, entgegen der Reibkräfte in Richtung Matrizenöffnung zu fließen, wodurch die Kontaktfläche ansteigt. Zudem wächst die axiale Kraftkomponente der Kontaktkräfte. Dies führt zu einem Anstieg an Presskraft.

Aus diesen Überlegungen folgt, dass die geringste Stempelkraft für einen Öffnungswinkel gefunden wird, der aufgrund der Rotationssymmetrie dem doppelten Reibwinkel entspricht. In der durchgeführten Simulationsstudie wird der Reibwert mit $\mu = 0,085$ festgelegt. Dies entspricht einem Reibwinkel von $4,86$ bzw. einem Öffnungswinkel von $9,72^\circ$.

Dieser für das Konuswerkzeug erklärte Effekt ist auch auf das Radienwerkzeug umlegbar, allerdings müssen die entsprechenden Überlegungen auf den Einlauftangentenwinkel des Auftreffpunktes der Probe am Radius bezogen werden. Sobald dieser den Reibwinkel unterschreitet, tritt kein Materialfluss in Richtung Matrizenöffnung auf. Wird der Reibwinkel überschritten, beginnt der Materialfluss in Richtung Matrizenöffnung. Da aber das radial fließende Material bedingt durch die Krümmung des Profils mit fortschreitendem Fluss zur Matrizenöffnung einen immer größeren Einlauftangentenwinkel vorfindet, wird der radiale Werkstofffluss begünstigt. Dadurch wächst er für Radienwerkzeuge deutlich schneller an als für Konuswerkzeuge, für die der Einlauftangentenwinkel über das gesamte Profil konstant ist. Das daraus resultierende stärkere Anwachsen der Kontaktfläche sowie der axialen Kraftkomponente für Radienwerkzeuge führt zu einem rascheren Anstieg an benötigter Stempelkraft im Vergleich mit den Konuswerkzeugen.

10. PM-Fließpressen – Validieren der Parameterstudien

Um die in den Kapiteln 7 und 8 erkannten Wirkungen der geometrischen Einflussgrößen zu überprüfen, werden gemäß diesen vorteilhafte Werkzeuggeometrien erstellt. Die so erhaltenen Werkzeuge werden zum einen in Simulationen implementiert, zum anderen gefertigt und in praktischen Versuchen eingesetzt. Mittels Simulation werden die zu erwartende Dichteverteilung des Bauteils und die für das Verpressen benötigte Kraft abgeschätzt und anschließend den im Realversuch gefundenen Ergebnissen gegenübergestellt und daraus auf die Gültigkeit der Erkenntnisse aus den Simulationsstudien geschlossen.

10.1 Erstellen von vorteilhaften Werkzeugkonturen

Die Überprüfung der Erkenntnisse aus den Parameterstudien erfolgt anhand zweier Werkzeuge. Beiden liegt die Zielsetzung des Erreichens maximaler Randdichte zu Grunde, jedoch sollen sich die Werkzeuge in der Ausbildung des Stufenzwischenraumes unterscheiden. Hierfür wird das erste Werkzeug im Stufenzwischenraum zylindrisch, also ohne Freistellung, ausgeführt und im zweiten Werkzeug Freistellungen mit einer maximalen radialen Ausdehnung von 2 mm vorgesehen. Durch die Wahl der großen Freistellungen soll dem Bauteil zusätzlich zum elastischen Aufweiten die Möglichkeit des Ausbildens radialer Werkstoffflüsse gewährt und somit die Sensibilität von Werkzeugen mit Freistellungen hinsichtlich radialem Materialflusses erfasst werden.

Gemäß dem bisherigen Erkenntnisstand wird die Probe in einem mehrstufigen Prozess mit Rückpressschritt verpresst. In diesem soll das umgeformte Aufmaß von der ersten zur letzten Stufe hin abnehmen und der Öffnungswinkel über die Stufen ansteigen. Dem Hinhub soll ein Rückhub folgen.

10.1.1 Randbedingungen für die Werkzeuggestaltung

Die Gestaltung der Umformstufen hat für beide Werkzeuge ident zu erfolgen. Daher weisen beide Werkzeuge die gleiche Stufenanzahl, das gleiche umgeformte Aufmaß pro Stufe, die gleichen Übergangsradien und die gleichen Öffnungswinkel in den Stufen auf. Mit den Werkzeugen soll ein radiales Aufmaß von 180 μm eingeformt werden. Der Enddurchmesser der Proben ist wie für die vorherigen Simulationsstudien mit 39,76 mm festgelegt, woraus ein Probenanfängsdurchmesser von 40,16 mm resultiert. Um die Vergleichbarkeit mit den übrigen Simulationen zur mehrstufigen Umformung zu gewährleisten, werden die Probenhöhe von 35 mm sowie das elastische Materialverhalten der Hartmetallmatrize beibehalten.

Wenn die in der Herstellung von Werkzeugen stets auftretenden Übergangsradien berücksichtigt werden, kann das in einer Stufe umgeformte Aufmaß nicht beliebig klein werden, da ansonsten der konische Abschnitt der Stufe verloren geht und nur die Übergangsradien verschnitten werden. Um der Forderung einer mehrstufigen Prozessführung zu entsprechen und gleichzeitig genug radiales umgeformtes Aufmaß in den Stufen zu belassen, um einen konusförmigen Abschnitt zu gewährleisten, wird eine vierstufige Prozessführung (im Hinhub) gewählt. Da Umformstufen umso sensibler auf Übergangsradien reagieren, je größer der Öffnungswinkel und je kleiner das umgeformte Aufmaß ist, wird empfohlen, die Umformstufen von der letzten hin zur ersten Stufe zu dimensionieren.

10.1.2 Kenngrößen der Werkzeuge

Aus fertigungstechnischen Gründen wird das kleinste zulässige umzuformende Aufmaß für die letzte Stufe mit 40 µm festgelegt. Um für dieses trotz Übergangsradien eine konische Fläche zu erhalten, wird in der vierten Stufe ein Konus mit einem Öffnungswinkel von 45° gewählt. Die verbleibenden 140 µm Aufmaß werden zu 40 µm auf die dritte, zu 50 µm auf die zweite und mit 50 µm auf die erste Stufe verteilt. Andere Verteilungen mit ganzzahligen Aufmaßgaben in 1/100 Millimeter, in denen die letzte Stufe 40 µm erhält und dennoch das Aufmaß tendenziell von der ersten zur letzten Stufe abnimmt, sind für ein Aufmaß von 180 µm nicht möglich. Um der Forderung ansteigender Öffnungswinkel mit ansteigender Stufenzahl zu genügen, nimmt von der vierten Stufe ausgehend der Öffnungswinkel jeder vorgelagerte Stufe um jeweils 5° ab, so dass die dritte Stufe einen Öffnungswinkel von 40°, die zweite von 35° und die erste von 30° aufweisen. Um das Rückpressen zu ermöglichen, werden beide Werkzeuge an ihrer Unterseite mit einem Konus mit einem Rückholwinkel von 20° ausgeführt. Dieser Winkel lässt gemäß den bisherigen Erkenntnissen keine prozesskritischen Materialflüsse erwarten und sollte zu nahezu gleichen Ergebnissen im Dichteprofil wie ein Rückholwinkel von 30° führen. Im Gegensatz zu diesem ist er jedoch weiter vom erwartenden maximal möglichen Rückholwinkel entfernt. Damit ist eine größere Wahrscheinlichkeit des erfolgreichen Verpressens gegeben, auch wenn der tatsächliche maximale Rückholwinkel im Bereich einiger Grade kleiner sein sollte als der in der Simulation ermittelte. Die Charakteristika der einzelnen Umformstufen sind in Tabelle 10-1 zusammengefasst.

Tabelle 10-1: Kenngrößen der Umformstufen des als vorteilhaft erachteten Werkzeuges um maximale Randdicke zu erzielen.

Umformstufe	Öffnungswinkel α [Grad]	Umgeformtes Aufmaß [μm]
1. Stufe	30	50
2. Stufe	35	50
3. Stufe	40	40
4. Stufe	45	40
Rückpressen	20	-

Für die Werkzeugvariante mit Freistellungen wurde das Freistellmaß so groß gewählt, dass für einen span- bzw. flitterfreien Prozess keine Begrenzung des radialen Materialflusses in den Freistellungen zu erwarten ist. Die Freistellung beträgt jeweils 2 mm nach einem zylindrischen Abschnitt. Für beide Varianten beträgt der Abstand zwischen zwei Stufen 10 mm. Die so entwickelten Werkzeuge sind in Abbildung 10.1 mit Hilfslinien, die für die Vernetzung der Werkzeuge genützt werden, dargestellt. Die gruppenweise angelegten horizontalen Hilfslinien entlang des Innenprofils des Werkzeuges ohne Freistellungen kennzeichnen dessen Umformstufen, die aufgrund der geringen Durchmesserreduktion in den Stufen kaum zu erkennen sind.

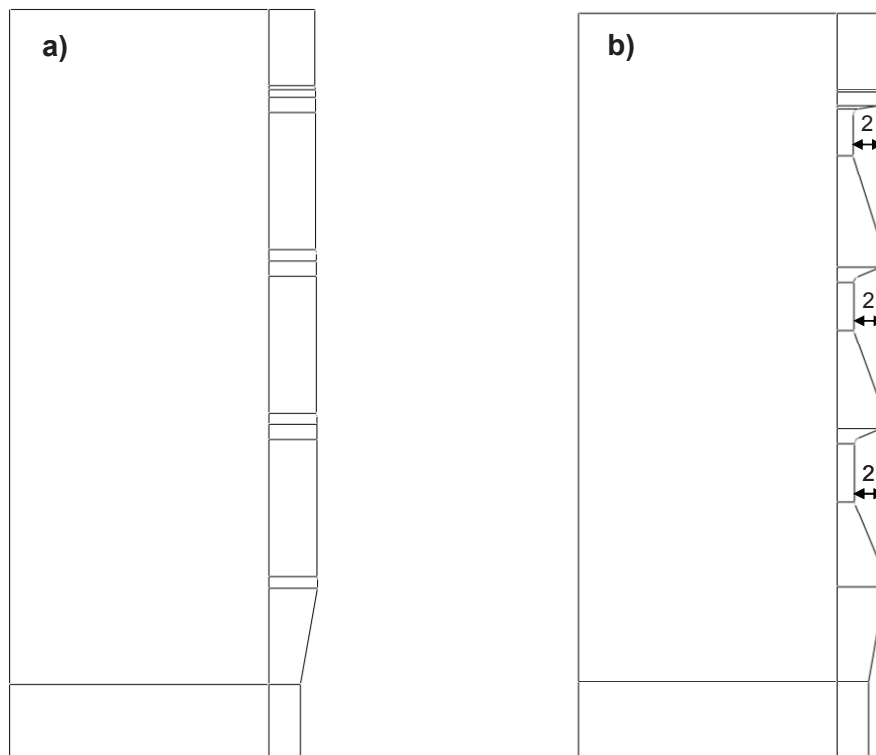


Abbildung 10.1: 4-stufige Geometrie ohne (a) und mit Freistellungen (b).

Da die nach den Gestaltungsrichtlinien entwickelten Werkzeuge auch für die Untersuchung des Einflusses des Rückhubs verwendet werden sollen, wird der Rückholwinkel in den Simulationen in 10° Schritten gesteigert, bis ein kritischer radialer Materialfluss auftritt.

10.2 Simulationsergebnisse für die erstellten Werkzeuggeometrien

Für das Werkzeug ohne Freistellungen werden in der Simulation keine Hinweise auf Span- bzw. Flitterbildung im Realprozess gefunden, und die Simulation ist sowohl für den Hin- als auch für den Rückhub durchführbar. Die Simulation zur Werkzeuggeometrie mit Freistellungen bricht beim Verpressen der Probe an der vierten Stufe ab. Grund hierfür sind die in Abbildung 10.2 gezeigten, starken Netzverzerrungen, die vom starken radialen Materialfluss verursacht werden. Die Form des Materialflusses und die Netzverzerrungen lassen auf Spanbildung im Realprozess schließen. Die Netzverzerrung an einem Öffnungswinkel, der im einstufigen Prozess problemfreies Verpressen ermöglicht, legt ein Anwachsen der Sensibilität auf Spanbildung mit zunehmender Verdichtung der Probe nahe. Somit ist ein Abnehmen des maximal möglichen Öffnungswinkels mit zunehmender Verdichtung bzw. für spätere Umformstufen anzunehmen.

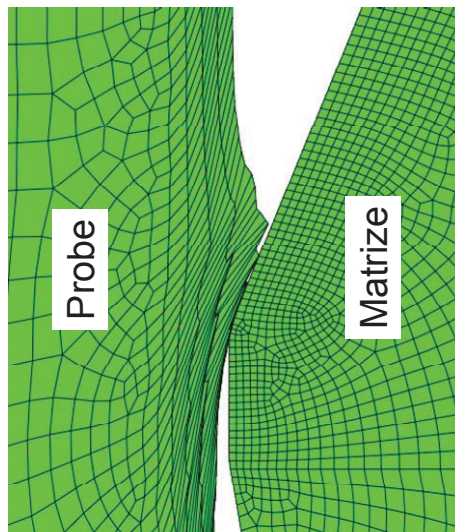


Abbildung 10.2: Netzverzerrung der Probe in der vierten Umformstufe bei Simulationsabbruch. In der realen Anwendung ist eine Flitter- bzw. Spanbildung zu erwarten.

Für den Vergleich der beiden Werkzeugvarianten wird in der Simulation des Werkzeuges mit Freistellungen der Kontakt zur vierten Umformstufe entfernt, um ein Verpressen durch die ersten drei Stufen zu ermöglichen. Somit kann der Unterschied im Prozessverhalten der Werkzeuge anhand der ersten drei Umformstufen, in denen $140\ \mu\text{m}$ radiales Aufmaß eingeformt werden, eruiert werden.

10.2.1 Mit den Werkzeugvorschlägen gewonnene Dichtepprofile

In Abbildung 10.3 wird im Hinhub nach dem Verpressen über drei Umformstufen für die Probe, die am Werkzeug mit Freistellungen verpresst wird, ein Dichteanstieg über eine größere Tiefe gefunden als für die Probe, die am Werkzeug ohne Freistellungen verpresst wird. Selbst nach dem Verpressen an allen vier Stufen und durchgeführtem Rückhub erreicht die am Werkzeug ohne Freistellungen verpresste Probe nicht die Schichtdicke, wie sie für die am Werkzeug mit Freistellungen nur über die ersten drei Stufen verpresste Probe gefunden wird. Da die übrigen Werkzeugparameter ident sind, ist die tiefer wirkende Verdichtung auf Vorgänge in den Freistellungen zurückzuführen. Ob diese Ergebnisse auch für den realen Prozess zu erwarten sind bzw. in diesem erzielt werden können, wird durch eine genauere Systembetrachtung in Kapitel 10.2.2 abgeklärt.

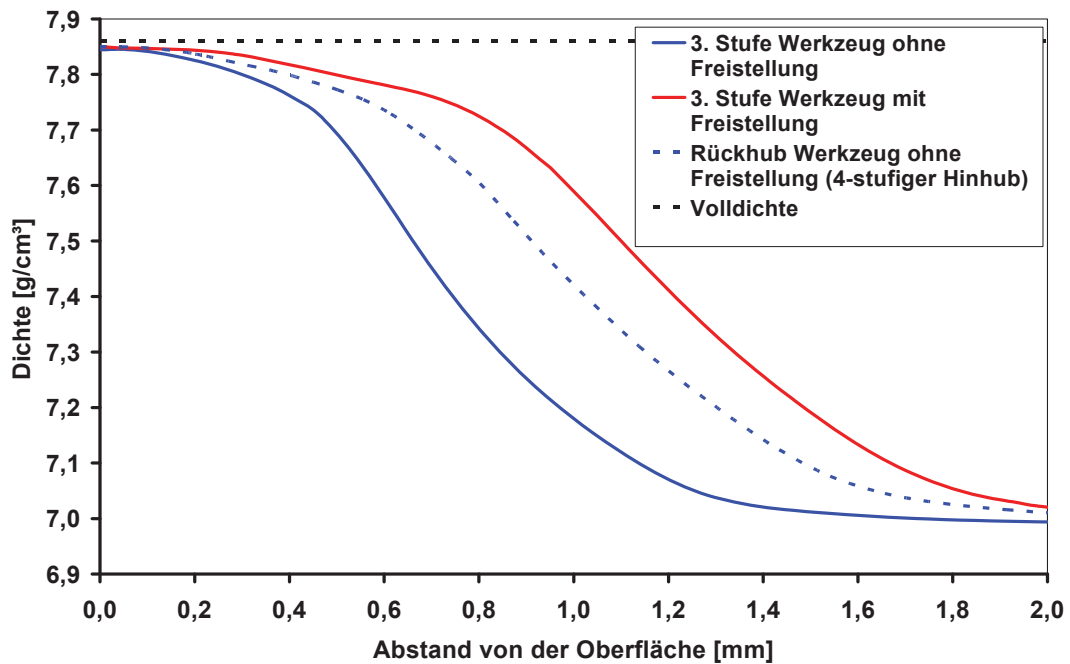


Abbildung 10.3: Dichteverläufe nach dem Durchlaufen der dritten Stufe von Proben, die am Werkzeug mit und am Werkzeug ohne Freistellungen verpresst werden. Die Freistellungen bewirken einen Dichteanstieg über größere Schichtdicken.

10.2.2 Wirkung der Freistellungen

Die Simulation des Werkzeuges mit Freistellungen zeigt, dass auch in den Freistellungen der ersten drei Stufen Materialfluss radial nach außen auftritt. Im Gegensatz zu jenem der vierten Stufe wird aber nach dem Verpressen einer bestimmten Probenlänge ein Fließgleichgewicht erreicht, und der radiale Materialfluss erlangt nicht das Ausmaß, das für eine Spanbildung notwendig ist. Allerdings ist mit Flitterbildung zu rechnen. Für diese gibt es

mehrere Anzeichen in der Simulation. Ein Kennzeichen hierfür sind die starken Netzverzerrungen in axialer Richtung in Abbildung 10.4a, die für die Variante ohne Freistellungen nicht gefunden werden (Abbildung 10.4b).

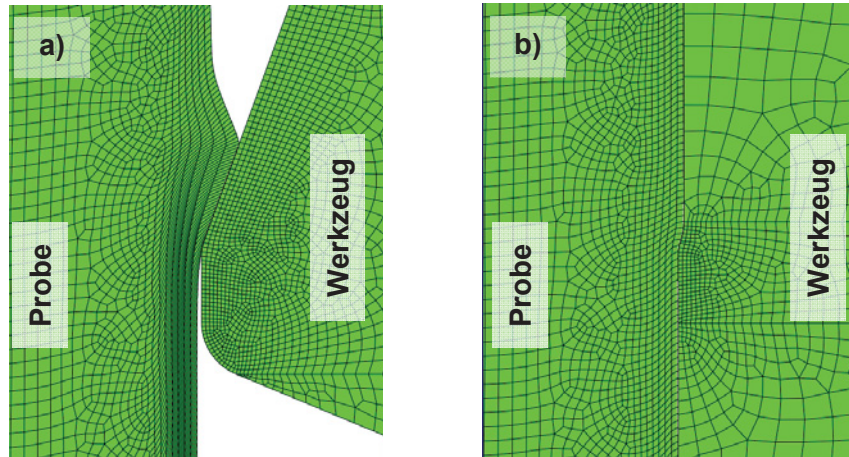


Abbildung 10.4 Hoher radialer Materialfluss, der zu starker axialer Netzverzerrung am Werkzeug mit Freistellung führt (a) und geringe Netzverzerrung am Werkzeug ohne Freistellung (b) beim Verpressen an der dritten Umformstufe.

Ein weiterer Hinweis sind die hohen Umformgrade, die für die Variante mit Freistellungen am Probenrand in Abbildung 10.5a gefunden werden und Werte über $\varphi = 4$ erreichen. Basierend auf den in [Hat06a und Pla07] durchgeführten Versuchen ist davon auszugehen, dass der reale Werkstoff eine Umformung in solch hohem Ausmaß nicht ertragen wird. Für die wesentlich kleineren Umformgrade, die vom Werkzeug ohne Freistellungen herbeigeführt werden (Abbildung 10.5b), ist mit keiner Werkstoffablösung zu rechnen, insbesondere deshalb, weil der Vergleich der Hauptnormalspannungen in Abbildung 10.6 zeigt, dass der Spannungszustand der am Werkzeug ohne Freistellungen verpressten Probe durchgehend (mit Ausnahme der Stirnflächen) im Druckbereich liegt (Abbildung 10.6b). Im Gegensatz dazu werden für die am Werkzeug mit Freistellungen verpresste Probe in der Umformzone Hauptspannungen im Zugbereich gefunden (Abbildung 10.6a).

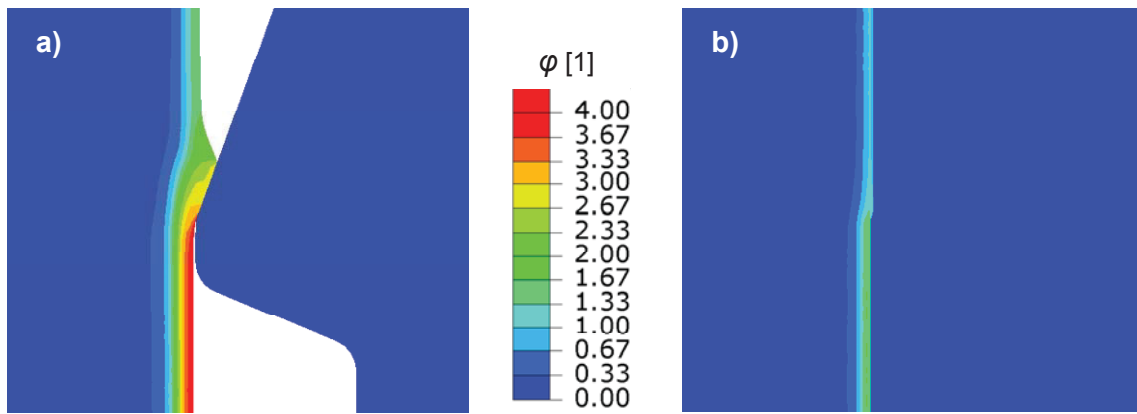


Abbildung 10.5: Umformgrad am Probenrand für das Werkzeug mit (a) und an jenem ohne (b) Freistellung beim Verpressen in der dritten Umformstufe.

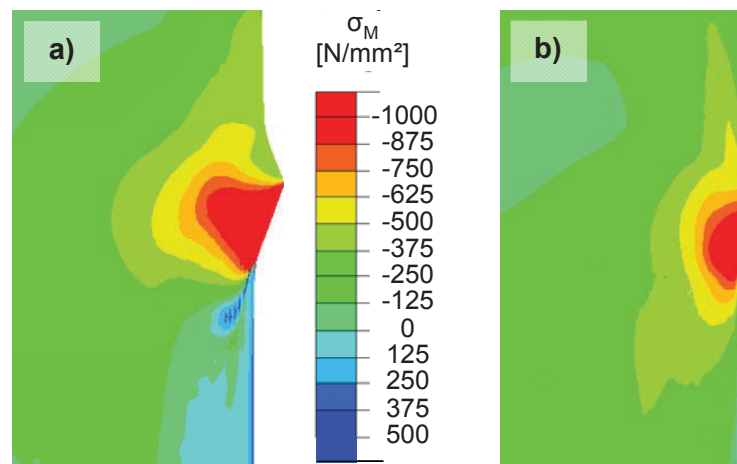


Abbildung 10.6: Mittelspannung am Probenrand beim Verpressen an der dritten Stufe für das Werkzeug ohne (a) und an jenem mit (b) Freistellung.

10.2.3 Wahl eines Werkzeugkonzeptes für die praktischen Versuche

Aufgrund der Beobachtungen in der Simulation erscheint das flitterfreie Verpressen einer Probe am Werkzeug mit Freistellungen über die ersten drei Stufen als unwahrscheinlich. Somit kann für die zu Grunde gelegten Werkzeugkenngrößen, auch wenn auf die vierte Stufe verzichtet wird, nicht vom Effekt der tiefer wirkenden Verdichtung profitiert werden. Jedoch existieren Möglichkeiten, um die Flitter- bzw. Spanbildung zu beeinflussen und somit zu reduzieren. Da die Ursache der Flitterbildung im radialen Materialfluss zu suchen ist, muss dieser durch die Gestaltung der Freistellungen reduziert werden.

Eine Möglichkeit hierfür ist das Begrenzen des radialen Materialflusses durch kleinere Freistellmaße. Diese müssen so eng gewählt werden, dass der radiale Materialfluss durch Kontakt mit dem Werkzeug unterbunden wird, bevor das für Flitter- bzw. Spanbildung

kritische Maß erreicht wird. Da das Maß solcher Freistellungen im Bereich einiger 1/100 Millimeter liegen wird, ist fraglich, inwieweit diese Freistellungen aufgrund von Übergangsradien überhaupt realisierbar sind. Zudem ist eine Sensibilität des Systems auf Aufmaßschwankungen der Vorformen zu erwarten, die bei zu großen Abweichungen zu einem nicht akzeptablen Ergebnis führen können.

Eine weitere Möglichkeit stellt die Verwendung kleinerer Öffnungswinkel dar. Werden diese so gewählt, dass der radiale Materialfluss gering ausfällt und stets ein Fließgleichgewicht erreicht wird, können die Freistellungen beliebig groß ausgeführt werden. Da die Empfindlichkeit der Probe hin zu radialem Materialfluss mit zunehmender Verdichtung steigt, müssen insbesondere die Öffnungswinkel der letzten Stufen entsprechend klein gehalten werden. Gerade diese sind aber für eine hohe Randdichte ausschlaggebend, weshalb dieser Weg für die Erzeugung von Bauteilen mit hoher Randdichte als nicht zielführend erscheint.

Aufgrund des problematischen radialen Werkstoffflusses an Werkzeugen mit Freistellungen wird eine Empfehlung für Werkzeuge ohne Freistellungen ausgesprochen. Mit diesen durchgeführten Fließpressoperationen werden vorteilhaft hinsichtlich Prozessstabilität und Reproduzierbarkeit eingestuft. Weiters ist diese Werkzeugform als einteiliges Werkzeug durch den Entfall von Hinterschneidungen einfacher und preiswerter zu realisieren.

10.3 Überprüfen der erstellten Werkzeugkontur im Realversuch

Die Validierung der Konstruktionsrichtlinien durch praktische Versuche und Vergleich der Ergebnisse von praktischem Versuch und Simulation sind Gegenstand der vom Autor dieser Dissertation betreuten Projektarbeit von C. Planitzer [Pla11a].

10.3.1 Aufgabe der praktischen Versuche

Die praktischen Versuche sollen Daten für die Validierung des Simulationsmodells bereitstellen. Dazu ist es notwendig, die Kraft-Weg-Verläufe im Hin- wie Rückhub von Proben aufzuzeichnen und das in den Proben erzielte Dichteprofil zu bestimmen. Der Einfluss des Rückpressens, in dem die Verformungsrichtung eine Umkehr erfährt, ist von besonderem Interesse, da nicht bekannt ist, ob mit der rein isotropen Formulierung des Verfestigungsverhaltens des Werkstoffes in der Simulation ein bedeutsamer Fehler in der Beschreibung des Rückhubes begangen wird. Hierzu soll zum einen der Einfluss des Rückpressens erfasst und zum anderen der maximal mögliche Rückholwinkel bestimmt oder zumindest eingegrenzt werden.

10.3.2 Versuchskonzept

Um die Gestaltungsrichtlinien auf ihre Gültigkeit für den Hinhub zu überprüfen und Proben gleicher Eigenschaften für den Rückhub bereitzustellen, werden alle Proben des Versuchsprogramms gemäß Abbildung 10.7 mit dem gleichen Werkzeug in einem Hinhub verpresst. Das Werkzeug entspricht dem in Kapitel 10.1.2 anhand der Gestaltungsrichtlinien erstellten Werkzeugkonzept ohne Freistellungen.

Durch Entnahme von Proben, die nur einen Hinhub erfahren, und deren Untersuchung hinsichtlich Abmessungen und Dichteverlauf an der Probenoberfläche werden die Konstruktionsrichtlinien für den Hinhub überprüft. Die anhand dieser Proben (Referenzproben) gewonnenen Ergebnisse dienen als Bezugsgrößen für die Untersuchungen zum Wirken eines zweiten Pressens bzw. eines Rückhubs.

Um zu untersuchen, ob die Richtung eines zweiten Pressens einen Einfluss auf die Probeneigenschaften Dichte und Maßhaltigkeit sowie die Prozessgröße Kraftbedarf hat, werden Proben nach dem Hinhub an einem Werkzeug mit 20° Öffnungswinkel und gleicher Durchgangsbohrung, wie sie das Werkzeug des Hinhub in der letzten Umformstufe aufweist, einmal in und einmal gegen die erste Pressrichtung verpresst. Das Verpressen gegen die erste Pressrichtung entspricht dabei einem Rückhub, das Verpressen in erster Pressrichtung einer zusätzlichen Umformstufe, die in gleicher Richtung durchlaufen wird.

Um den größtmöglichen Rückholwinkel zu bestimmen, werden Proben entgegen der ersten Pressrichtung an Konuswerkzeugen, deren Öffnungswinkel in 10° Schritten gesteigert werden, verpresst, wobei der kleinste Öffnungswinkel 20° beträgt. Alle Werkzeuge weisen die gleiche Durchgangsbohrung auf, wie die letzte Umformstufe des Werkzeuges im Hinhub. Mit dem größten erkannten Öffnungswinkel werden anschließend Proben ein zweites Mal in erster Pressrichtung verpresst, um festzustellen, ob eine Abhängigkeit des maximalen Öffnungswinkels von der Pressrichtung gegeben ist.

Das gesamte Versuchskonzept wird in Abbildung 10.7 zusammengefasst. Aufgrund der geringen Streuung unter den Proben werden nur zwei Proben pro Konfiguration verpresst.

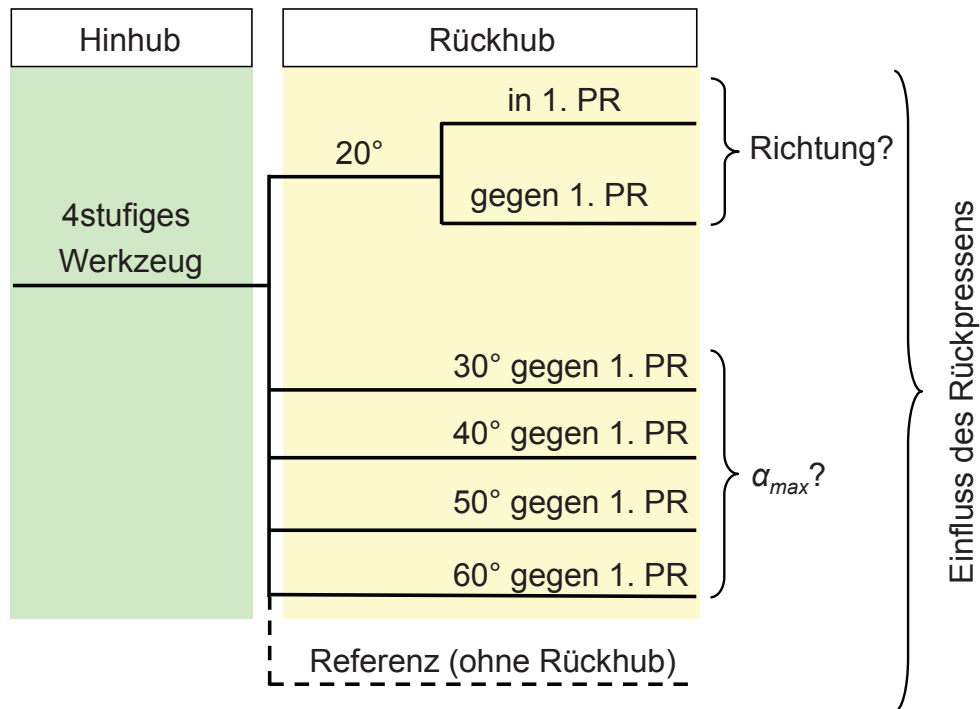


Abbildung 10.7: Konzept, um in praktischen Versuchen die Einflüsse der Pressrichtung und des Öffnungswinkels eines zweiten Presshubes zu bestimmen.

Um Daten für den Vergleich mit der Simulation bereitzustellen, werden während des Pressens der Kraft-Weg-Verlauf aufgezeichnet, das Dichteprofil der Proben nach dem letzten planmäßigen Pressschritt bestimmt und nach jedem Pressschritt die Abmessungen der Probe erfasst. Dazu werden die Proben an drei Bereichen gemäß Abbildung 10.8 vermessen. Die Wahl der Messpositionen erfolgt unter Berücksichtigung der Dichteverteilung entlang der Probenachse gemäß Kapitel 5.3.3, indem die pressneutrale Zone außerhalb der Probenmitte gefunden wird. Zum einen erfolgt die Messung des Durchmessers auf halber Probenhöhe (Messposition „Mitte“), zum anderen symmetrisch jeweils 8 mm von der im Hinhub in das Werkzeug einlaufenden Seite (Messposition „Unten“) und der auslaufenden Seite (Messposition „Oben“) entfernt.

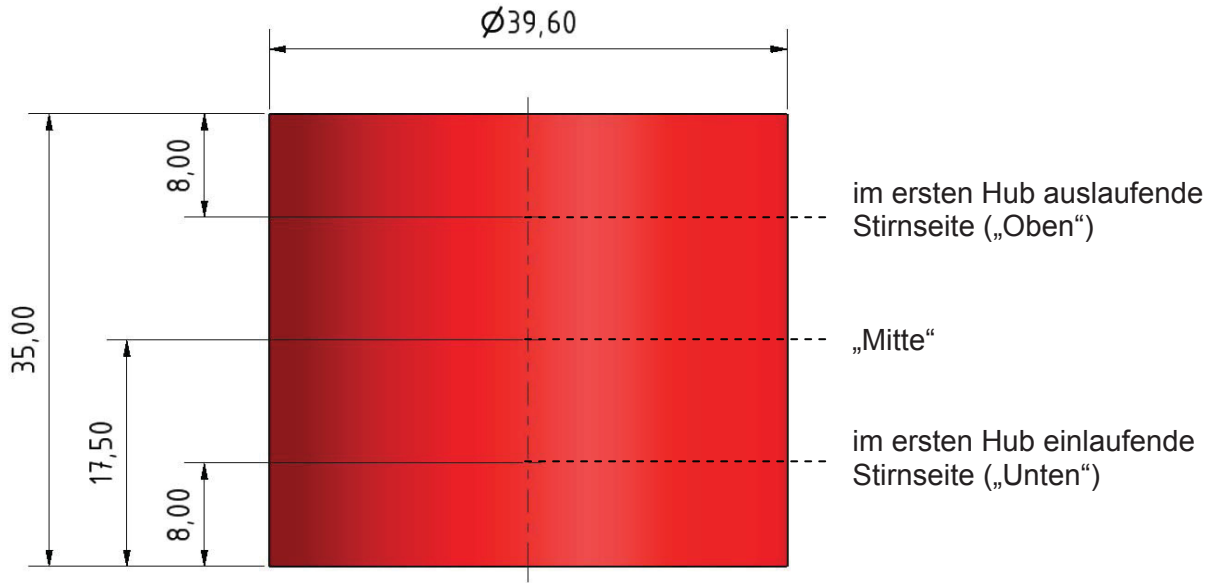


Abbildung 10.8: Fertigteilegeometrie und Lage der Messpositionen zur Durchmesserbestimmung [Pla11a].

10.3.3 Werkzeug und Vorformen

Für die experimentelle Versuchsdurchführung werden die gleichen Proben wie in den Kapiteln 5.2 und 5.3 verwendet. Um das in Kapitel 10.1.2 vorgeschlagene Werkzeugkonzept mit diesen Proben zu verwirklichen, werden die Durchmesser des Werkzeuges dem Anfangsdurchmesser der Proben angepasst. Dadurch ist der Enddurchmesser am Versuchswerkzeug mit 39,6 mm um 0,16 mm kleiner als in der in Kapitel 10.1.2 angeführten Simulation. Eine weitere Änderung erfährt der zylindrische Abschnitt der letzten Umformstufe, der auf 10 mm vergrößert wird und somit die gleiche Länge wie die übrigen Umformstufen aufweist.

Im Gegensatz zu den in Kapitel 10.1.2 simulierten Bedingungen, in denen Hohlzylinder an einem Hartmetallwerkzeug verpresst werden, werden in den praktischen Versuchen Vollzylinder an Werkzeugen aus Kaltarbeitsstahl umgeformt. Die neuen Verhältnisse werden in einer ergänzenden Simulation abgebildet. Da diese keine kritischen Materialflüsse ergibt, wird sie hier nicht im Detail erörtert, und die Ergebnisse daraus werden in Kapitel 10.3.5 jenen der praktischen Versuche gegenübergestellt. Es ist jedoch anzumerken, dass durch die neuen Randbedingungen, kleinerer E-Modul der Werkzeuge, längerer zylindrischer Abschnitt der letzten Stufe und Wahl von Vollzylinderproben, der Rückhub keinen Einfluss mehr auf das Dichteprofil zeigt, woraus geschlossen wird, dass das Dichteprofil bereits im Hinhub eingestellt wird. Nähere Ausführungen zur Simulation der Bedingungen der praktischen Versuche werden von C. Planitzer [Pla11a] angeführt.

Da die in Kapitel 5.2.3 erklärte Versuchsvorrichtung nur einen Hinhub gestattet, müssen die Proben nach diesem entnommen werden. Durch Wenden des vierstufigen Werkzeuges können die Proben anschließend an dessen Unterseite mit 20° Rückholwinkel verpresst werden. Werden die Proben in gleicher vertikaler Lage in das Werkzeug eingelegt, wie sie entnommen werden, entspricht das einem zweiten Presshub in erster Pressrichtung. Durch Wenden der Proben um 180° werden die Verhältnisse eines Rückhubs dargestellt. Um den größtmöglichen Öffnungswinkel zu bestimmen, ohne eine Vielzahl an mehrstufigen Werkzeugen fertigen zu müssen, werden im Hinhub am mehrstufigen Werkzeug verpresste Proben im zweiten Hub an einstufigen Werkzeugen unterschiedlicher Öffnungswinkel bei ansonsten gleichen Gestaltungsgrößen verpresst. Die Schmierung erfolgt mit einem vom Industriepartner bereitgestellten Schmiermittel, über dessen Zusammensetzung keine Angaben verfügbar sind.

10.3.4 Versuchsdurchführung

Der Hinhub am vierstufigen Werkzeug ist für alle Proben erfolgreich möglich, und es werden keine prozesskritischen Effekte beobachtet. Ebenfalls ohne Auffälligkeiten verläuft ein zweites Pressen am Werkzeug mit einem Rückholwinkel von 20°, unabhängig von der im zweiten Hub gewählten Richtung.

Für das zweite Pressen an einem Werkzeug mit einem Öffnungswinkel von 30° werden eine Beschädigung der Proben und die Ablagerung von Flitter und Spänen am Werkzeug erkannt, unabhängig davon, ob die Probe eine Umformung in oder entgegen der ersten Pressrichtung erfährt. Da für größer werdende Öffnungswinkel ein Anwachsen der Flitter- und Spanbildung erwartet wird, werden keine weiteren Versuche mit Öffnungswinkeln größer als 30° im zweiten Hub durchgeführt, um Beschädigungen an den Matrizen mit 40°, 50° und 60° zu vermeiden.

10.3.5 Vergleich von Simulationen und realen Versuchen

Die über die Stirnflächen gemessene Probenhöhe erfährt durch das Verpressen keine Änderung. Die an den Proben gemessenen Durchmesser nach dem Hinhub und einem möglichen zweiten Hub sind für die in Abbildung 10.8 veranschaulichten Bezugsebenen in Tabelle 10-2 angeführt.

Tabelle 10-2: Probendurchmesser nach dem ersten und zweiten Verpressen an den Messpositionen aus Abbildung 10.8. Ein Rückhub gleicht Maßabweichungen aus.

Probe Nr.	Richtung 2. Hub	α 2. Hub	d nach 1. Hub Unten	d nach 1. Hub Mitte	d nach 1. Hub Oben	d nach 2. Hub Unten	d nach 2. Hub Mitte	d nach 2. Hub Oben	Δd nach 2. Hub Mitte
1	—	—	39,670	39,680	39,680	—	—	—	—
2	—	—	39,670	39,680	39,680	—	—	—	—
3	gegen 1. PR	20°	39,675	39,680	39,680	39,675	39,675	39,675	0,005
4	gegen 1. PR	20°	39,675	39,680	39,680	39,675	39,675	39,675	0,005
5	gegen 1. PR	20°	39,670	39,680	39,680	39,670	39,675	39,675	0,005
6	gegen 1. PR	20°	39,670	39,680	39,680	39,670	39,675	39,675	0,005
7	in 1. PR	20°	39,670	39,680	39,680	39,665	39,675	39,675	0,005
8	in 1. PR	20°	39,670	39,680	39,680	39,665	39,680	39,680	0
9	in 1. PR	30°	39,670	39,680	39,680	—	—	—	—
10	gegen 1. PR	30°	39,675	39,680	39,680	39,670	—	—	—
11	gegen 1. PR	30°	39,675	39,680	39,680	39,650	39,675	—	0,005
12	gegen 1. PR	30°	39,670	39,680	39,680	39,670	39,675	39,670	0,005
13	gegen 1. PR	30°	39,665	39,680	39,680	39,670	—	—	—
14	gegen 1. PR	20°	39,670	39,680	39,680	39,670	39,675	39,675	0,005

Daraus ist für alle Proben nach dem ersten Hub an der einlaufenden Stirnseite (Messposition „Unten“) ein kleinerer Durchmesser ersichtlich als an der Probenmitte (Messposition „Mitte“) und der auslaufenden Stirnseite (Messposition „Oben“). Weiters fällt auf, dass der Durchmesser an der Probenmitte mit jenem an der Messposition vor der auslaufenden Stirnseite übereinstimmt.

Wird der zweite Hub als Rückhub, also entgegen der ersten Pressrichtung, ausgeführt, ist anhand der so verpressten Proben mit den Nummern 3 bis 6 ein Angleichen der Durchmesser an den Messpositionen erkennbar. Dabei erfährt der nach dem Hinhub kleinere Durchmesser an der Messposition „Unten“ keine Änderung, während eine Durchmesserabnahme an den übrigen Messpositionen erkennbar ist. Somit werden abschnittsweise vorhandene Durchmesserschwankungen bzw. Ungenauigkeiten im Profil der Proben nach dem Hinhub durch den Rückhub verringert oder ausgeglichen.

Im Gegensatz dazu wird für das zweite Verpressen in Richtung des ersten Hubes keine Verbesserung der Maßhaltigkeit über die Probenlänge gefunden. Stattdessen ist eine weitere Abnahme des nach dem Hinhub kleineren Durchmessers durch den zweiten Hub erkennbar. Anhand der Streuung der gemessenen Daten kann nicht eindeutig festgestellt werden, ob auch für die Durchmesser der anderen Positionen eine Abnahme auftritt, sie verbleiben aber in jedem Fall größer als der im zweiten Hub nochmals reduzierte Durchmesser an der einlaufenden Stirnseite. Daraus folgt, dass ein zweites Pressen in Richtung des ersten Presshubs zu keiner Verbesserung der Maßhaltigkeit führt.

Eine Erklärung für die unterschiedlichen Durchmesser nach dem Hinhub und die erkannte Verbesserung der Maßhaltigkeit bei Verwendung eines Rückhubs wird aus dem elastischen Verhalten des Werkzeuges gewonnen. Grundsätzlich führt das Verpressen einer Probe zu einem elastischen Aufweiten des Werkzeuges, da die Probe ihrer Einschnürung im zylindrischen Abschnitt des Werkzeuges entgegenwirkt, indem sie an den Kontaktzonen radial nach außen drückt. Je größer die Kontaktzone, desto größer die Kräfte, die zum Aufweiten des Werkzeuges führen und desto größer die Durchmessererweiterung desselbigen. Daraus folgt, dass beim Einlauf einer Probe in den zylindrischen Abschnitt die Matrize den kleinsten Durchmesser aufweist und mit zunehmend ausgefüllten zylindrischen Abschnitt weiter aufweitet, bis der zylindrische Abschnitt zur Gänze von der Probe ausgefüllt wird und ein Fließgleichgewicht erreicht wird. Somit erfährt der einlaufende Querschnitt die größte Durchmesserabnahme, während jene Regionen, für die bereits ein Fließgleichgewicht erreicht ist, einen einheitlichen Durchmesser aufweisen.

Dieses Verhalten erklärt auch die Verbesserung der Maßhaltigkeit von Proben, die einen Rückhub erfahren, sowie das Ausbleiben einer verbesserten Maßhaltigkeit bei Anwendung eines zweiten Pressens in erster Pressrichtung. Wird eine Probe ein zweites Mal in Richtung des ersten Pressenhubes verpresst, läuft abermals die gleiche Stirnseite in das noch entspannte bzw. noch nicht vollständig aufgeweitete Werkzeug ein und die ihr naheliegenden Regionen erfahren somit während des Aufweitens des Werkzeuges eine größere Verdichtung als die nachfolgenden Regionen. Wird aber eine Probe entgegen der ersten Pressrichtung ein zweites Mal verpresst, läuft zuerst die Region nahe der Stirnfläche, also jene größeren Durchmessers, in das anfangs noch nicht vollständig aufgeweitete Werkzeug ein und erfährt eine dementsprechend größere Querschnittsreduktion als die nachfolgend in das aufgeweitete Werkzeug einlaufenden Bereiche kleineren Querschnitts aus dem Hinhub. Aufgrund des 10 mm langen zylindrischen Abschnittes der Umformstufe im Rückhub ist das Werkzeug auch dann noch deutlich elastisch aufgeweitet, wenn das Probenende eine Umformung am konischen Abschnitt erfährt, weshalb eine stärkere Umformung, wie sie die einlaufende Seite erfährt, und somit das Ausbilden einer tonnenförmigen Gestalt ausbleibt.

In Abbildung 10.9 sind die für unterschiedliche Oberflächenabstände ermittelten Dichtewerte von Proben, die gemäß dem Versuchsplan in Abbildung 10.7 verpresst und dabei nicht beschädigt wurden, aufgetragen. Diesen wird das anhand der Simulation erwartete Dichteprofil gegenübergestellt.

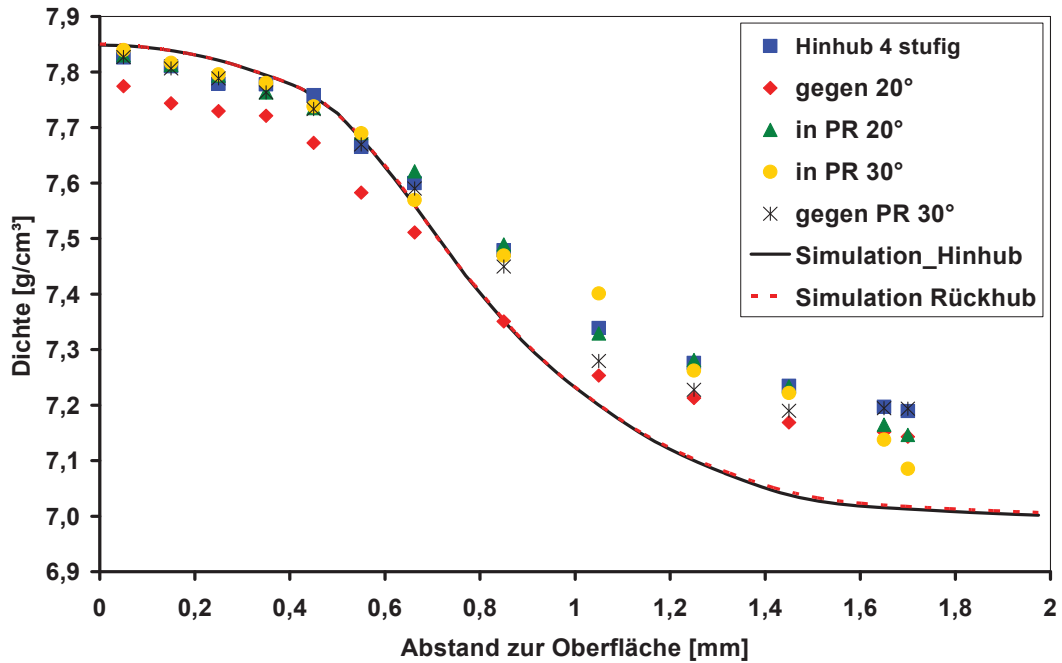


Abbildung 10.9: Dichtewerte verpresster Proben für unterschiedliche Oberflächenabstände und simulierte Dichteverläufe. Über eine Tiefe von 0,6 mm ist eine sehr gute Übereinstimmung gegeben. Die anschließenden Abweichungen resultieren aus einer höheren Grunddichte der untersuchten Region.

Die, an den im praktischen Versuch verpressten Proben bestimmten, Dichtewerte für unterschiedliche Oberflächenabstände zeigen ein hohes Maß an Übereinstimmung. Daraus folgt, dass ein zweites Pressen mit dem gewählten Werkzeugkonzept, unabhängig von der gewählten Richtung, keinen Einfluss auf das Dichteprofil hat. Anders gesagt wird das Dichteprofil durch den Hinhub bestimmt. Dies ist schlüssig, da aufgrund der Massenkonstanz eine Dichteänderung am Probenrand zu einer Volumenabnahme der Probe führen muss. Da aber in den Betrachtungen zur Maßhaltigkeit für das zweite Pressen nur eine Änderung des Probendurchmessers im Bereich der Messtoleranzen von 0,005 mm festgestellt wird, kann nur eine unwesentliche bzw. mit den angewandten metallografischen Methoden nicht erfassbare Änderung der Dichte auftreten und somit der zweite Pressschritt für das Dichteprofil als unbedeutend eingestuft werden. Diese Erkenntnis stimmt mit der Beobachtung aus der Simulation überein, die keine Änderung des Dichteprofiles durch einen Rückhub zeigt. Da nur eine geringe Porosität am Probenrand verbleibt ist es denkbar, dass bei Wahl einer adäquaten thermochemischen Nachbehandlung die Dichte weiter erhöht und womöglich Volldichte erreicht wird.

Die in Abbildung 10.10 veranschaulichte Gegenüberstellung des in der Simulation mit Coulombscher Reibung $\mu = 0,085$ erhaltenen Kraft-Weg-Verlaufes mit den im Hinhub an realen Versuchen gemessenen Verläufen zeigt qualitative Übereinstimmung. Die in der

Simulation identifizierten Phasen des Einlaufens in eine Umformstufe, mit denen ein hoher Kraftanstieg einhergeht, sind auch in den Verläufen der praktischen Versuche als starke Kraftanstiege über einen kurzen Stempelweg erkennbar. Wie in der Simulation folgt auch im realen Versuch dem hohen Kraftanstieg während des Einlaufens in eine Umformstufe ein Abschnitt geringeren Kraftanstieges, wenn die Probe eine Umformstufe durchläuft. Wie das Einlaufen ist auch das Auslaufen der Probe aus einer Stufe erkennbar, das durch eine ausgeprägte Abnahme der Stempelkraft gekennzeichnet ist.

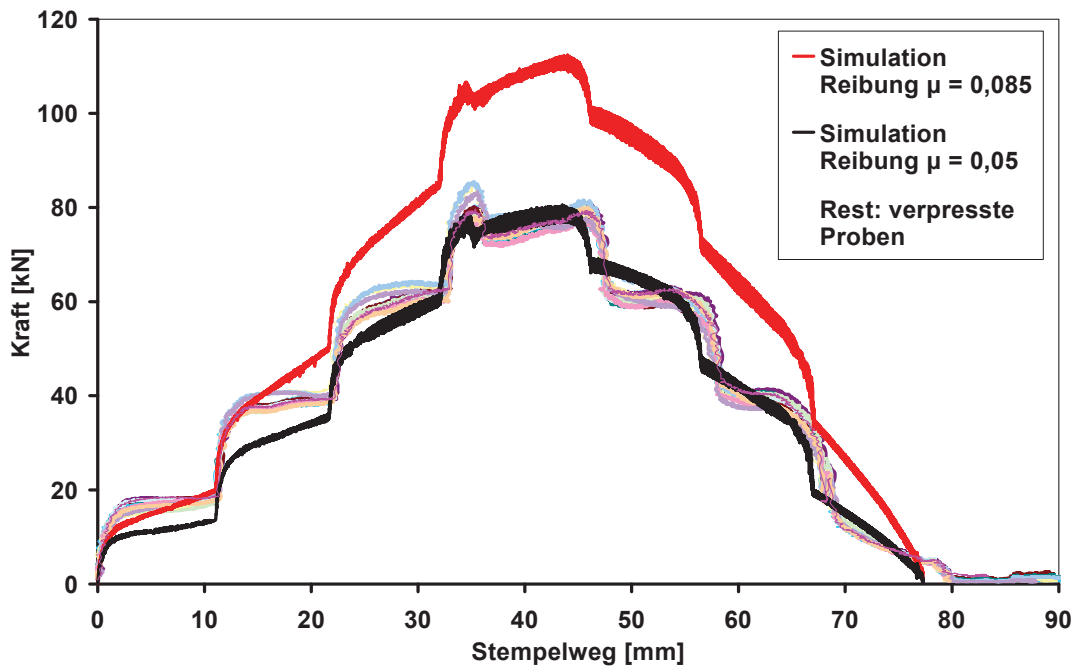


Abbildung 10.10: Kraft-Weg-Verläufe der praktischen Versuche und von Simulationen mit unterschiedlichen Reibwerten. Mit konstanten Reibwerten erreichen die Simulationen nur abschnittsweise eine Übereinstimmung.

Auch wenn eine qualitative Übereinstimmung gegeben ist, sind bedeutende quantitative Abweichungen erkennbar. So fällt auf, dass mit dem veranschlagten Reibwert $\mu = 0,085$ der Kraftbedarf in der ersten Umformstufe gut beschrieben wird, jedoch zu einem Überschätzen der Kräfte in den nachfolgenden Umformstufen führt. Vergleichend werden daher die Ergebnisse einer Simulation mit einem kleineren Reibwert von $\mu = 0,05$ herangezogen. Der damit erhaltene Kraft-Weg-Verlauf zeigt eine gute Übereinstimmung mit den gemessenen Verläufen nach der dritten Umformstufe und dem maximalen Kraftbedarf, der für den Konstrukteur von besonderer Bedeutung ist. Allerdings wird mit $\mu = 0,05$ der Kraftbedarf in den ersten drei Umformstufen unterschätzt.

Die für die unterschiedlichen Reibwerte beobachteten abschnittweisen Übereinstimmungen im Kraft-Weg-Verlauf lassen vermuten, dass in der Realität Abweichungen hinsichtlich der

Reibverhältnisse in den einzelnen Stufen auftreten. Diese These wird vom Industriepartner bestätigt. Diesem ist von anderen Prozessen ein Abtragen von Oxiden an der Bauteiloberfläche zu Beginn der Umformung bekannt, was trotz vollständiger Benetzung des Bauteils mit Schmiermittel zu einer Erhöhung der Reibung führt.

Um derartige Effekte in simulierten Kraft-Weg-Verläufen zu berücksichtigen, wird vorgeschlagen, die Reibwerte in den Umformstufen unterschiedlich zu setzen. Das heißt ein großer Reibwert in der ersten Stufe und kleinere Reibwerte in den nachfolgenden. Da aber für den Konstrukteur für die Prozessauslegung in erster Linie der maximale Kraftbedarf von Interesse ist, wird für die Simulation mehrstufiger Prozessführungen mit konstantem Reibwert über alle Stufen ein Reibwert von $0,05 \leq \mu \leq 0,085$ vorgeschlagen. Für zweistufige Prozesse ist es sinnvoll, einen Reibwert nahe dem Wert 0,085 zu wählen, mit höherer Stufenanzahl sollten kleinere Werte gewählt werden. Durch die Wahl größerer Reibwerte wird die Kraft tendenziell überschätzt und damit zusätzliche Sicherheit in der Prozessauslegung gewonnen.

Gemäß den Simulationsergebnissen sollte ein Rückhub an einem Werkzeug mit einem Rückholwinkel von 30° flitter- und spanfrei möglich sein. Tatsächlich werden im Realversuch aber Flitterbildung und Beschädigungen an der Probenoberfläche für solche Versuche, unabhängig von der Pressrichtung, beobachtet. Eine beschädigte Probe ist beispielhaft in Abbildung 10.11 dargestellt. Bedeutungsvoll ist die Art der Probenbeschädigung. Hinter der einlaufenden Stirnfläche verbleibt ein Abschnitt glatter Probenoberfläche, dem eine durch Riefen beschädigte Oberfläche folgt. Auffällig ist eine zunehmende Tiefe der Riefen in Richtung der auslaufenden Stirnseite, was auf adhäsiven Verschleiß hinweist.

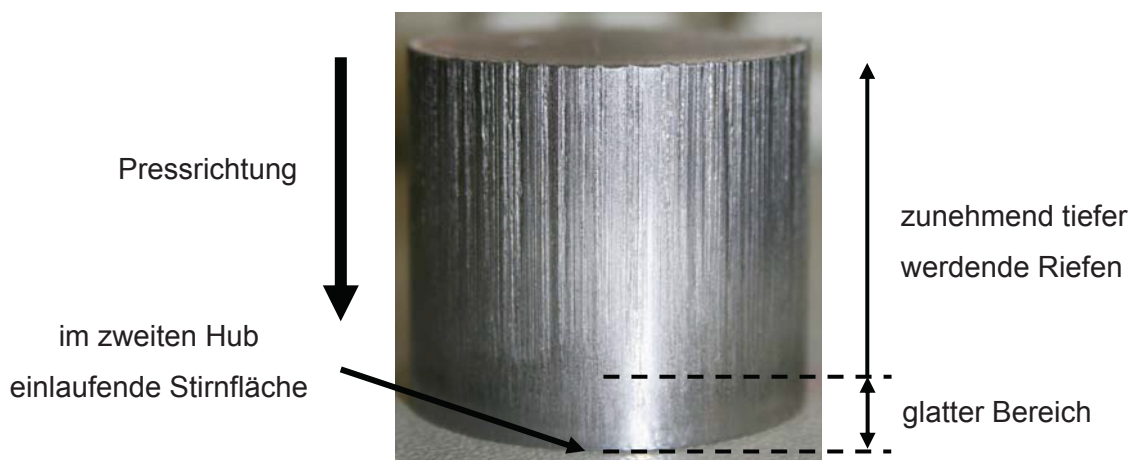


Abbildung 10.11: Im Rückhub an einem Werkzeug mit 30° Öffnungswinkel beschädigte Probe. Einem glatten Abschnitt folgt eine Region mit zunehmend tiefer werdenden Riefen.

Eine Erklärung hierfür wird in den reibungsbeeinflussten Materialflüssen während des Pressens gefunden. Aus den Simulationen zum maximalen Öffnungswinkel im einstufigen Prozess in Kapitel 7.1.2 ist bekannt, dass für Öffnungswinkel bzw. Rückholwinkel größer dem maximalen Winkel, für den noch ein Fließgleichgewicht auftritt, der radiale Materialfluss der Probe mit dem Pressweg kontinuierlich anwächst. Dieses Verhalten ermöglicht im Realversuch, Proben an Werkzeugen mit Öffnungswinkeln, die zu keinem Fließgleichgewicht führen, ohne Beschädigung zu verpressen, bis der radiale Materialfluss ein kritisches Maß erreicht. Dann treten Flitter- und möglicherweise Spanbildung ein. Demnach ist es denkbar, Proben einer Länge, die zu klein ist, um das Ausbilden eines kritischen radialen Materialflusses zu ermöglichen, an Werkzeugen mit Öffnungswinkeln, die zu keinem Fließgleichgewicht führen, zu verpressen. Gemäß den Untersuchungen in Kapitel 7 sind für derart große Öffnungswinkel deutlich höhere Presskräfte als für PM-Fließpressoperationen, in denen ein Fließgleichgewicht auftritt, zu erwarten.

Indizien für mit der Simulation übereinstimmendes Verhalten sind der in Abbildung 10.12 gezeigte, an den Proben verbleibende ausgeprägte Grat sowie die in Abbildung 10.13 angeführten Anhaftungen an der Matrize. Beides sind Merkmale eines starken radialen Materialflusses. Die Anhaftungen erklären zudem die mit der Probenhöhe zunehmende Tiefe der Riefen. Ab dem Zeitpunkt, da die Oberfläche der Probe beschädigt wird, treten Anhaftungen (Verschweißungen) mit der Matrize auf. Diese fördern den Materialabtrag bzw. die Beschädigung der Oberfläche der nachlaufenden Probenabschnitte. Da das abgetragene Material teilweise mit dem bereits an der Matrize anhaftenden verschweißt, wächst die Dicke der Anlagerung und somit die Tiefe der Riefen an. Vermutlich halten die Anlagerungen auch bereits abgetragenes Material (Flitter) zurück, das gegen die Probenoberfläche gepresst wird und die Riefenbildung fördert. Die Menge des abgetragenen Materials wächst ebenfalls mit der verpressten Probenlänge an.



Abbildung 10.12: Der Rand der auslaufenden Stirnseite einer verpressten Probe zeigt einen rundumlaufenden Grat in Folge des radialen Materialflusses.



Abbildung 10.13: Anlagerungen von abgeriebenem Probenwerkstoff an der Matrize.

Zwar ist mit diesen Schlüssen die Gestalt der Probenbeschädigung erklärt, nicht jedoch die abweichenden Ergebnisse von Simulation und Realversuch hinsichtlich Durchführbarkeit des zweiten Hubs ohne Probenbeschädigung. Dazu ist es notwendig, die in den Betrachtungen des Kraft-Weg-Verlaufes beschriebene Änderung der Reibverhältnisse über die einzelnen Stufen zu berücksichtigen.

In den begleitenden Simulationen wird ein konstanter Reibwert $\mu = 0,085$ für alle Umformstufen angenommen. Dieser beschreibt das Verhalten in der ersten Umformstufe gut, jedoch tritt in der Realität eine Änderung der Reibverhältnisse für nachfolgende Stufen auf. Davon wird auch der radiale Materialfluss im Rückhub beeinflusst, der in der Simulation aufgrund des unverändert großen Reibwertes unterschätzt wird. Daher wird wie für die Stufen des Hinhubes ein Anpassen des Reibwertes für die Rückholstufe empfohlen.

10.3.6 Qualität des Simulationsmodells

In Kapitel 5.3 wird dem verwendeten Simulationsmodell eine hohe Güte zur Beschreibung einstufiger Prozesses zugesprochen. Für mehrstufige Prozesse ist diese in etwas geringerem Ausmaß gegeben, erscheint aber durch geringfügige Änderungen verbesserbar.

Ergebnisse hoher Güte liefert das Simulationsmodell in seiner derzeitigen Form bereits für die Dichtprofile des Hin- wie Rückhubs sowie dem qualitativen Kraft-Weg-Verlauf. Die simulierten Dichtprofile stimmen mit den realen sehr gut überein, und Abweichungen liegen im Bereich von Streuungen sowie Messungenauigkeiten. Simulation wie praktischer Versuch zeigen für das gewählte Werkzeugkonzept keine Änderung des Dichtprofils im Rückhub. Im Kraft-Weg-Verlauf zeigt die Simulation die im praktischen Versuch gefundenen Phasen des Ein- Durch- sowie Auslaufs der Probe aus den einzelnen Umformstufen. Allerdings stimmen die absoluten Werte mit dem für die einstufige Umformung gewählten Reibwert von $\mu = 0,085$ nach der ersten Umformstufe nicht mehr überein, was auf unterschiedliche Reibverhältnisse in den einzelnen Umformstufen zurückzuführen ist. Diese wirken insbesondere auf den Kraftbedarf sowie den radialen Materialfluss. Da in den begleitenden Simulationen konstante Reibverhältnisse angenommen werden, werden zu hohe Stempelkräfte und ein zu großer Rückholwinkel erhalten. Ein Anpassen des Modells an die unterschiedlichen Reibbedingungen ist aber mit wenig Aufwand möglich und verspricht eine Verbesserung der Ergebnisqualität.

Da das Beschreiben des Zusammenspiels von Vorform und Werkzeug hinsichtlich des erzielten Dichtprofils von größter Bedeutung ist und mit dem Simulationsmodell erfolgreich bewerkstelligt wird, wird diesem ausreichende Güte für die begleitende Prozessentwicklung zugesprochen. In Folge dessen werden Erkenntnisse bezüglich des Dichtprofils als bestätigt angesehen. Da auch die Verläufe der Stempelkraft qualitativ erfasst werden, werden auch die Ergebnisse bezüglich Einflüsse auf die Stempelkraft sowie jene, die aus dem qualitativen Vergleich von Werkzeugbelastungen resultieren, bestätigt. Somit gelten alle zuvor getroffenen Aussagen hinsichtlich des Wirkens geometrischer Einflussgrößen und werden durch die Erkenntnisse, die aus der Validierung des Simulationsmodells erwachsen sind, erweitert. Diese werden nachfolgend zusammengefasst.

10.3.7 Konstruktionsrichtlinien zur Werkzeug- und Vorformgestaltung

Die in den durchgeführten Simulationsstudien zu ein- und mehrstufigen Fließpressprozessen erkannten Wirkungen von Werkzeuggeometrie und Aufmaß auf das Dichtprofil und die Stempelkraft werden zu den nachfolgenden Konstruktionsrichtlinien zusammengefasst.

1. Konuswerkzeuge sind Radienwerkzeugen vorzuziehen.
2. Radienwerkzeuge können durch Konuswerkzeuge substituiert werden, umgekehrt ist dies nur beschränkt möglich.
3. Die maximale Randdichte wird vom Öffnungswinkel bestimmt.
4. Mit zunehmendem Öffnungswinkel steigen die Randdichte und die benötigte Stempelkraft, und die Verdichtung der tieferen Schichten nimmt ab (geringere Tiefenwirkung).
5. Das Aufmaß bestimmt die Dicke der verdichteten Schicht. Mit zunehmendem Aufmaß wächst die Dicke der verdichteten Schicht bei gleicher maximaler Randdichte an.
6. Mit zunehmenden Rundungsradien an den Übergängen (Übergangsradien) sinkt die erreichte Randdichte und es wird weniger Stempelkraft benötigt.
7. Mehrstufige Prozesse führen bei gleichem Öffnungswinkel und Aufmaß zu höherer Randdichte bei geringerer Tiefenwirkung. Für die untersuchten Aufmaße wird ein vierstufiger Prozess als Optimum identifiziert.
8. Die Wirkung der Stufen wird vom Stufenabstand, den Übergangsradien und eventuell nachfolgenden Freistellungen beeinflusst.
9. Ein Stufenabstand von 0 mm führt zu einem Dichteprofil, wie es in einem einstufigen Prozess nach dem Rückpressen erreicht wird.
10. Um den maximalen Dichteanstieg zu erzielen, muss ein Mindestabstand zwischen den Stufen eingehalten werden, um das Überlagern der Umformkräfte von mehreren Stufen zu verhindern und das Rückfedern der Probe zuzulassen. Für die untersuchten Aufmaße reicht hierfür ein Stufenabstand von 3 mm aus.
11. In mehrstufigen Prozessen mit Stufenabstand größer 0 mm gilt für jede Stufe, dass der Dichteanstieg vom Öffnungswinkel und die Tiefe der Verdichtung vom umgeformten Aufmaß bestimmt werden.
12. Um ein Höchstmaß an Randdichte zu erreichen, soll in mehrstufigen Prozessen der Öffnungswinkel über die Stufen zunehmen und das pro Stufe umgeformte Aufmaß kleiner werden. Die Übergangsradien sollten möglichst klein ausgeführt werden.
13. Bei mehrstufigen Werkzeugen nimmt der größtmögliche Öffnungswinkel, der einen flitter- und spanfreien Werkstofffluss ermöglicht, nach der ersten Stufe ab.
14. Freistellungen erhöhen die Tiefenwirkung, haben aber keinen Einfluss auf die maximale Randdichte.
15. Das Maß der Freistellung muss auf den Öffnungswinkel und das umgeformte Aufmaß abgestimmt werden, um Flitter- bzw. Spanbildung in der Freistellung zu verhindern.
16. Rückpressen wirkt auf das Dichteprofil und verbessert die Maßhaltigkeit durch reduzierte Konizität des Bauteils.

17. Im einstufigen Prozess führt Rückpressen zu einem Dichteanstieg über eine dünne (ca. 0,3 mm dicke) der Oberfläche nahen Schicht bei ansonsten unverändertem Dichteprofil.
18. Im einstufigen Prozess kann der Kraftbedarf im Rückhub mit Winkeln nahe dem größtmöglichen, der ein flitter- bzw. spanfreies Verpressen ermöglicht, zu Presskräften größer jenen des Hinhubes führen.
19. In mehrstufigen Prozessen wird das gesamte Dichteprofil durch Rückpressen angehoben.
20. Die Wirkung des Rückpressens auf die maximale Randdichte nimmt mit der Stufenzahl ab.
21. Das Dichteprofil von fließgepressten Bauteilen ist durch eine Sigmoidfunktion beschreibbar und kann mit dieser abgeschätzt werden.
22. Der Einfluss von Aufmaßänderungen im einstufigen Prozess kann durch geometrische Konstruktion abgeschätzt werden.
23. Im einstufigen Prozess steigt die benötigte Presskraft linear mit dem Aufmaß an.
24. Die kleinste Stempelkraft tritt für einen Öffnungswinkel der dem doppelten Reibwinkel entspricht auf.

11. PM-Fließpressen – Resümee und Ausblick

Ziel der Untersuchungen zum PM-Fließpressen ist es, ein für die industrielle Praxis taugliches Werkzeugkonzept zu erstellen, mit dem ein Dichteanstieg am Bauteilrand auf nahezu Volldichte und über eine ausreichende Schichtdicke erzielt wird. Diese Aufgabe wird von dem vorgeschlagenen mehrstufigen Werkzeugkonzept im physikalischen Versuch erfüllt. Jedoch ist das PM-Fließpressen nicht auf einige wenige Werkzeugkonzepte beschränkt. Vielmehr zeigen die durchgeführten Parameterstudien, dass mit dem Fließpressprozess unterschiedlichen Anforderungen an das Dichteprofil vielseitig entsprochen werden kann.

Bereits einstufige Prozesse erreichen hohe Randdichten und können über das Aufmaß und den Öffnungswinkel des Werkzeuges gezielt beeinflusst werden. Aufgrund der erkannten Wirkungen der einzelnen geometrischen Einflussgrößen an Werkzeug und Vorform ist es bereits in der Konstruktionsphase möglich, das spätere Dichteprofil im Bauteil abzuschätzen. Eine Hilfestellung hierbei sind die entwickelten Methoden zur Extrapolation von Dichteprofilen aus bereits bekannten Verläufen sowie deren mathematische Beschreibung durch die Größen des Aufmaßes und des Öffnungswinkel. Die höchsten Randdichten werden mit mehrstufigen Werkzeugen erreicht. Die geringe verbleibende Restporosität von 0,01 % kann möglicherweise in einer adäquaten thermochemischen Nachbehandlung eliminiert werden. Zur Auslegung von ein- wie mehrstufigen PM-Fließpresswerkzeugen werden Gestaltungsrichtlinien verfasst. Um die Tauglichkeit im industriellen Alltag zu gewährleisten werden Aspekte der industriellen Praxis, wie beispielsweise fertigungsbedingte Rundungsradien an Werkzeugen, berücksichtigt. Die Gestaltungsrichtlinien erfahren mehrfache Bestätigung in den praktischen Versuchen dieser Arbeit, so wie in nicht veröffentlichten, ergänzenden Untersuchungen für den Industriepartner. Neben den praxisbezogenen Resultaten wird auch ein Beitrag zum Verständnis des Fließpressverfahrens für Sinterwerkstoffe geleistet. So werden in der Literaturrecherche widersprüchliche Aussagen über Effekte des Aufmaßes und des Öffnungswinkels auf das Dichteprofil und den Kraftbedarf gefunden. Ein Auflösen der Widersprüche hinsichtlich des Kraftbedarfs ist in ergänzenden Untersuchungen möglicherweise durch den beschriebenen Effekt der Reibung auf den radialen Materialfluss und das daraus resultierende, reibungsabhängige Kraftminimum erklärbar.

Wegen der Vielseitigkeit hinsichtlich erzielbarer Dichteprofile wird dem PM-Fließpressen eine hohe Bedeutung für zukünftige Anwendungen beigemessen. Aufgrund der Erkenntnisse über das Wirken von geometrischen Größen des Werkzeuges und der Vorform war es dem Industriepartner bereits frühzeitig möglich, die Überführung in die betriebliche Praxis

vorzubereiten. Daher werden bereits heute Bauteile im großindustriellen Maßstab durch PM-Fließpressen randzonenverdichtet.

12. Kaltkalibrieren von Sinterformteilen

Das „Kalibrieren“ ist im eigentlichen Sinne eine dem Sintern nachgeschaltete Umformoperation um die Maßhaltigkeit und Formtreue des Bauteils zu erhöhen. Vom „Kalibrieren“ ist das „Nachpressen“ oder „Doppelpressen“ zu unterscheiden, das dem Steigern der Dichte dient. Da aber in industriellen Anwendungen sowohl eine Verbesserung der Maßhaltigkeit als auch eine Erhöhung der Dichte in einem Umformschritt gefordert werden kann, ist eine eindeutige Unterscheidung der Verfahren oftmals nicht möglich, ebensowenig in dem in dieser Arbeit betrachteten Verfahren. Daher wird in der vorliegenden Arbeit der Begriff des „Kalibrierens“ für eine Nachpressen benutzt, das sowohl der Erhöhung der Maßgenauigkeit, als auch einer Steigerung der Dichte dient.

Das Kalibrieren als ein Nachpressen zur Verbesserung der Maßhaltigkeit und Formtreue des Bauteils ist die am häufigsten angewandte Sekundäroperation für Sinterformteile. Zudem kann der Nachpressschritt genutzt werden, um gezielte Dichteänderungen im Bauteil zu bewirken (in der Literatur normalerweise als „Nachpressen“ oder „Doppelpressen“ bezeichnet). Eine Möglichkeit, die Festigkeit des Bauteils zu steigern, ist das lokale Erhöhen der Dichte in jenen Regionen, die im Einsatz hohe Belastungen ertragen müssen. Dazu werden an der Vorform Erhöhungen gegenüber der Endform vorgesehen, die im Kalibrierschritt eingeformt werden und so zu einem Dichteanstieg führen. Derzeit werden lokale Dichten bis $\rho_{abs} = 7,6 \text{ g/cm}^3$ erzielt.

Da Nachverdichten im Kalibrierschritt zu Bauteilen höherer Festigkeit und Präzision führt und die Prozesszeiten kleiner sind als bei anderen Sekundäroperationen, ist es grundsätzlich ein sehr wirtschaftlicher Verfahrensschritt. Jedoch treten bei dem derzeitigen Stand der Technik in der betrieblichen Praxis Probleme auf, die das Prozessspektrum begrenzen und/oder die Wirtschaftlichkeit negativ beeinflussen.

Eine Grenze in der Anwendbarkeit erfährt das Kalibrieren durch die Festigkeit der eingesetzten Werkzeuge. Diese werden bereits in einigen bestehenden Anwendungen derart im Bereich der Zeitfestigkeit belastet, dass ein weiteres Erhöhen der Kräfte zu geringen Standzeiten führt. Allerdings wird in den bestehenden Anwendungen die Volldichte weder lokal noch global erreicht. Aufgrund des wachsenden Einsatzes von Sinterbauteilen in Anwendungen mit immer höheren dynamischen Belastungen werden von kalibrierten Bauteilen zukünftig noch höhere Enddichten gefordert werden, jedoch wird es mit den bestehenden Kalibrierkonzepten nicht möglich sein, dieser Forderung zu entsprechen.

Eine weitere Herausforderung ist die Gestaltung von Vorformen für Bauteile, die im Kalibrierschritt einen Dichteanstieg erfahren sollen. Da die zu kalibrierenden Bauteile oftmals eine komplexe Gestalt aufweisen, ist es dem Konstrukteur fallweise nur schwer möglich abzuschätzen, wo und in welchem Ausmaß Materialüberstände vorzusehen sind, um die Zieldichteverteilungen zu erreichen. Weiters ist zu berücksichtigen, dass die Vorformgestalt auch Einfluss auf die Werkzeugbelastung im Kalibrierprozess hat.

Da keine Gestaltungsrichtlinien für die Aufmaßwahl existieren, basiert die Vorformgestaltung häufig auf Erfahrung des Konstrukteurs und firmeninternem Wissen. Insbesondere für neue Bauteile, die keine Ähnlichkeit mit bereits produzierten Produkten aufweisen, ist die Vorformgestaltung daher ein sehr aufwändiges Unterfangen. Wird von den neuen Produkten zudem eine hohe Festigkeit verlangt, die durch hohe Dichte erreicht werden muss, ist fraglich, ob die bestehenden Vorformen und Werkzeuge die auftretenden Kräfte ertragen können.

Für zukünftige Anwendungen ist es daher von besonderem Interesse Vorformen zu finden, die höhere Dichten bei gleichen oder reduzierten Werkzeugbelastungen ermöglichen. Da beide Größen, Dichteverteilung und Werkzeugbelastung, über die Vorform beeinflussbar sind, gilt es grundlegende Abläufe und Wechselwirkungen im Kalibrierprozess zu identifizieren und vorteilhafte Gestaltungsweisen zu erkennen. Aufgrund des mangelnden Wissens und Verständnisses für den Kalibrierprozess kann zum derzeitigen Zeitpunkt auch die Frage, ob die Prozessgrenzen des Kaltkalibrierens bereits erreicht sind, nicht eindeutig beantwortet werden. Ebenso wenig ist es möglich, Empfehlungen für die Vorformgestaltung zu geben.

Diesem Mangel an Prozesswissen soll durch intensive Beschäftigung mit dem Kaltkalibrierprozess in Parameterstudien begegnet werden. Ziel ist es, grundlegende Wirkmechanismen und Wechselwirkungen zu erkennen und zu verstehen, um daraus Gestaltungsrichtlinien für den Konstrukteur abzuleiten. Dadurch soll es einerseits möglich sein, das Potential des Kalibrierens als Methode zum Nachverdichten in noch höherem Maße zu nutzen, und andererseits soll die Wirtschaftlichkeit verbessert werden, indem der Aufwand für die Vorformfindung reduziert wird.

Die Untersuchung des Kaltkalibrierens erfolgt in Form virtueller Parameterstudien mit Deform 2D™ [Def06a] und Deform 3D™ [Def06b]. Hierzu wird auf das von Wallner [Wal07] entwickelte Werkstoffmodell zurückgegriffen, das bereits mehrfach erfolgreiche Anwendung in der Simulation industrieller Kalibrierprozesse fand. Hierfür wird zuerst ein

Versuchskonzept erstellt, das die wesentlichen Einflussgrößen des Kalibrierprozesses umfasst. Aus den daraus resultierenden Simulationen sollen einerseits die Wirkungen unterschiedlicher Einflussgrößen erfasst und andererseits prozesslimitierende Größen und Abläufe erkannt werden. Die Wechselwirkungen sowie Maßnahmen zum Reduzieren oder Vermeiden prozesskritischer Abläufe sind abschließend als Konstruktionsrichtlinien zu formulieren. Um die Gültigkeit der Richtlinien zu gewährleisten, erfolgt parallel zu den virtuellen Versuchen ein Abgleich der gewonnenen Erkenntnisse in praktischen Anwendungen durch den Industriepartner.

13. Kaltkalibrieren – Erstellen des Versuchskonzepts

Zum Erstellen des Versuchskonzeptes ist es notwendig, die bei realen Bauteilen aufgrund der komplexen Geometrie auftretenden, überlagerten Effekte in Einzelwirkmechanismen zu trennen. Dies erfolgt durch die Identifikation grundlegender Geometrien und die Richtung der Materialflüsse, die zu deren Ausbildung und Verdichtung führen. Anhand der Wirkungsgrößen wird anschließend ein Versuchskonzept erstellt.

13.1 Identifizieren grundlegender Wirkungen und Materialflüsse

Hilfe im Erkennen grundlegender Wirkungen und Materialflüsse bieten Erfahrungen aus der betrieblichen Praxis und die 3D-Simulation von realen Bauteilen. Stellvertretend für die unterschiedlichen Geometrien der betrieblichen Praxis erfolgt die Identifikation von Materialflüssen an dem in Abbildung 13.1 dargestellten Kupplungskörper mit Sperrverzahnung. Die Ausgangssituation des Kalibrierens des Kupplungskörpers wird normal zur eingezeichneten Schnittebene für den rechts in der Schnittebene liegenden Ringquerschnitt, der Detail A entspricht, in Abbildung 13.2 betrachtet.

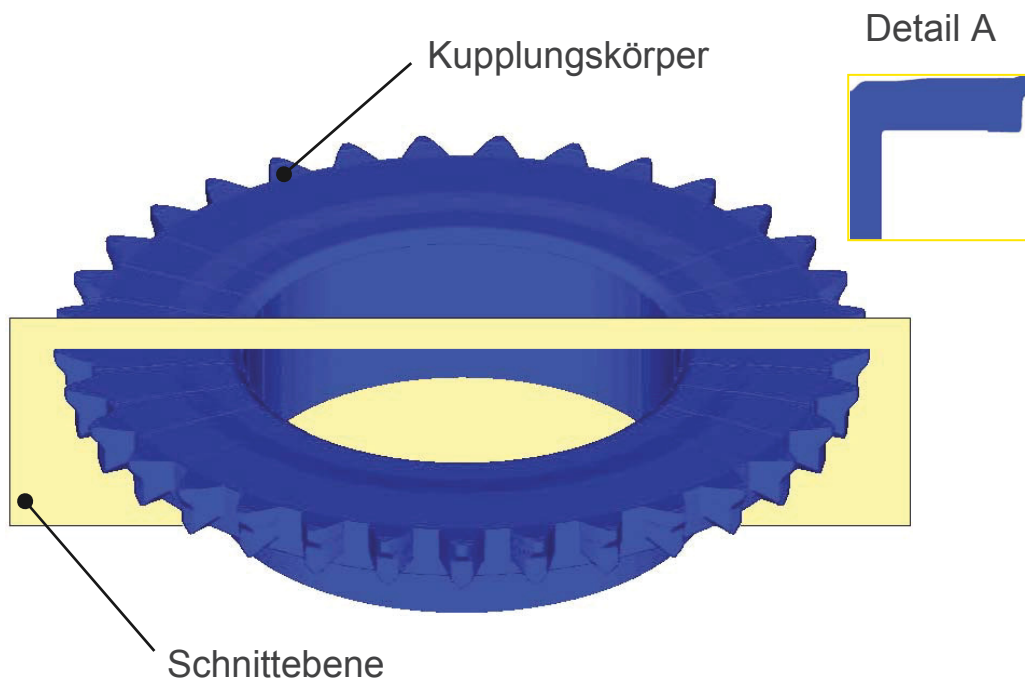


Abbildung 13.1: Die in der Parameterstudie zu untersuchenden Einflussgrößen werden aus den geometrischen Besonderheiten eines Kupplungskörpers mit Sperrverzahnung abgeleitet. Für weitere Betrachtungen erfolgt ein Schnitt entlang der eingezeichneten Schnittebene, der das Profil (Detail A) in der Zahnmitte veranschaulicht.

Als kennzeichnende Geometrien für Kupplungskörper werden allgemein die Verzahnung(en), der Steg und, falls vorhanden, der Schaft erkannt. Der gewählte Kupplungskörper weist zwei

Verzahnungen auf, eine Schalt- und eine Sperrverzahnung. Im Allgemeinen erfolgt die Umformung der Kupplungskörper durch einseitiges Pressen mittels gleichzeitigen axialen Absenkens von innerem Oberstempel und Kernstift bei fixiertem Unterstempel. Dabei ist die Matrize mit dem äußeren Oberstempel axial verspannt. Die verspannte Einheit kann axial beweglich gelagert sein, um bei Erreichen einer bestimmten Presskraft eine gemeinsame Bewegung mit dem inneren Oberstempel und dem Kernstift auszuführen, bis sie einen Anschlag, der ihre Bewegung begrenzt, erreicht.

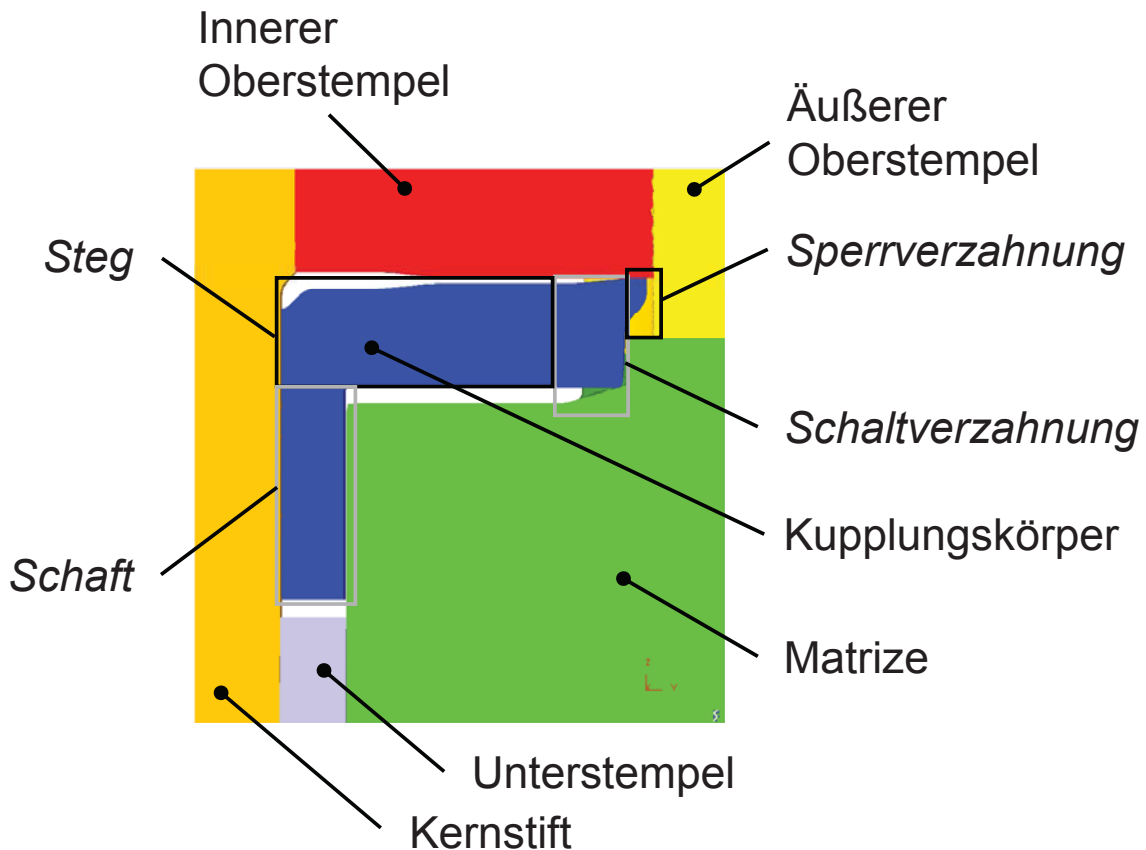


Abbildung 13.2: Am Kupplungskörper werden die Regionen der Verzahnungen, des Stegs und des Schafts unterschieden. Ein Schnitt gemäß Abbildung 13.1 durch die Vorform des Kupplungskörpers und die sie einformenden Werkzeuge ermöglicht ein Abschätzen der Richtung der auftretenden Werkstoffflüsse.

Aus der in Abbildung 13.3a ersichtlichen Ausgangskonfiguration der Werkzeuge und der Vorform des Kupplungskörpers ist erkennbar, dass die Formgebung und der damit einhergehende Dichteanstieg an der Schaltverzahnung durch die axiale Bewegung in die Matrize erfolgen werden. Dies wird, wie in Abbildung 13.3b dargestellt, durch die Simulation bestätigt. Für den gewählten Zeitpunkt ist bereits eine vollständige Anlage der Schaltverzahnung an der Matrize, hervorgerufen durch die axiale Werkzeugbewegung, erkennbar. Das für die Referenzgeometrie beobachtete Ausformen und Erhöhen der Dichte

einer Verzahnung durch axiale Bewegung in eine Matrize kleineren Querschnitts als jener der Vorform wird auch bei anderen Geometrien angewendet und ist eine grundsätzliche Aufgabenstellung und Wirkungsweise des Kalibrierens. Daher wird dem Verdichten von Verzahnungen durch axialen Materialfluss im Versuchsprogramm durch einen Zweig, der das Verdichten unterschiedlicher Verzahnungsvorformen vorsieht, Rechnung getragen.

Die Betrachtung der Sperrverzahnung zu Beginn des Kalibrierens in Abbildung 13.3a zeigt einen Spalt zwischen Zahnkopf und äußerem Oberstempel. Um den Freiraum zu füllen, muss die axiale Stempelbewegung zu einem Materialfluss quer zur Stempelbewegung (radial) führen. Aus dem Vergleich von Abbildung 13.3a mit Abbildung 13.3b wird erkannt, dass die Sperrverzahnung kaum eine Ausformung während des Füllens der Gravur der Schaltverzahnung erfährt. Erst nach der Formfüllung der Schaltverzahnung wird ein verstärkter radialer Materialfluss beobachtet, der zur zunehmenden Ausformung und Verdichtung der Sperrverzahnung führt, wie aus Abbildung 13.3c ersichtlich ist.

Der radiale Materialfluss wird einerseits zum Ausformen und Verdichten von Verzahnungen genutzt, andererseits führt er zu einer Überlagerung mit dem axial herbeigeführten Materialfluss an der Schaltverzahnung von Kupplungskörpern. Durch einen Zweig im Versuchsprogramm wird die Wirkung der Vorform auf den radialen Materialfluss untersucht. Da dieser insbesondere für die Qualität von Kupplungskörpern von Bedeutung ist, werden diese als Referenz für eine vereinfachte Ersatzgeometrie in der Simulationsstudie herangezogen.

Wie aus Abbildung 13.3c, insbesondere in der Detailansicht A, ersichtlich ist, kann es im Kalibrierprozess vorkommen, dass bis zum Ende des regulären Presshubes keine vollständige Formfüllung erreicht wird. Somit sollen in der Parameterstudie Maßnahmen gefunden werden, die den radialen Werkstofffluss fördern. Weiters ist am Übergang von Steg zu Schaft eine unvollständige Formfüllung (Tasche) vorhanden, die in Abbildung 13.3c, Detailansicht B, vergrößert wiedergegeben wird. Durch die Parameterstudie sollen Maßnahmen gefunden werden, mit denen Defekte wie Taschen oder Falten verhindert oder zumindest hintenangehalten werden können.

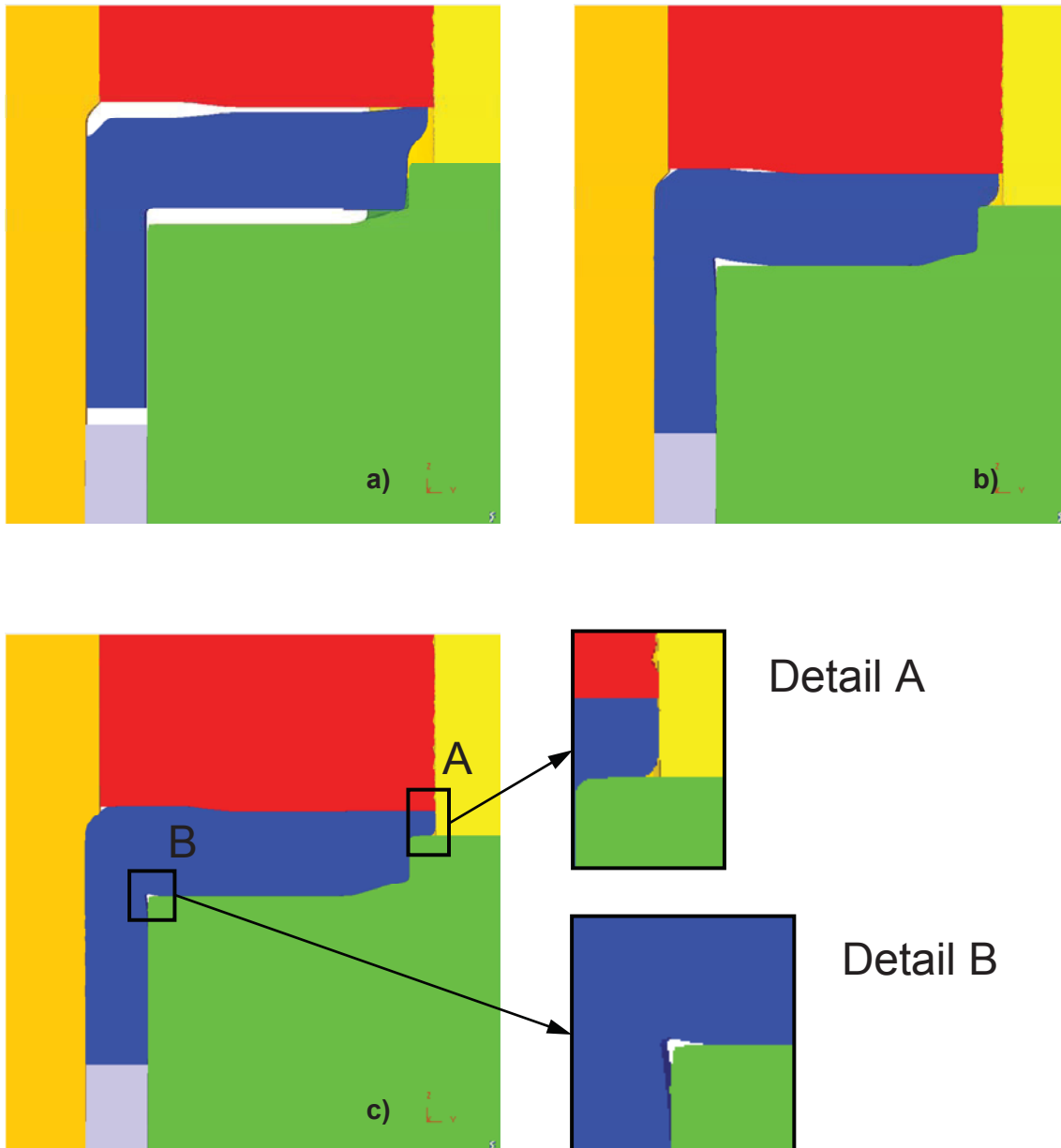


Abbildung 13.3: Zu Beginn des Kalibrierens weist der Kupplungskörper einen Freiraum an der Schaltverzahnung, der durch axialen Werkstofffluss zu füllen ist und einen Freiraum an der Sperrverzahnung, der durch radialen Werkstofffluss zu füllen ist, auf (a). Bis zur großflächigen Anlage der Schaltverzahnung an der Matrize wird die Sperrverzahnung kaum ausgebildet (b). Danach setzt ein radialer Werkstofffluss ein, der die Sperrverzahnung ausformt, jedoch nicht für eine vollständige Formfüllung ausreicht (c, Detail A). Als weiterer Defekt wird eine Tasche am Übergang vom Steg zum Schaft (c, Detail B) gefunden.

Neben den am Bauteil erkennbaren geometrischen Größen sind in der betrieblichen Praxis die Spaltmaße, als solche werden Freiräume zwischen Werkstück und Werkzeug(en) zu Beginn des Pressens verstanden, von Bedeutung. Ausreichende Spaltmaße sind für das erfolgreiche Einführen des Rohlings unabdingbar. Zudem kann durch Variation der

Spaltmaße der Zeitpunkt des Kontaktes des Werkstückes zu den Werkzeugen für bestimmte Werkstückabschnitte beeinflusst werden.

Da der reibungsbehaftete Kontakt zum Werkzeug den weiteren Materialfluss behindert, haben Spaltmaße wesentlichen Einfluss auf die erreichte Formfüllung, den Kraft-Weg-Verlauf und maximalen Kraftbedarf sowie die Enddichteverteilung. Allerdings haben Spaltmaße verfahrensbedingt (axiale Stempelbewegung) kaum Bedeutung für den axialen Materialfluss, da die Kontaktzeitpunkte zu den Werkzeugen einzelner Bauteilquerschnitte über deren Höhenverhältnisse in der Vorform eingestellt werden können, jedoch große Bedeutung für den radialen Materialfluss. Daher werden die Spaltmaße als ein zusätzlicher Zweig des radialen Werkstoffflusses in das Versuchsprogramm aufgenommen. Die Spaltmaße werden anhand des Verpressens von Ringen, die zu Beginn des Pressens unterschiedliche radiale Freistellungen zu den Werkzeugen aufweisen, untersucht.

Die oben angeführten Überlegungen können in einem Versuchskonzept, das zwei Hauptzweige umfasst, zusammengeführt werden. Es sind dies einerseits die Untersuchungen zum axialen Materialfluss und andererseits die Untersuchungen zum radialen Materialfluss. Der axiale Materialfluss wird anhand des Kalibrierens eines Zahnes in Kapitel 14 untersucht. Für die Untersuchung des radialen Materialflusses werden zwei Situationen betrachtet. Es sind dies einerseits der Einfluss der Vorformgestalt auf den radialen Materialfluss, der an einer vereinfachten Ersatzgeometrie eines Kupplungskörpers in Kapitel 15 untersucht wird und andererseits die Bedeutung von Spaltmaßen, die in Kapitel 16 anhand des Verpressens von Ringen bestimmt wird. Damit umfasst das Simulationsprogramm insgesamt drei grundlegende Simulationsmodelle, für die Parameterstudien durchzuführen sind. Für diese sind nun die zu variierenden Parameter und Zielgrößen festzulegen.

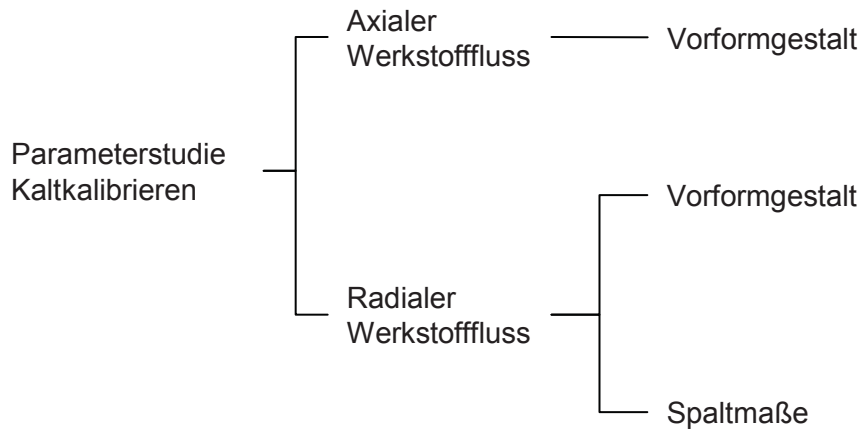


Abbildung 13.4: Das Konzept der Parameterstudie zum Kaltkalibrieren sieht Untersuchungen zu axialen und radialen Werkstoffflüssen vor.

Um eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse zu gewährleisten, wird dem Gestalten von Vorformen in einer Versuchsserie stets das gleiche Werkstoffvolumen zu Grunde gelegt. Das Volumen der Vorform ($V_{Vorform}$) wird in jedem Simulationsmodell um 10 % höher gewählt als das Volumen der zu fertigenden Endgeometrie (V_{end}).

$$V_{Vorform} = V_{End} * 1,1 \quad 13.1$$

$V_{Vorform}$... Volumen der unverformten Vorform

V_{end} ... Volumen der Soll-Bauteilgeometrie am Ende des Kalibrierens

Das Materialverhalten wird in allen Untersuchungen mit dem gleichen Werkstoff beschrieben. Diesem wird ein für das Kalibrieren typischer Werkstoff zu Grunde gelegt. Als solcher wird ein Sinterstahl mit der Miba internen Bezeichnung „Sk6204“ gewählt. Dieser wird aus dem vorlegierten Pulver Astalloy 85 Mo unter Beimischung von 0,2 % Kohlenstoff hergestellt.

13.2 Parametervariationen für den axialen Werkstofffluss

Der axiale Werkstofffluss wird an einem vereinfachten Modell des Ausformens einer Schaltverzahnung, die gemäß Kapitel 13.1 durch axialen Werkstofffluss ausgeformt wird, untersucht. Hierfür wird gemäß Abbildung 13.5 das Kalibrieren eines Zahnes mit anschließendem Schaft betrachtet, dessen Zahnachse parallel zur Bewegungsrichtung des Kalibrierwerkzeuges liegt.

Da der Einfluss des elastischen Verhaltens des Zahnes auf die Profiltreue der kalibrierten Kontur gering ist, stellt die Werkzeuggeometrie eine feste Größe dar. Die Werkzeugkontur entspricht der geforderten Endgeometrie des Zahnes. Einfluss auf die Formfüllung und Dichteverteilung kann somit nur über die Verteilung des Aufmaßes und über das Spaltmaß genommen werden. Für die Simulationsstudie werden die Untersuchungen auf ein Spaltmaß beschränkt, jedoch wird der Einfluss der Höhe der Zahneinheit für zwei typische Endhöhen $h_{end} = 4$ und $h_{end} = 25$ mm, bei gleicher Zahntiefe und -breite betrachtet.

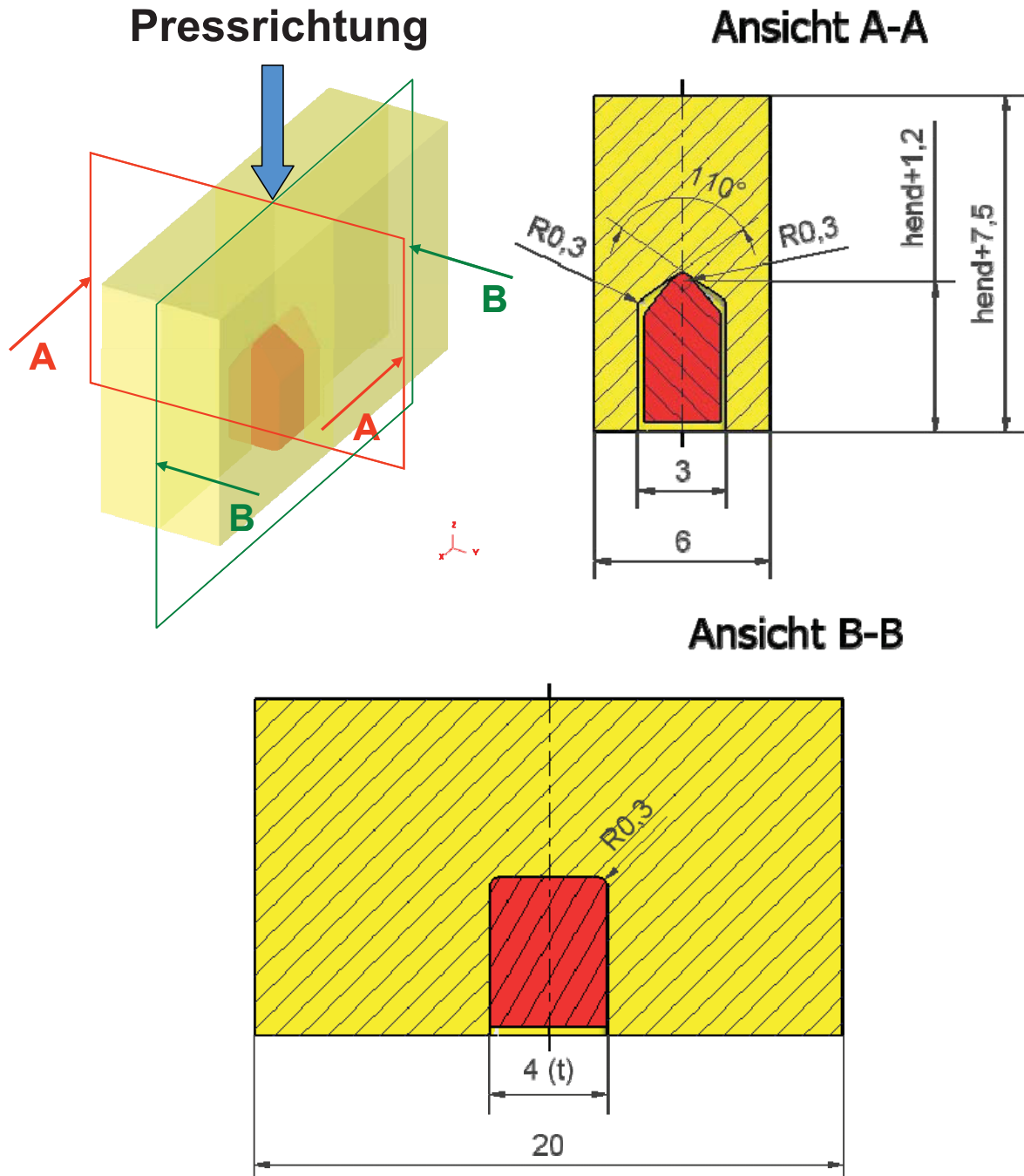


Abbildung 13.5: Modell des Verpressens einer beispielhaften Vorform (rot) mit einem axial bewegten Werkzeug (gelb) mit den Hauptabmessungen des Werkzeuges.

Die Anfangsdichte der zu kalibrierenden Zähne wird in allen Simulationen mit $\rho_{abs} = 6,9 \text{ g/cm}^3$ bzw. $\rho_{rel} = 0,878$ festgelegt. Um die Prozesskinematik in der Simulation abzubilden, wird der Zahn wie in Abbildung 13.6 veranschaulicht am Zahngrund mittels Randbedingung in Achsrichtung fixiert, während am Zahngrund eine radiale wie tangentielle Bewegung möglich ist. Dieser Zahn wird von einem Werkzeug mit rein elastischem Verhalten ($E = 210000 \text{ N/mm}^2$, $\nu = 0,3$) eingeformt. Die Reibung zwischen Werkzeug und Zahn wird mit Coulombscher Reibung mit Reibwert $\mu = 0,05$ beschrieben. Für den Eigenkontakt der Vorform wird $\mu = 0,2$ gewählt. Wegen der Symmetrieverhältnisse wird das Simulationsmodell auf eine Viertelgeometrie vereinfacht, was die Genauigkeit der Simulation gegenüber einer mit Vollmodell bei gleicher Elementanzahl erhöht.

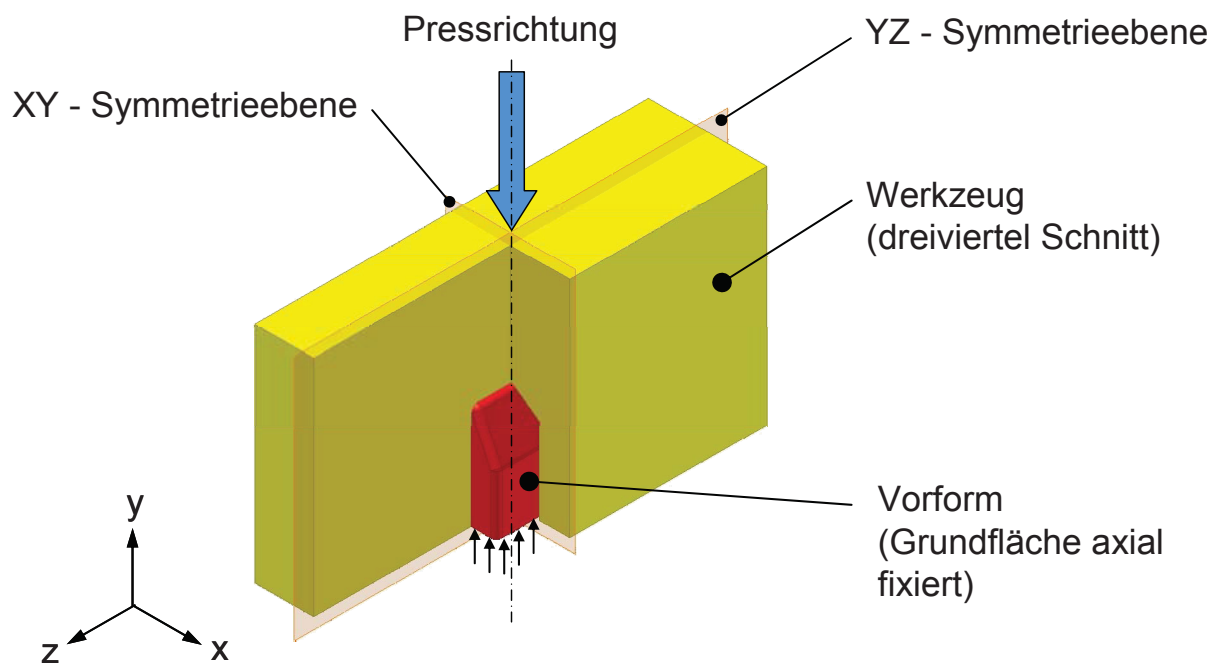


Abbildung 13.6: Modell des Kalibrierens mit überwiegendem axialen Werkstofffluss. Das axial bewegte Werkzeug (gelb) verpresst die Vorform (rot), die an ihrer Grundfläche axial fixiert ist, auf Endhöhe. Für die Simulation werden die dargestellten Symmetrieebenen genutzt und ein Viertelschnitt des Modells simuliert.

Für die Verteilung des Aufmaßes werden die zwei in Abbildung 13.7 dargestellten, grundlegenden Geometrieformen ausgewählt. Es sind dies eine dreieckförmige (Abbildung 13.7a) und eine kreisbogenförmige (Abbildung 13.7b) Verteilung. Die dreieckförmigen Verteilungen sind durch den Schrägungswinkel α gekennzeichnet. Das kennzeichnende Merkmal der kreisbogenförmigen Verteilungen ist der Rundungsradius R . Die Schnittkanten des Zahnkopfes mit dem Zahnschaft werden mit Radien $R = 0,3 \text{ mm}$ gebrochen, wie es in der betrieblichen Praxis üblich ist. Am Zahn werden einzelne Regionen unterschieden.

Hierzu wird der Zahn in zwei Hauptregionen unterteilt. Es sind dies der Zahnschaft und der Zahnkopf. Der Zahnschaft umfasst den zur Grundfläche prismatischen Abschnitt des Zahnes, der Zahnkopf den darüber liegenden Bereich. Am Zahnkopf werden zusätzlich die Regionen der Zahnspitze und für Dreieckverteilungen die Dachschrägen unterschieden. Als Dachschrägen werden die ebenen Abschnitte am Zahnkopf bezeichnet. Diese weisen bei dreieckförmigem Aufmaß zueinander den Schrägungswinkel α auf. Für radienförmige Aufmaßverteilungen entfallen die Dachschrägen in der Vorform sinngemäß. Die radienförmigen Vorformen werden durch den Rundungsradius R klassiert (Abbildung 13.7b). Für beide Vorformtypen werden die Übergänge vom Zahnschaft zu den Dachschrägen des Zahnkopfes als Zahnschultern bezeichnet.

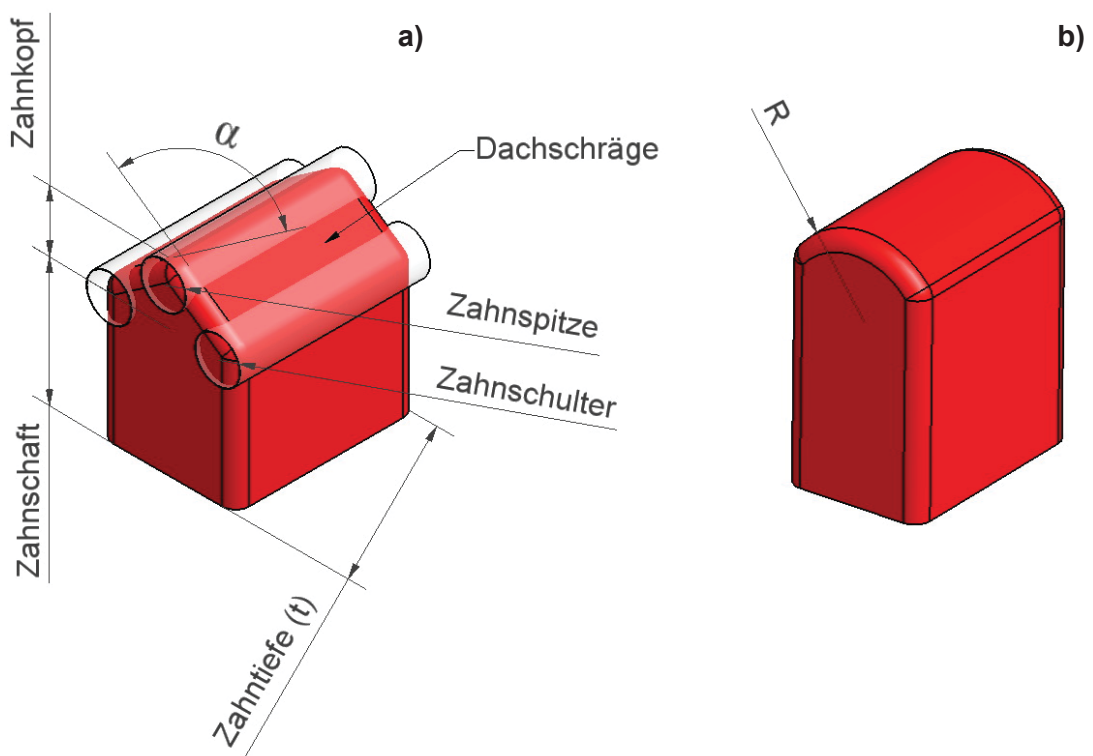


Abbildung 13.7: Bezeichnung einzelner Abschnitte der Zahngeometrie und kennzeichnender Schrägungswinkel α von Vorformen mit dreieckverteilterm Aufmaß (a) sowie kennzeichnender Rundungsradius R von Vorformen mit kreisbogenförmigem Aufmaß (b).

In der Simulationsstudie werden die Schrägungswinkel ausgehend von 50° in 15° Schritten bis zu einem maximalen Schrägungswinkel von 170° variiert, woraus 9 Varianten pro Zahnhöhe resultieren. Als kleinster Radius für die kreisbogenförmigen Vorformen wird jener Radius gewählt, der der halben Zahnbreite der Vorform ($R = 1,3 \text{ mm}$) entspricht. Da der vom Kreisbogen begrenzte Abschnitt mit zunehmenden Radius immer kleinere Veränderungen hinsichtlich der Kontaktstellen zum Werkzeug erfährt, werden die Radien in $0,1 \text{ mm}$ Schritten bis $R = 2 \text{ mm}$ erhöht und anschließend die Radien $R = 3$ und $R = 5$ untersucht. Daraus

erwachsen 10 Varianten für eine Zahnhöhe. Insgesamt ist daher von 38 zu simulierenden Varianten auszugehen, von denen je 19 für einen Zahnhöhe durchgeführt werden, die sich wiederum in 9 Simulationen zur Wirkung des Schrägungswinkels und 10 Simulationen zu jener des Rundungsradius aufteilen.

Zur Unterscheidung der einzelnen Vorformen werden diese mit einer Kurzformel bezeichnet. Diese besteht aus einer Höhenangabe und einer Angabe der Aufmaßverteilung. Die Höhenangabe besteht aus dem Buchstaben „h“ gefolgt von einer Zahl, die die Soll-Endhöhe des Fertigteils in Millimeter bezeichnet. Durch einen nachfolgenden Unterstrich „_“ wird die Höhenangabe von der Aufmaßbezeichnung getrennt.

Die Aufmaßbezeichnung dreieckförmiger Aufmaßverteilungen erfolgt durch die Angabe des Buchstabens „a“, gefolgt von einer Zahl, die den Schrägungswinkel in Grad bezeichnet. Vorformen mit radienförmigen Aufmaßen werden durch ein „R“ gekennzeichnet, dem die Angabe des Rundungsradius der Vorform in Millimeter folgt. Als Beispiel für eine Vorformbezeichnung sei die Angabe „h4_a120“ angeführt, die eine Vorform definiert, die auf eine Soll-Endhöhe von $h_{end} = 4$ mm gestaucht wird und einen Schrägungswinkel von 120° aufweist.

13.3 Parametervariationen für den radialen Werkstofffluss – Vorformgestalt

Typische Produkte, die in von radialem Materialfluss dominierten Kalibrierprozessen ausgeformt und verdichtet werden, sind Kupplungskörper für PKW Getriebe. Daher werden die Untersuchungen zum radialen Materialfluss beispielhaft an einem vereinfachten Modell des Kalibrierens eines Kupplungskörpers durchgeführt. Um grundlegende Mechanismen im radialen Materialfluss ohne Störeinflüsse, die durch geometrische Besonderheiten wie Verzahnungen verursacht werden, auszumachen, wird die komplexe Geometrie des Kupplungskörpers auf einen rotationssymmetrischen Körper mit L-förmigem Profil, mit den für einen Kupplungskörper typischen Abmessungen, vereinfacht. Daraus erwächst die Möglichkeit, eine zeitsparende axialsymmetrische Simulation durchzuführen.

Hierfür wird der Kupplungskörper gemäß Abbildung 13.8 auf eine aus zwei Ringen zusammengesetzte Geometrie reduziert. Da der größere und höhere Querschnitt des Fertigteils bzw. der Vorform jenem Abschnitt des Kupplungskörpers entspricht, der auf eine Welle gefügt wird, wird er nachfolgend als Wellenring bezeichnet. Der kleinere Querschnitt, der die Verzahnung repräsentiert, indem sein Durchmesser dem typischen

Kopfkreisdurchmesser einer Verzahnung angepasst wird, wird nachfolgend als Zahnring bezeichnet.

Am L-förmigen Querschnitt werden drei Hauptabmessungen gefunden, die in der Parameterstudie variiert werden. Es sind dies die Höhe des Wellenrings $h1$, die Höhe des Zahnringes $h2$ und der Durchmesser des Zahnringes d . Der Bohrungsdurchmesser dB und der Durchmesser des Wellenringes dW bleiben für das gesamte Versuchsprogramm konstant. Für den Durchmesser des Zahnringes der Vorform gilt die konstruktive Beschränkung, dass maximal der Durchmesser der Endgeometrie gewählt werden kann und als kleinste Abmessung der gleiche Durchmesser wie für den Wellenring zulässig ist.

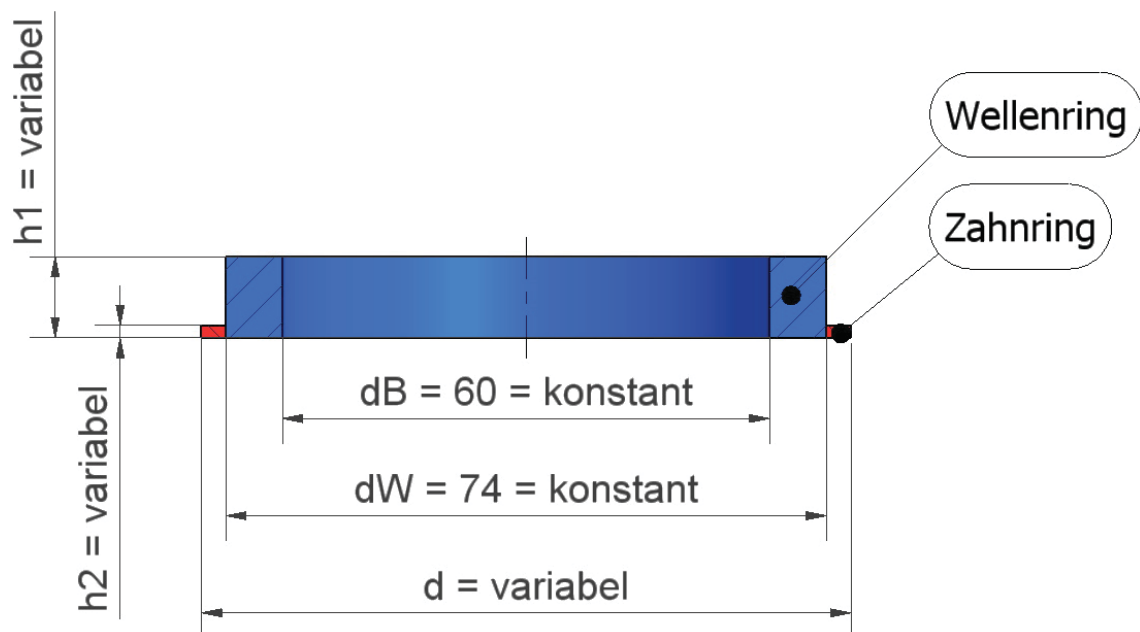


Abbildung 13.8: Für die Parameterstudie wird die komplexe Geometrie eines Kupplungskörpers zu einem rotationssymmetrischen Körper, an dem zwei ringförmige Abschnitte, der Wellen- und der Zahnring, unterschieden werden, vereinfacht. In der Parameterstudie werden die Höhen der Ringabschnitte und der Außendurchmesser des Zahnringes bei ansonsten konstanten Abmessungen der Vorform systematisch variiert.

Das Konzept des Verpressens der in Abbildung 13.8 dargestellten Vorform mit L-förmigem Profil und die geforderten Abmessungen des fertigen Bauteils sind in Abbildung 13.9 angeführt. Das Kalibrieren erfolgt durch eine gegenläufige Bewegung der Oberstempel und des Unterstempels, wobei alle Werkzeuge mit der betragsmäßig gleichen Geschwindigkeit bewegt werden. In der Simulation werden die Werkzeuge als starre Geometrien ausgeführt. Zwischen den Werkzeugen und der Vorform herrscht Coulombsche Reibung mit Reibwert $\mu = 0,1$, für den Eigenkontakt der Vorform wird $\mu = 0,2$ gewählt. Um die Werkzeuge des Oberstempels den Querschnitten, die sie formen, zuordnen zu können, werden im weiteren

Sprachgebrauch der „Oberstempel_innen“ als Wellenringstempel und der „Oberstempel_außen“ als Zahnringstempel bezeichnet.

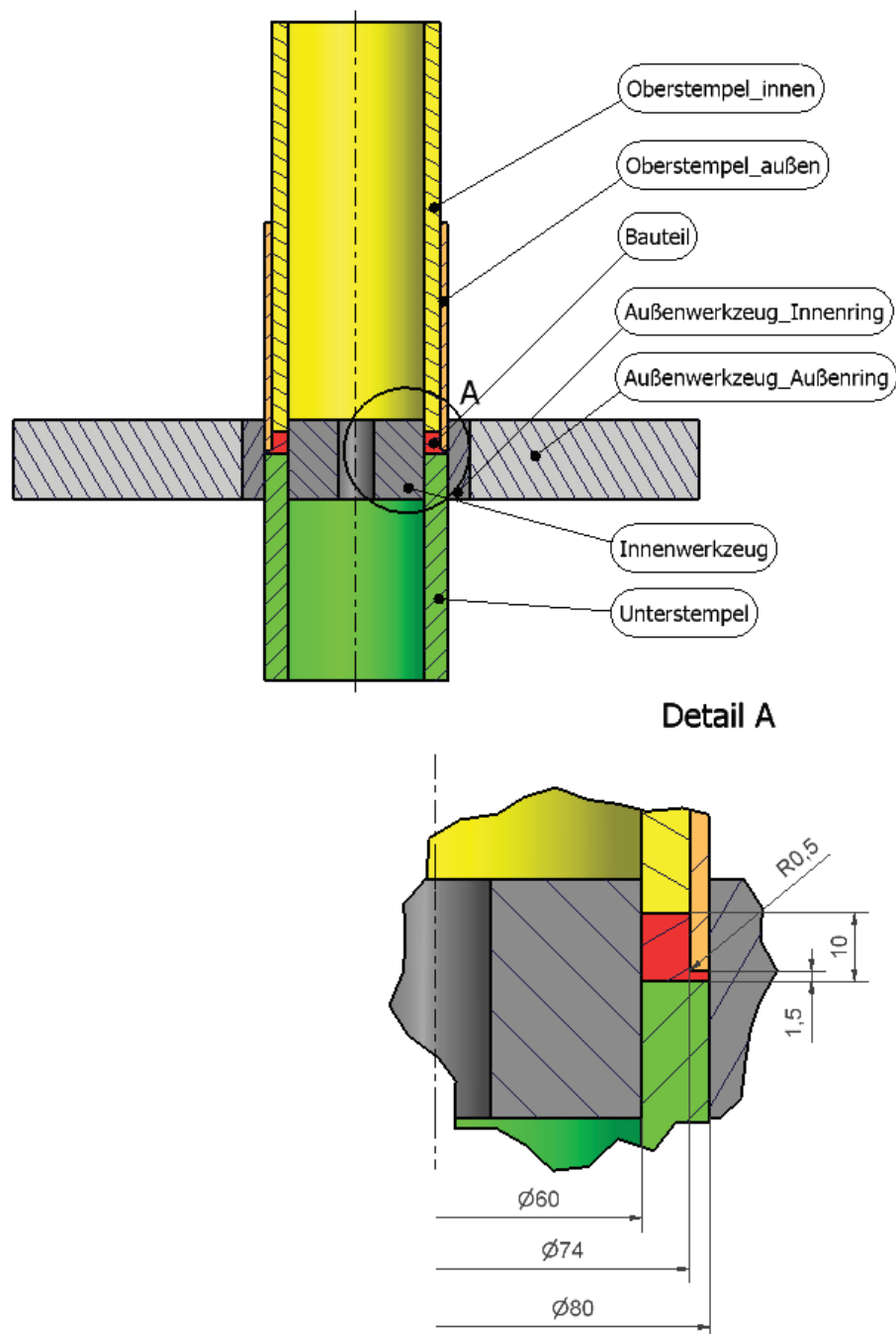


Abbildung 13.9: Modell des Kalibrierens mit radialem Werkstofffluss und Abmessungen des fertigen Bauteils (rot). Das Bauteil wird durch gegenläufige Bewegung der Oberstempel und des Unterstempels ausgeformt und verdichtet.

Für die Parametervariation wird davon ausgegangen, dass die variablen Abmessungen der Vorform entweder auf Endmaß oder auf ein festgelegtes variiertes Maß gefertigt werden. Die variierten Maße werden wie folgt bestimmt: Wird der Durchmesser des Wellenrings variiert,

ist er mit dem Durchmesser, der in der Mitte von Wellenring- und Zahnringdurchmesser liegt, anzunehmen. Die Höhen sind so anzupassen, dass insgesamt 10 % Aufmaß in der Vorform gegenüber der Endgeometrie vorgesehen werden. Für den Fall, dass beide Höhen variiert werden, sind sie so auszuführen, dass am Wellen- und Zahnring jeweils 10 % Aufmaß bezogen zum Volumen des entsprechenden Ringes der Endkontur vorhanden sind.

Unter der Voraussetzung, jede Variationsmöglichkeit eines Maßes mit den Varianten der anderen Hauptabmessungen zu paaren, erwachsen die in Abbildung 9 dargestellten Kombinationsmöglichkeiten und Vorformen. Hierbei kennzeichnet der Index „e“ Maße, die bereits in der Vorform auf Endmaß gefertigt werden, der Index „v“ weist auf variierte Größen hin. Für die spätere Bezeichnung der einzelnen Varianten wird folgender Formalismus gewählt, wobei der Buchstabe x als Platzhalter für einen der Buchstaben „e“ oder „v“ dient:

„h1x-h2x-dx“

In dieser Form werden die im Versuchsprogramm variierten Größen mit ihrer Maßbezeichnung in der Reihenfolge „h1“, „h2“ und „d“ angeführt. Der Bezeichnung folgt die Angabe ihrer Ausführung in der Vorform durch einen anschließenden Buchstaben anstelle des x. Auf Endmaß ausgeführte Größen werden mit dem Buchstaben „e“, variierte Abmessungen durch den Buchstaben „v“ gekennzeichnet. Die Maßbezeichnung und die Angabe ihrer Ausführung bilden eine Einheit, die durch Bindestriche „-“ von der nächsten getrennt werden. Als Beispiel sei die Variante h1e-h2v-de angeführt, die eine Vorform beschreibt, deren Wellenring auf Endhöhe ausgeführt ist (h1e), deren Zahnring eine variierte Höhe aufweist (h2v) und deren Zahnringdurchmesser auf Endmaß ausgeführt ist (de).

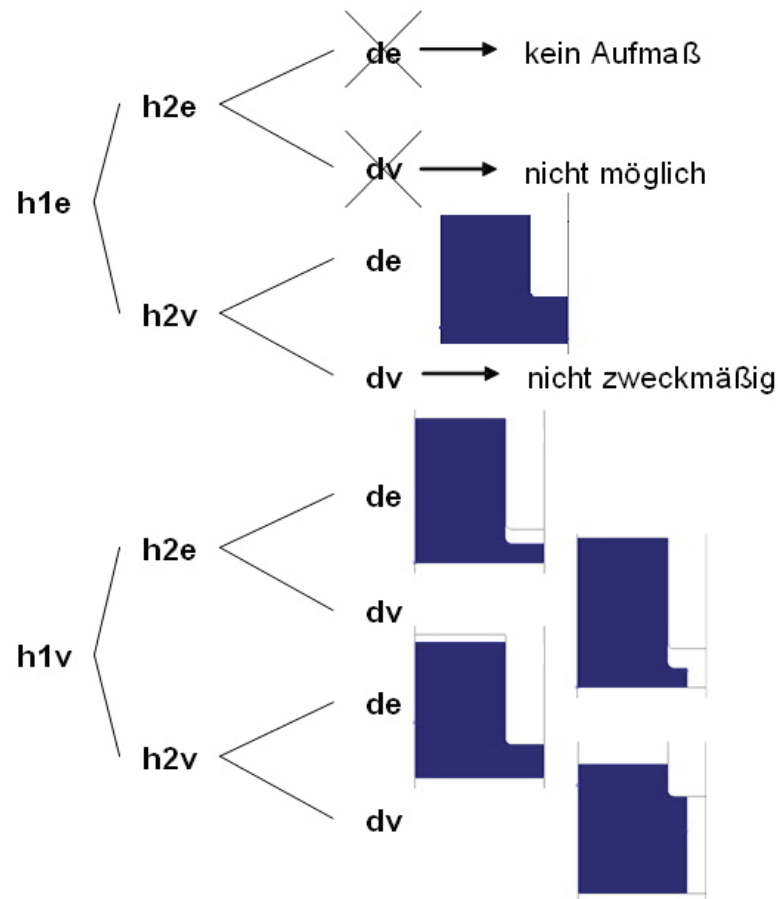


Abbildung 13.10: Aus der Kombination der drei Vorformmerkmale h1, h2 und d, die entweder den Zustand Endmaß (e) oder variiertes Maß (v) annehmen können, erwachsen acht Kombinationsmöglichkeiten. Von diesen führen nur fünf zu zweckmäßigen Vorformvarianten für die Parameter- bzw. Simulationsstudie. Der Querschnitt der relevanten Vorformen (blau) wird im Schnitt mit dem Profil der Werkzeuge (grau) wiedergegeben.

Von den acht theoretischen Kombinationsmöglichkeiten entfallen drei für das Versuchsprogramm. Eine davon ist die Variante, in der alle Abmessungen der Vorform auf Endmaß ausgeführt werden (h1e-h2e-de) und somit über kein Aufmaß verfügt, weshalb durch das Umformen keine Gestalt- oder Dichteänderung bewirkt wird. Eine Kombinationsmöglichkeit, die ebenfalls nicht umgesetzt werden kann, ist die Vorformvariante h1e-h2e-dv mit auf Endmaß ausgeführten Höhen und variiertem Zahnringdurchmesser, da dies zu einem Vorformvolumen kleiner dem theoretischen Volumen des fertigen Bauteils führt. Als dritte nicht zweckmäßige Vorformvariante wird h1e-h2v-dv mit auf Endmaß ausgeführtem Wellenringdurchmesser und variiertem Höhe und variiertem Durchmesser des Zahnringes erkannt. Da in dieser Konfiguration der mit reduziertem Durchmesser versehene Zahnring zu Beginn des Kalibrierens das gesamte Aufmaß erhält, übersteigt dessen Höhe jene des Wellenringes, was eine problematische Umformung und Simulation erwarten lässt. Zudem ist davon auszugehen, dass der reale Werkstoff die hohen lokalen Umformgrade, die

ein Pressen des Bauteils aus einem Zahnring erfordert, nicht erträgt. Somit verbleiben fünf Variationen für die Parameterstudie. Zusätzlich werden durch Gleich- und Nullsetzen einzelner Abmessungen die Sonderfälle des Breiten, Steigens und der Kombination aus Steigen und Breiten untersucht. Hierbei sei angemerkt, dass der Vorgang des Steigens, der auf einem axialen Materialfluss beruht, für ein besseres Prozessverständnis in das Versuchsprogramm zum radialen Materialfluss aufgenommen wird.

Für den Fall des Breiten wird der Durchmesser des Zahnringes gleich jenem des Wellenringes gesetzt, wodurch der Zahnring in der Vorform entfällt und die Vorform nur aus einem um das Aufmaß erhöhten Wellenring besteht wie in Abbildung 10a dargestellt. Das Steigen wird an der in Abbildung 10b angeführten Vorform, deren Zahn- und Wellenring gleich hoch sind und deren Zahnring mit dem Durchmesser der theoretischen Endgeometrie ausgeführt ist, untersucht. Für die Kombination aus Breiten und Steigen wird der Zahnring auf das halbe Maß von Zahn- und Wellenring beschränkt und beide Ringe gleich hoch ausgeführt, was zu der in Abbildung 10c dargestellten Vorform führt. Es erscheint zweckmäßig, zuerst die Vorgänge des Breiten, Steigens und deren Kombination zu betrachten, um dadurch grundlegende Werkstoffflüsse zu erkennen, bevor mit der Simulation der übrigen, L-förmigen Profile begonnen wird, für die eine Überlagerung von Einflussgrößen und Materialflüssen zu erwarten ist.

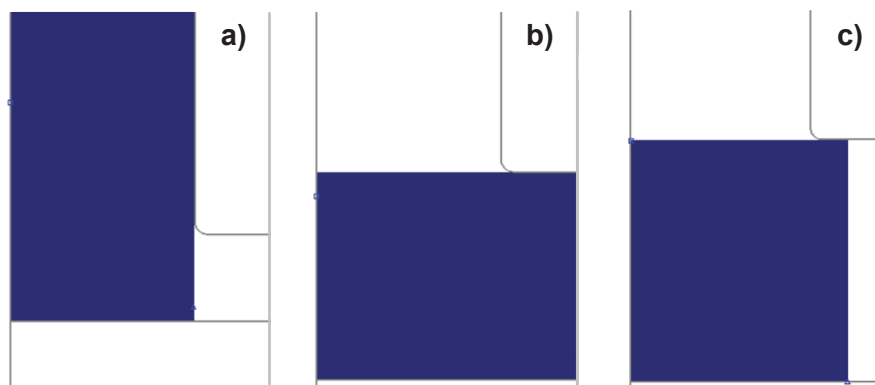


Abbildung 13.11: Durch Gleich- und Nullsetzen einzelner Abmessungen werden Vorformen für eine Formgebung durch Breiten (a), Steigen (b) und die Kombination aus Breiten und Steigen (c) erhalten.

13.4 Parametervariationen für den radialen Werkstofffluss – Spaltmaße

Als Spaltmaß wird der kürzeste Abstand zwischen einer Fläche der Vorform und der ihr entsprechenden Fläche am Werkzeug bezeichnet. Die Parametervariation für die Spaltmaße

wird, wie in Abbildung 13.12 dargestellt, an einem Ring durchgeföhrt, der zweiseitig verpresst wird. Auf das Ergebnis des Pressvorganges kann durch das Spaltmaß am inneren und am äußeren Umfang Einfluss genommen werden. Die Werkzeuge werden als starre Geometrien in die Simulation implementiert.

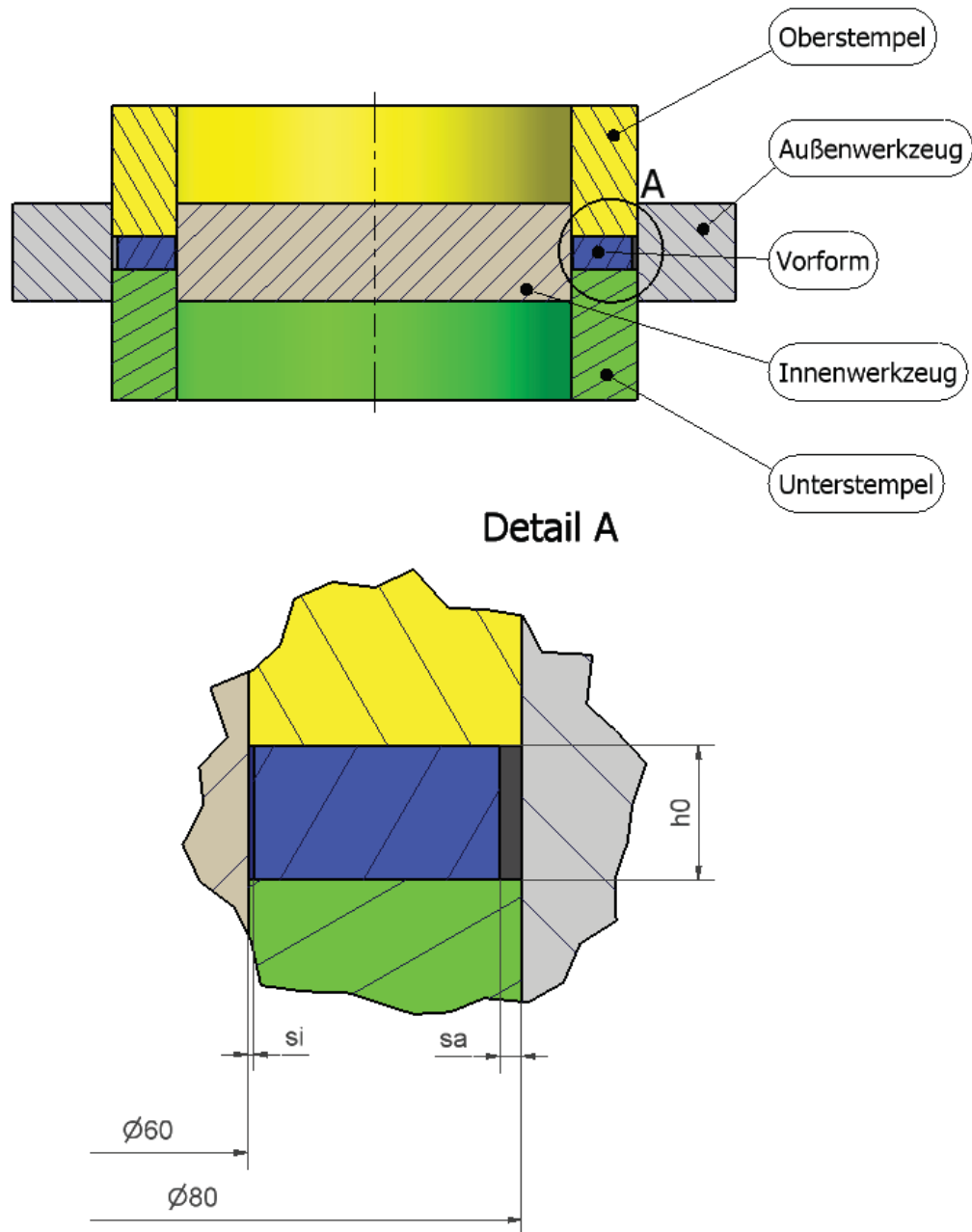


Abbildung 13.12: Modell, an dem die Wirkung von Spaltmaßen abgeleitet wird, mit dargestelltem innerem Spaltmaß (s_i), äußerem Spaltmaß (s_a) sowie der Probenanfangshöhe (h_0).

Im Weiteren wird das Spaltmaß zwischen Innenwerkzeug und Vorform als „ s_i “ und das Spaltmaß zwischen Außenwerkzeug und Vorform als „ s_a “ bezeichnet. Aus der Forderung konstanten Vorformvolumens bei unterschiedlichen Durchmessern resultieren

unterschiedliche Höhen (h_0) für die einzelnen Vorformvarianten. Die Angabe der Varianten erfolgt in der Nomenklatur „six.x-sax.x“ wobei anstelle „x.x“ der jeweilige Wert des Spaltmaßes in Millimetern angeführt wird.

Aus der betrieblichen Praxis ist bekannt, dass die Spaltmaße wesentlichen Einfluss auf die maximale Stempelkraft und die Dichteverteilung haben. Um diese Effekte zu erfassen, werden die Spaltmaße am inneren und äußeren Umfang in einem Abmessungsbereich untersucht, der jenen der betrieblichen Praxis um ein Vielfaches überschreitet.

Das innere Spaltmaß si wird mit 0; 0,1 und 0,2 mm, das äußere Spaltmaß sa mit 0 bis 0,8 mm in 0,2 mm Schritten variiert. Die daraus erwachsenden 15 Kombinationsmöglichkeiten sind in Tabelle 13-1 mit der Bezeichnung der entsprechenden Simulationsvariante dargestellt. Die Kombinationsmöglichkeiten der Spaltmaße werden für Ringhöhen mit einer Endhöhe von 4 und 25 mm untersucht. Die Anfangshöhe der Ringe variiert in Abhängigkeit von den gewählten Spaltmaßen, da stets das gleiche Ausgangsvolumen bis zur Endringhöhe verpresst wird.

Tabelle 13-1: Aus der Kombination von innerem (si) und äußerem (sa) Spaltmaß erwachsende Simulationsvarianten.

		Äußeres Spaltmaß "sa" [mm]				
		0	0,2	0,4	0,6	0,8
Inneres Spaltmaß "si" [mm]	0	si0-sa0	si0-sa0,2	si0-sa0,4	si0-sa0,6	si0-sa0,8
	0,1	si0,1-sa0	si0,1-sa0,2	si0,1-sa0,4	si0,1-sa0,6	si0,1-sa0,8
	0,2	si0,2-sa0	si0,2-sa0,2	si0,2-sa0,4	si0,2-sa0,6	si0,2-sa0,8

Da bekannt ist, dass der Werkstofffluss und die Dichteverteilung beim Ring- bzw. Zylinderstauchen wesentlich von der Reibung beeinflusst werden [Klo06, Doe86], kommt der Auswahl von geeigneten Reibwerten für die Simulation eine besondere Bedeutung zu. Da die derzeit eingesetzten Schmiermittel ein momentanes Optimum darstellen, ist keine kurzfristige Änderung der Reibverhältnisse durch neue Schmiermittel zu erwarten. Daher reicht es aus, den Reibwert als konstante Größe in das Versuchsprogramm aufzunehmen und die Simulationen mit einem Reibwert, der typischerweise in der betrieblichen Praxis auftritt, durchzuführen. Somit sind für die Studien zum Spaltmaß 30 Varianten zu simulieren. Anhand der betrieblichen Erfahrung wird für die Simulation Coulombsche Reibung mit Reibwert $\mu = 0,1$ gewählt.

13.5 Versuchsplan und erwartete Anzahl an Simulationen

Abbildung 13.13 gibt in Form eines Strukturbaumes einen Gesamtüberblick über das Versuchskonzept der Parameterstudie zum Kaltkalibrieren. Dieses unterscheidet die Richtung des dominanten Werkstoffflusses, der axial oder radial auftreten kann. Innerhalb einer Richtung des Werkstoffflusses werden unterschiedliche Versuchsmodelle unterschieden. In diesen werden verschiedene Merkmale variiert, um aus den daraus erhaltenen Resultaten Konstruktionsrichtlinien für die betriebliche Praxis abzuleiten.

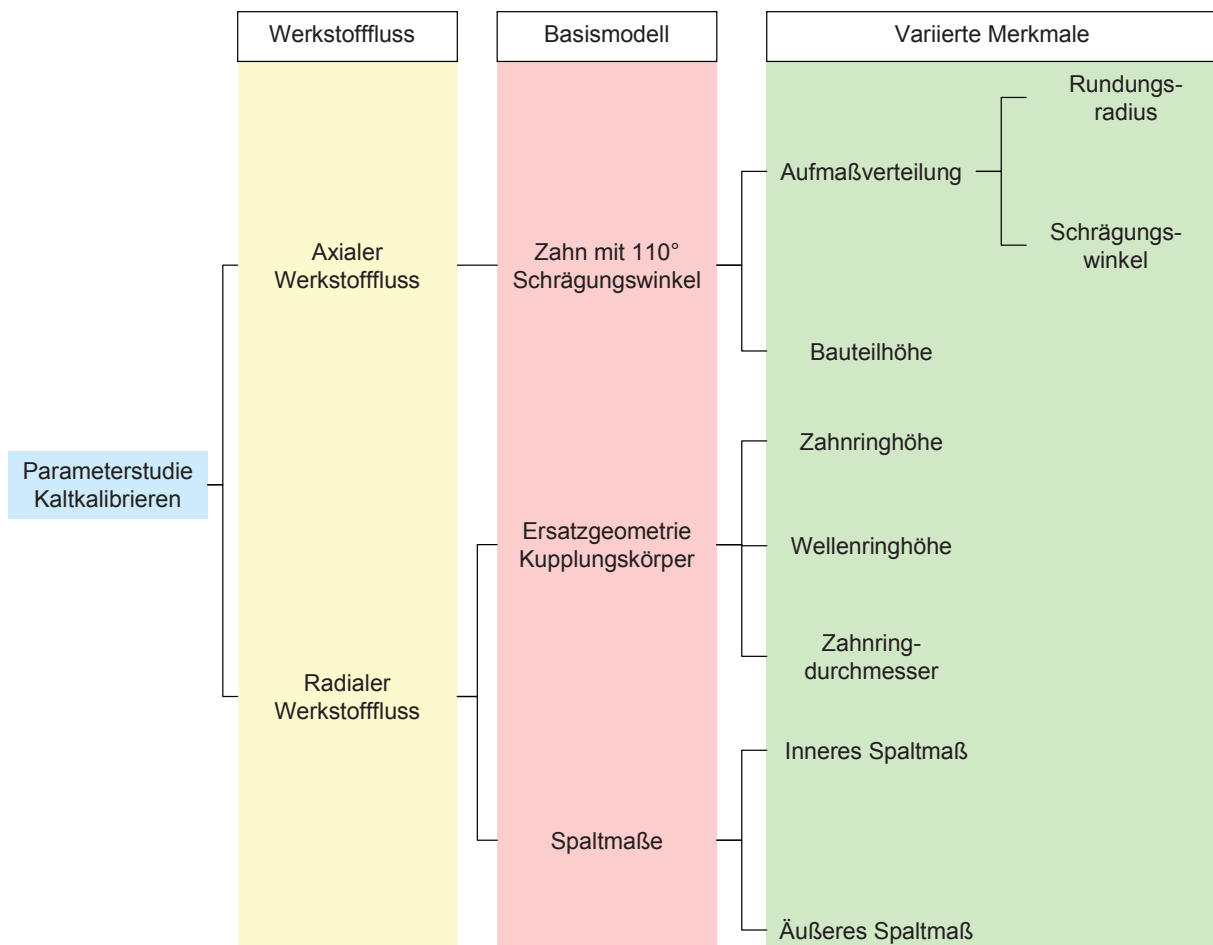


Abbildung 13.13: Das Versuchskonzept der Parameterstudie unterscheidet die Richtung des dominanten Werkstoffflusses und untersucht diesen an unterschiedlichen Modellen durch Variation von geometrischen Merkmalen.

Die Untersuchungen zum axialen Werkstofffluss erfordern gemäß Kapitel 13.2 zehn Simulationen für die Kreisbogen- und neun für Dreieckverteilung des Aufmaßes für eine Zahnhöhe. Aus den geforderten zwei Zahnhöhen erwachsen somit 38 zu simulierende Varianten.

Der radiale Werkstofffluss wird gemäß den Kapiteln 13.3 und 13.4 an zwei Modellen untersucht. Mit dem Modell der Ersatzgeometrie eines Kupplungskörpers werden acht Vorformtypen untersucht. Zur Analyse der Bedeutung der Spaltmaße für unterschiedliche Bauteilhöhen werden 30 Varianten verwendet. Insgesamt resultiert der radiale Werkstofffluss somit in 38 Varianten.

Zur Erfüllung der Parameterstudie ist daher von 76 Simulationen auszugehen. Da aber zusätzliche Simulationen angestellt werden sollen, um für das axiale Verpressen und das radiale Ausformen des Kupplungskörpers eine geeignete Vorform zu finden, falls dies mit den Varianten des Versuchsprogramms nicht erfolgt, kann die Zahl der Varianten während der Durchführung anwachsen.

14. Kaltkalibrieren – Axialer Werkstofffluss

In den Untersuchungen zum axialen Materialfluss wird die Wirkung unterschiedlicher Aufmaßverteilungen an den Vorformen von zu kalibrierenden Zähnen untersucht. Ziel ist es, einen Zahn zu erzeugen, der die theoretische Endkontur abbildet und eine Dichte von $\rho_{abs} \geq 7,6 \text{ g/cm}^3$ bzw. $\rho_{rel} \geq 0,967$ an der Zahnschulter und am Übergang von Zahnschulter zu Zahnschaft aufweist. Falls nicht ausdrücklich erwähnt, wird allen dargestellten Vorformvarianten gleicher Endhöhe das gleiche Anfangsvolumen mit einer Dichte von $\rho_{abs} 6,9 \text{ g/cm}^3$ bzw. $\rho_{rel} = 0,878$ zu Grunde gelegt.

Als Grundtypen für die Aufmaßgestaltung werden gemäß Kapitel 13.2 dreieck- und kreisbogenförmige Aufmaßverteilungen herangezogen. Diese werden jeweils für Zähne mit einer Höhe von 4 und 25 mm bei gleichbleibender Zahntiefe $t = 4 \text{ mm}$ untersucht. Daraus resultieren vier Simulationsblöcke für die Studien zum axialen Materialfluss:

1. Dreieckverteilung an Zähnen mit $h = 4 \text{ mm}$
2. Kreisbogenverteilung an Zähnen mit $h = 4 \text{ mm}$
3. Dreieckverteilung an Zähnen mit $h = 25 \text{ mm}$
4. Kreisbogenverteilung an Zähnen mit $h = 25 \text{ mm}$

Die Variationen werden zuerst mit Zähnen einer Höhe von 4 mm durchgeführt. Anschließend erfolgt die Beurteilung, ob und welche Varianten für eine Höhe von 25 mm zweckmäßig sind.

14.1 Dreieckverteilung an Zähnen mit $h = 4 \text{ mm}$

Die variable Größe in den Simulationen der Vorformen mit einem dreieckförmig verteilten Aufmaß ist der Schrägungswinkel der Vorform, der im Bereich von 50° bis 170° in 15° -Schritten variiert wird.

14.1.1 Vergleich aller Varianten des Simulationsblocks

Ein Vergleich der mit unterschiedlichen Schrägungswinkeln erreichten Formfüllung der Zähne mit einer Endhöhe von 4 mm gemäß Abbildung 14.1 zeigt eine vollständige Ausformung des Zahnes für einen Schrägungswinkel von 80° . Damit wird, wie in Abbildung 14.2 ersichtlich, ein gleichmäßiger Anstieg der Dichte über den Großteil des Zahnes erreicht. Die Streuung der Dichte bleibt, verglichen mit den übrigen Varianten, am kleinsten, und hohe Dichtegradienten werden nicht gefunden.

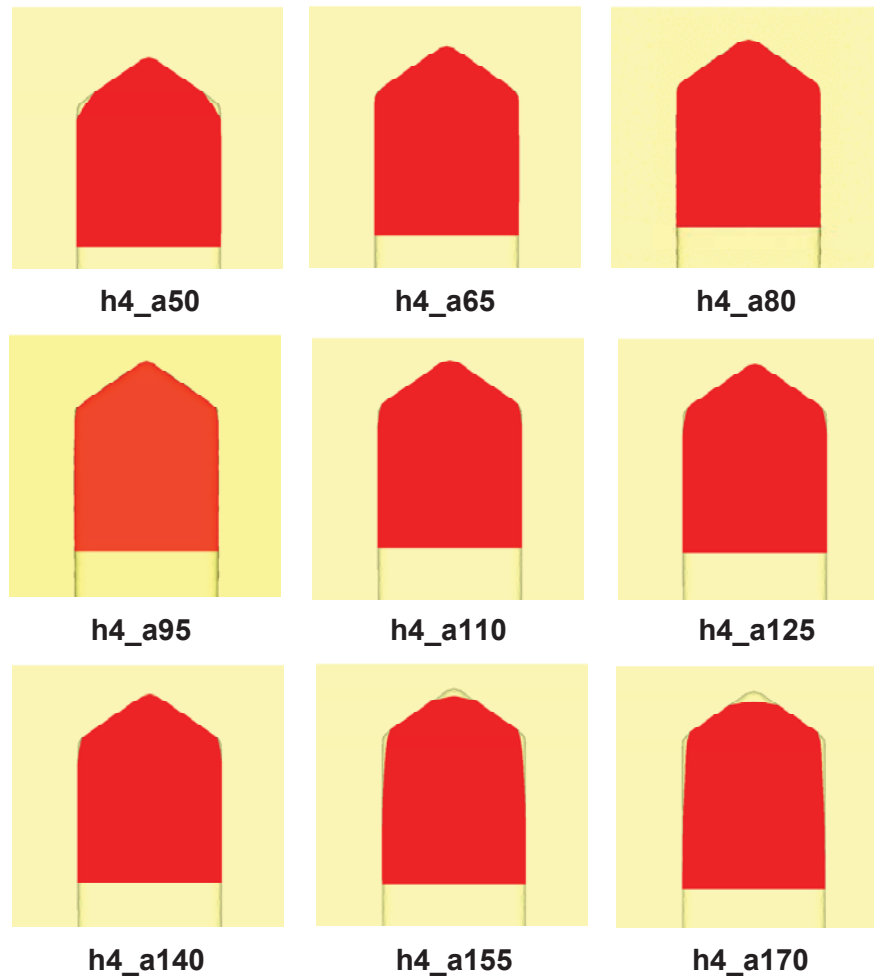


Abbildung 14.1: Werkzeug (gelb) und Werkstücke (rot), hergestellt aus Vorformen unterschiedlichen Schrägungswinkels, am Ende des Pressvorgangs.

Für zunehmend kleinere Schrägungswinkel nimmt die Ausformung des Überganges von Zahnspitze zu Zahnschaft (Zahnschulter) zunehmend ab (Abbildung 14.1) und die Zahnschulter wird immer stärker verdichtet (Abbildung 14.2). Dieses Verhalten in der Dichteverteilung ist auf die durch kleiner werdende Schrägungswinkel immer länger werdenden Dachschrägen der Vorform zurückzuführen. Da bei Vorformen, deren Schrägungswinkel kleiner ist als jener der Endgeometrie, die Zahnschulter zuerst in Kontakt mit dem Werkzeug tritt, wird die Zahnschulter mit länger werdenden Dachschrägen, die zu erhöhtem Hub führen, zunehmend umgeformt und erhält so mehr Aufmaß, das in der Spitze als zusätzliche Dichte eingeformt werden kann.

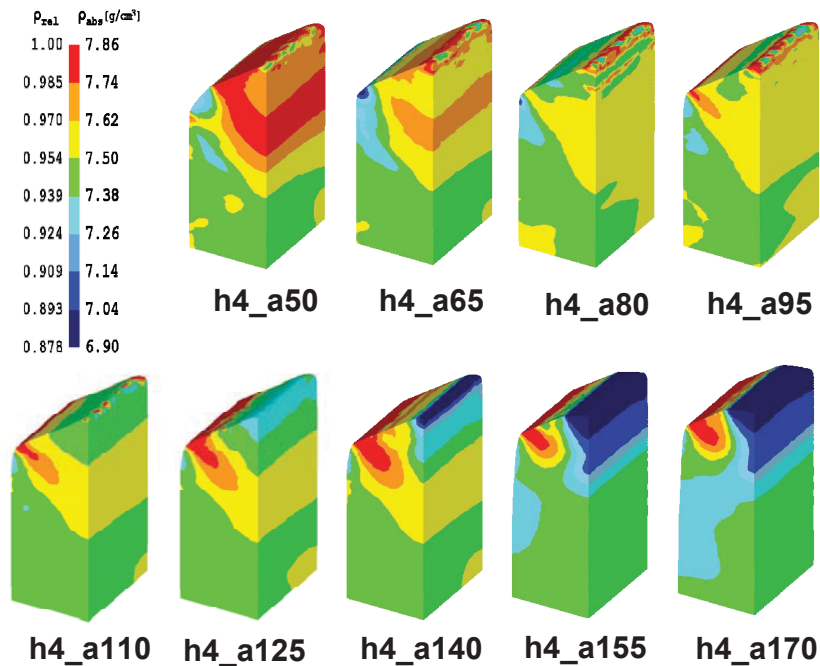


Abbildung 14.2: Verpresste Vorformen im Viertelschnitt veranschaulichen die Änderung der Dichteverteilung mit zunehmendem Schrägungswinkel der Vorform.

Umgekehrt muss für Vorformen, deren Schrägungswinkel größer ist als der Winkel des Werkzeuges gelten, dass zuerst die Zahnschulter in Kontakt mit dem Werkzeug tritt. Je größer der Schrägungswinkel ausfällt bzw. je flacher die Vorform wird, desto stärker wird die Schulter umgeformt und verdichtet und desto weniger Umformung und Verdichtung erfährt die Zahnspitze. Dies bestätigt die Simulationsstudie in Form von abnehmender Dichte an der Zahnspitze für immer größer werdende Schrägungswinkel (Abbildung 14.2) und durch abnehmende Formfüllung für Schrägungswinkel größer 110° (Abbildung 14.1). Für Schrägungswinkel größer 140° bleibt der Kontakt der Zahnspitze mit dem Werkzeug gänzlich aus. Dass der Schrägungswinkel von 110° zu keiner Formfüllung an der Schulter führt, ist auf den Mangel an Breitung des Zahnes zurückzuführen, die notwendig ist, um den Spalt zwischen Werkzeug und Vorform zu füllen.

Die Diskussion des Stempelkraftbedarfes erfolgt anhand der in Abbildung 14.3 dargestellten, ausgewählten Kraft-Weg-Verläufe. Mit Ausnahme der Variante h4_a170, also jener mit dem größten Schrägungswinkel und der kleinsten erreichten Formfüllung, ist ein typisches Profil in den Kraft-Weg-Verläufen erkennbar. In diesem folgt einer Einlaufphase über einige 1/10 Millimeter, in der der Linienkontakt zu einem flächigen Kontakt ausgebildet wird, ein gleichmäßiger, annähernd linearer Kraftanstieg, dem ein exponentieller Kraftanstieg folgt.

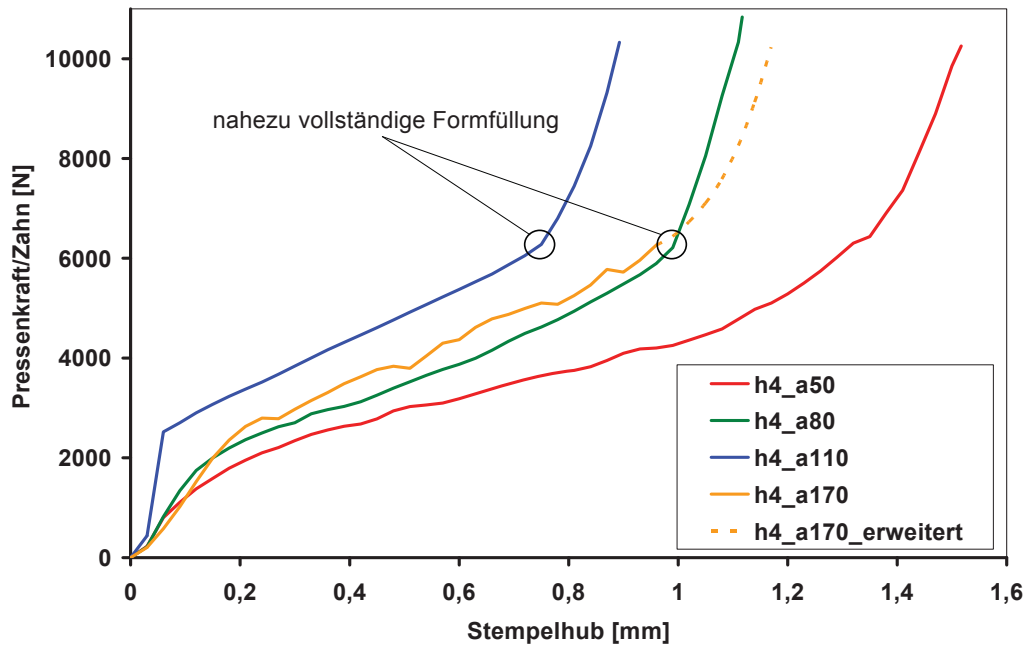


Abbildung 14.3: Ausgewählte Kraft-Weg-Verläufe des Verpressens von unterschiedlichen Vorformen. Für die Varianten h4_a80 und h4_a110 ist deutlich der Zeitpunkt fast vollständiger Formfüllung anhand eines exponentiellen Kraftanstiegs erkennbar.

Der gleichmäßige Kraftanstieg entspricht jener Phase des Verpressens der Vorform, in der die Formfüllung zunimmt, während die Dichte steigt. Ab einem Zeitpunkt, an dem die Form nahezu vollständig gefüllt ist (für die Varianten h4_a80 und h4_a110 sind noch Freiräume an den Schultern im Bereich kleiner 0,1 mm erkennbar), setzt der exponentielle Kraftanstieg ein. Dieser ist auf den hohen hydrostatischen Spannungsanteil zurückzuführen, der aus der fast vollständigen bzw. vollständigen Formfüllung resultiert. Aufgrund der geringen Formfüllung der Variante h4-a170 bleibt für diese die Phase des exponentiellen Kraft-Anstieges beim Verpressen auf Endhöhe $h = 4$ mm aus. Wird jedoch der Stempelweg erhöht (Variante h4_a170_erweitert), steigt die Formfüllung weiter an und schließlich wird ein exponentieller Kraftanstieg wie für die übrigen Varianten beobachtet.

Während für die Varianten h4_a80 und h4_a110 das Erreichen nahezu vollständiger Formfüllung anhand des Kraft-Weg-Verlaufes auf einen Stempelhub von einigen 1/100 Millimetern eingegrenzt werden kann, ist das für die übrigen Verläufe nicht möglich. Der Grund hierfür liegt in der Art der fortschreitenden Formfüllung der Varianten. Als Besonderheit der betrachteten Varianten h4_a80 und h4_a110 wird der Schaft über einen kurzen Verfahrensweg von einigen 1/100 Millimetern vollflächig an das Werkzeug gepresst, was zu einer raschen Verbesserung der Formfüllung und Eintreten des hydrostatischen Spannungszustandes führt. Im Gegensatz dazu steigt die Formfüllung für die Varianten h4_a50 und h4_a170 über einen größeren Verfahrensweg und die Anlage großer

Vorformflächen über einige 0,01 Millimeter bleibt aus. Eine genauere Betrachtung der Formfüllung erfolgt in den Kapiteln 14.1.2, 14.1.3 und 14.1.4. Aus dem Zusammenhang zwischen Formfüllung und Stempelkraft folgt, dass es möglich ist, die maximale Stempelkraft zu reduzieren, wenn bei der Auslegung des Werkzeuges Regionen vorgesehen werden, die während des gesamten Pressvorganges nicht gefüllt werden.

Als Konstruktionsrichtlinien werden somit erkannt:

„Nach Erreichen einer (fast) vollständigen Formfüllung steigt die Presskraft und damit die Werkzeugbelastung sprunghaft an.“

und

„Eine Reduktion der Presskraft und eine damit einhergehende Werkzeugentlastung ist durch das Vorsehen nicht vollständig gefüllter Bereiche bzw. einer Unterfüllung möglich.“

Die für das Verpressen der unterschiedlichen Vorformen benötigten maximalen Stempelkräfte werden in Abbildung 14.4 einander gegenübergestellt. Aus dem Vergleich mit den erreichten Formfüllungen (Abbildung 14.1) folgt, dass die benötigte Stempelkraft mit der Formfüllung anwächst. Ebenso treten unabhängig vom Winkel der Vorform für annähernd gleiche Formfüllungen annähernd gleiche Stempelkräfte auf.

Für Vorformen mit dreieckverteilterm Aufmaß wird somit folgende, vorläufige Konstruktionsrichtlinie formuliert:

„Unabhängig vom Schrägungswinkel tritt für Vorformen mit rein dreieckförmiger Aufmaßverteilung für eine vollständig gefüllte Gravur die gleiche maximale Presskraft auf.“

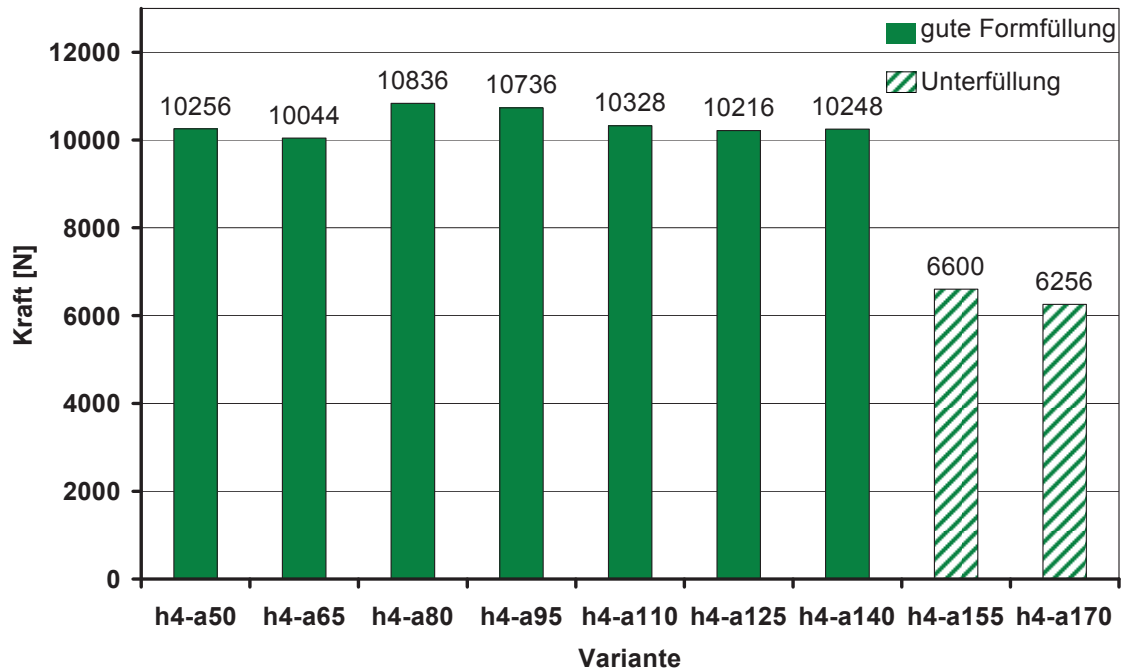


Abbildung 14.4: Im Vergleich der für Vorformen mit unterschiedlichem Schrägungswinkel auftretenden maximalen Stempelkräfte ist erkennbar, dass der Kraftbedarf für gefüllte Formen annähernd gleich groß ist.

Anhand des mit Abbildung 14.5 durchgeführten Vergleichs der Werkzeugbelastung ist erkennbar, dass die Vorformen mit 65°, 80° und 95°, die zu fast vollständiger Formfüllung bei annähernd gleichem Kraftbedarf führen, in ähnlich großer Werkzeugbelastung resultieren. Für die Vorformen mit größeren Schrägungswinkeln ist ein Abnehmen der Werkzeugbelastung mit zunehmendem Schrägungswinkel erkennbar. Dies ist auf die zunehmend geringere Formfüllung (Abbildung 14.1) und die abnehmenden Dichten (Abbildung 14.2) im Bereich des Zahnkopfes zurückzuführen, die auch in immer kleiner werdenden maximalen Stempelkräften resultieren (Abbildung 14.4). Im Gegensatz zu den gefüllten Gravuren werden für die Vorform mit einem Schrägungswinkel von 50° eine geringfügige Abnahme der Werkzeugbelastung an der Zahnspitze und eine erhöhte Belastung im Bereich der Zahnschulter beobachtet. Dieser Effekt ist auf das in Kapitel 14.1.2 angeführte, stärkere Breiten an den Schultern von Vorformen mit kleineren Schrägungswinkeln zurückzuführen.

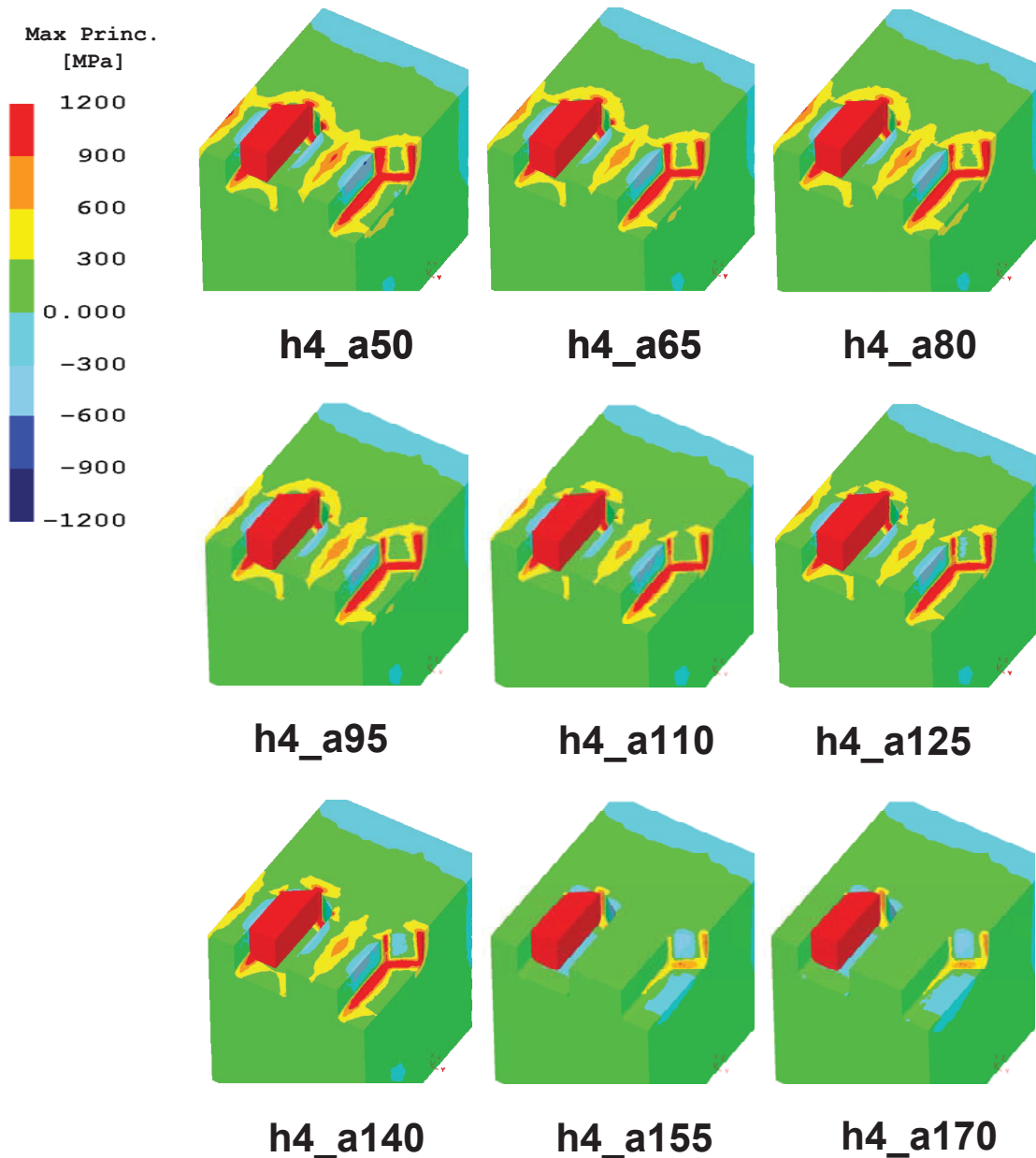


Abbildung 14.5: Viertelschnitt des Werkstückes (rot) im bei halber Zahntiefe geschnittenen Werkzeug und Ausgabe der Werkzeugbelastung in der Gravur anhand der größten Hauptnormalspannung. Unabhängig vom Schrägungswinkel der Vorform treten für fast bzw. vollständig gefüllte Gravuren annähernd gleiche Belastungen auf.

Aus der Betrachtung der Werkzeugbelastung wird für Vorformen mit dreieckverteiltem Aufmaß die folgende Konstruktionsrichtlinie abgeleitet:

„Die für eine vollständig gefüllte Gravur am Ende des Presshubes (zum Zeitpunkt der maximalen Stempelkraft) auftretende Werkzeugbelastung ist nahezu unabhängig vom Schrägungswinkel der gewählten Vorform.“

Um zu erkennen, welche Vorgänge die Vorform mit Schrägungswinkel 80° begünstigen und ob eine allgemeine Empfehlung für den Schrägungswinkel gegeben werden kann, wird der

Kalibrierprozess für die Vorformen mit Schrägungswinkel 50° und 170° , die die Extremvarianten im Simulationsblock darstellen, genauer betrachtet und jenem der Vorform mit Schrägungswinkel 80° , die zur vollständigen Formfüllung führt, gegenübergestellt.

14.1.2 Kalibrieren einer Vorform mit Schrägungswinkel 50°

In Abbildung 14.6 sind ausgewählte Zeitpunkte des Verpressens der Vorform zur Endform in einem Schnitt durch die Symmetrieebene, die quer zur Zahntiefenrichtung liegt, dargestellt.

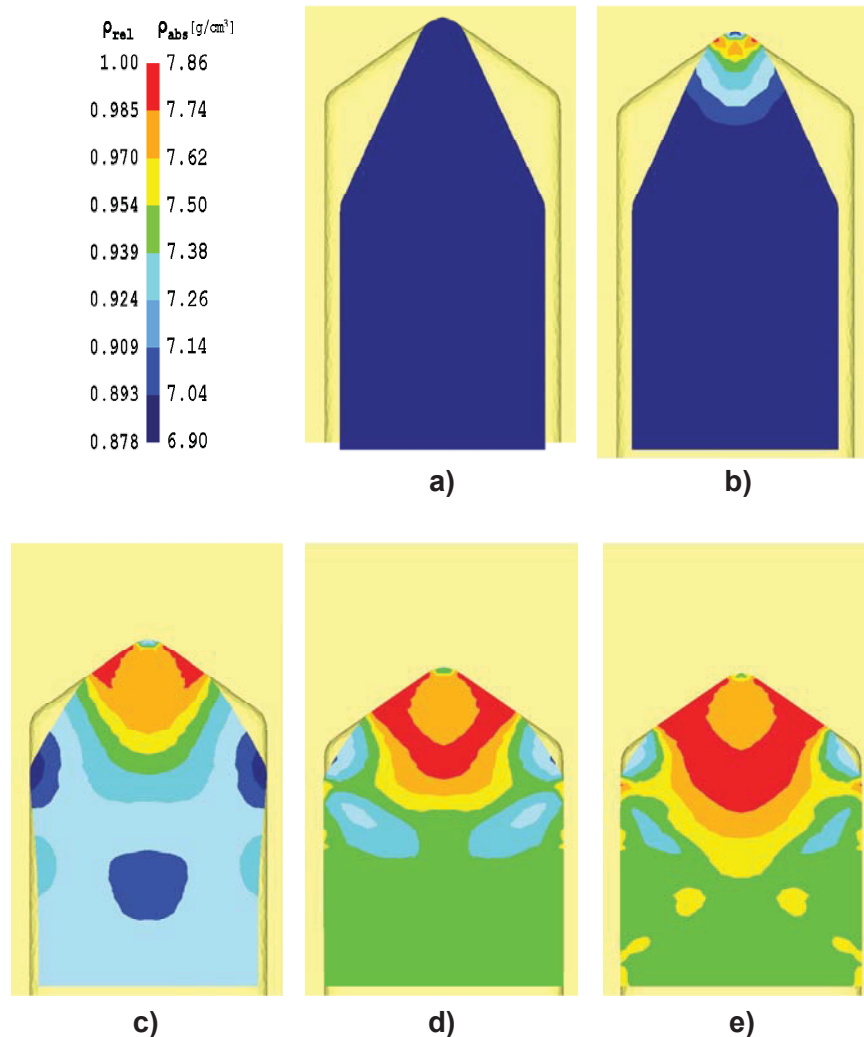


Abbildung 14.6: Ausgewählte Zeitpunkte des Verpressens der Vorform mit 50° Schrägungswinkel. Unverpresste Vorform (a), Ende des Verpressens der Spitze ohne Ausbauchen der Dachschrägen (b), Zeitpunkt des Kontaktes von Zahnschulter und Werkzeug (c), vollflächig am Werkzeug anliegender Schaft (d), Ende des Presshubes (e).

In Abbildung 14.6a ist erkennbar, dass zuerst die Spitze mit dem Werkzeug in Kontakt tritt. Über einen Hub von 0,18 mm wird die Spitze verdichtet, ohne dass andere Regionen des Zahnes eine signifikante Veränderung, beispielsweise ein Ausbauchen der Dachschrägen,

erfahren (Abbildung 14.6b). Mit fortschreitendem Hub führt die Umformung der Spitze zu einem Breiten des Zahnes an der Schulter. Die Schulterbreite wächst kontinuierlich an, bis nach 1,08 mm Hub die Schulter am Werkzeug anliegt (Abbildung 14.6c). Anschließend wird die in reibendem Kontakt mit dem Werkzeug befindliche Zahnschulter mit dem Werkzeug axial mitbewegt, was zu einer Verdichtung der Zahnschulter und einem Breiten des übrigen Schaftes, von der Zahnschulter ausgehend in Richtung Zahnfuß, führt. Solange der Werkstoff in radialer Richtung fließen kann, tritt keine nennenswerte Verbesserung der Formfüllung an der Schulter auf. Ab dem Zeitpunkt, an dem der Schaft vollflächig am Werkzeug aufliegt (Pressenweg = 1,44 mm, Abbildung 14.6d) und der radiale Materialfluss durch den vollflächigen Kontakt mit dem Werkzeug begrenzt wird, führt das Verpressen der Zahnschulter zu einer Verbesserung der Formfüllung und einem Dichteanstieg über den gesamten Zahn (Abbildung 14.6e), da der Werkstoff bevorzugt in Richtung der Kavität fließt. Eine vollständige Füllung kann mit dem zu Grunde gelegten Hub bzw. Aufmaß dennoch nicht erreicht werden, da bereits zu viel Werkstoff in Form von Dichte an der Zahnschulter eingeformt wurde.

14.1.3 Kalibrieren einer Vorform mit Schrägungswinkel 170°

Der Schrägungswinkel der Vorform von 170° ist größer als jener des Werkzeuges und bedingt somit einen ersten Kontakt der Vorform mit dem Werkzeug an der Zahnschulter, wie in Abbildung 14.7a ersichtlich. Aufgrund der großen Differenz der Schrägungswinkel von Werkzeug und Vorform ist die Kontaktfläche klein. Daher führt das Verpressen anfänglich zu einer Einformung der am Werkzeug anliegenden Regionen, die einen starken Dichteanstieg erfahren, was zu einer Vergrößerung der Kontaktfläche führt. Über einen Hub von 0,18 mm wird ein deutliches Breiten des Zahnes an der Schulter beobachtet, während der Schaft, insbesondere am Zahnfuß, keine relevante Änderung erfährt (Abbildung 14.7b). Anschließend beginnt der Zahnschaft, der noch annähernd Grunddichte und somit eine kleinere Fließspannung aufweist, ausgehend vom Zahnfuß zu breiten. Nach einem Hub von 0,96 mm berührt der Zahnfuß das Werkzeug (Abbildung 14.7c). Ab diesem Zeitpunkt wird die Werkzeuggravur im Bereich des Schaftes vom Zahnfuß in Richtung Zahnschulter gefüllt (Abbildung 14.7d). Während des gesamten Pressvorganges wächst die Kontaktfläche zwischen Vorform und Werkzeug an den Dachschrägen an, und unterhalb der Kontaktflächen der Vorform ist ein Dichteanstieg auf Werte nahe der Volldichte erkennbar. Obwohl ein Materialfluss in Breitenrichtung erkennbar ist und eine Formfüllung vom Zahnschaft hin zur Zahnschulter auftritt (Abbildung 14.7d), wird der Schaft nicht vollständig ausgeformt (Abbildung 14.7e). Dies ist darauf zurückzuführen, dass aufgrund des hohen Dichteanstiegs an der Zahnschulter und der Dachschrägen nicht mehr genug Werkstoff für

ein ausreichendes Breiten zur Verfügung steht. Ebenfalls bleibt eine Formfüllung im Bereich der Zahnspitze aus (Abbildung 14.7e).

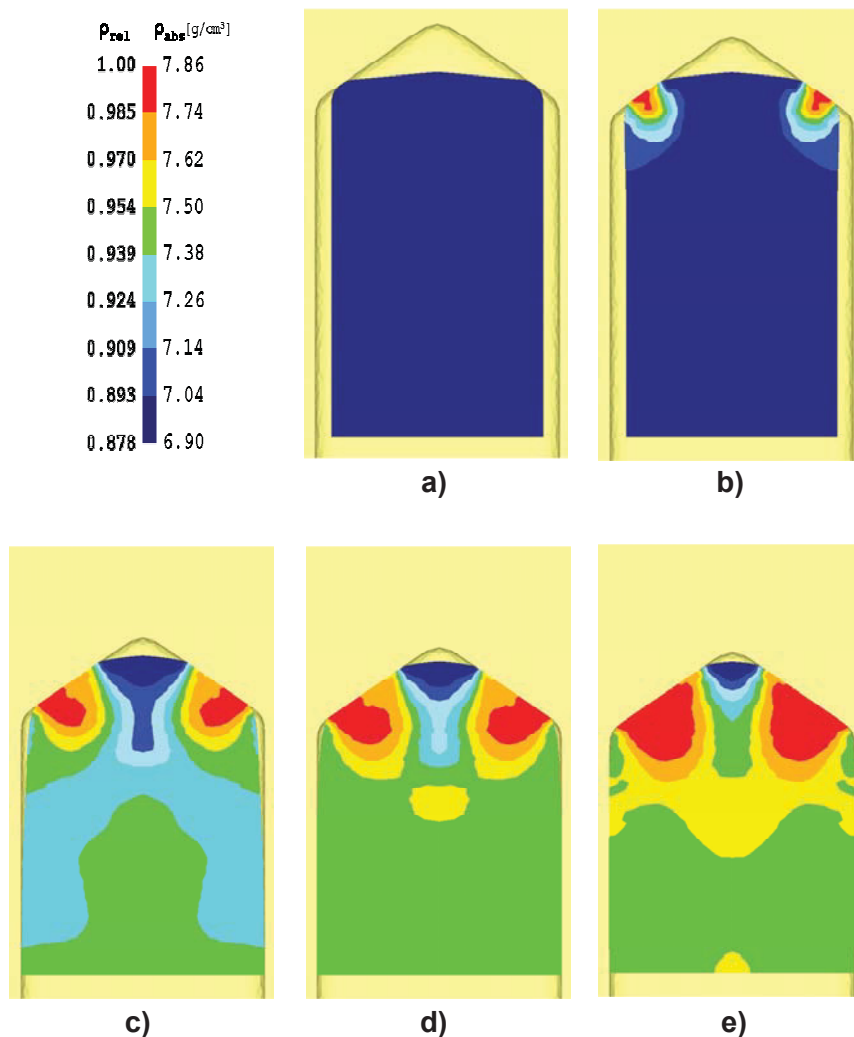


Abbildung 14.7: Ausgewählte Zeitpunkte des Verpressens der Vorform mit 170° Schrägungswinkel: Unverpresste Vorform (a), Ende des Verpressens der Schulter ohne Breiten des Schaftes (b), Zeitpunkt des Kontaktes von Zahnschaft und Werkzeug (c), zunehmende Anlage des Schaftes am Werkzeug (d), Ende des Presshubes (e).

Da der große Schrägungswinkel zu einer Vorform mit einer Höhe unterhalb der theoretischen Endhöhe führt, ist für das Ausformen der Spitze ein Wachsen des Zahnes entgegen der Pressrichtung notwendig. Dieses wird in der Simulation zu keinem Zeitpunkt beobachtet, was darauf zurückzuführen ist, dass stets Regionen vorliegen, die begünstigt vom Werkstoff erschlossen werden können. Dies sind einerseits die radialen Freiräume, die durch Breiten gefüllt werden und andererseits die Hohlräume im Werkstoff (Porosität), die durch Verdichtung gefüllt werden können. Das ein Werkstofffluss quer zur Pressrichtung gegenüber einem entgegen zur Pressrichtung bevorzugt ist, ist eine Tatsache, die in der Auslegung von Schmiede- und Fließpressprozessen berücksichtigt wird. Gemäß Schatt et al.

[Sch07f] weisen Sinterwerkstoffe eine „dichteabhängige Poissonzahl“ auf, weshalb beim Sinterschmieden erst ab Dichten größer 90 % ein Werkstofffluss entgegen der Pressrichtung auftritt.

14.1.4 Kalibrieren einer Vorform mit Schrägungswinkel 80°

Wie für die Vorform mit 50° tritt auch für jene mit Schrägungswinkel 80° der erstmalige Kontakt zum Werkzeug an der Zahnspitze in Abbildung 14.8a auf. Jedoch wächst die Kontaktfläche durch den größeren Schrägungswinkel bei gleichem Hub rascher an, was dazu führt, dass die Zone unterhalb der Kontaktfläche weniger verdichtet wird. Nach einem Hub von 0,18 mm ist bereits ein Breiten der Zahnschulter erkennbar (Abbildung 14.8b), wie es auch für die Vorform mit 50° (Kapitel 14.1.2) beobachtet wird. Im Gegensatz zu dieser beginnt aber auch der Zahnfuß zu breiten, ein Effekt der zuvor für die Vorform mit Schrägungswinkel 170° beobachtet wurde (Kapitel 14.1.3). Während der nächsten 0,78 mm Verfahrweg breitet der Schaft an Zahnschulter und Zahnfuß, wobei die Breitung an der Schulter stärker ausgeprägt ist. Gleichzeitig wird die Zahnspitze kontinuierlich eingeformt. Beispielhaft hierfür ist Abbildung 14.8c für einen Pressenhub von 0,54 mm. Durch die sehr früh auftretende große Kontaktfläche, die während des Pressen stetig anwächst, wird die Presskraft über große Querschnitte in das Bauteil eingeleitet, wodurch die Kontaktspannungen nur langsam ansteigen, was einen gleichmäßigen Anstieg der Dichte fördert und die Bildung von scharfen Dichtegradienten verhindert. Nach einem Stempelweg von 0,96 mm berührt der Schaft das Werkzeug auf ca. 4/5 seiner Höhe (Abbildung 14.8d). Zu diesem Zeitpunkt ist das Werkzeug im Bereich des Übergangsradius noch nicht ausgefüllt. Über die nächsten 0,12 mm Pressenweg wird der Schaft weiter ausgeformt, bis er vollständig am Werkzeug anliegt (Abbildung 14.8e). Die Formfüllung an der Zahnschulter erfährt dabei kaum eine Verbesserung. Ab dem Zeitpunkt der vollständigen Anlage des Schaftes am Werkzeug tritt aufgrund der fast vollständigen Umschließung des Werkstückes ein verstärkter hydrostatischer Spannungsanteil auf, der zu einem exponentiellen Anwachsen der benötigten Pressenkraft führt (siehe Kapitel 14.1.1). Erst nach dem vollständigen Anliegen des Schaftes am Werkzeug wird der verbleibende Hohlraum ausgefüllt (Abbildung 14.8f).

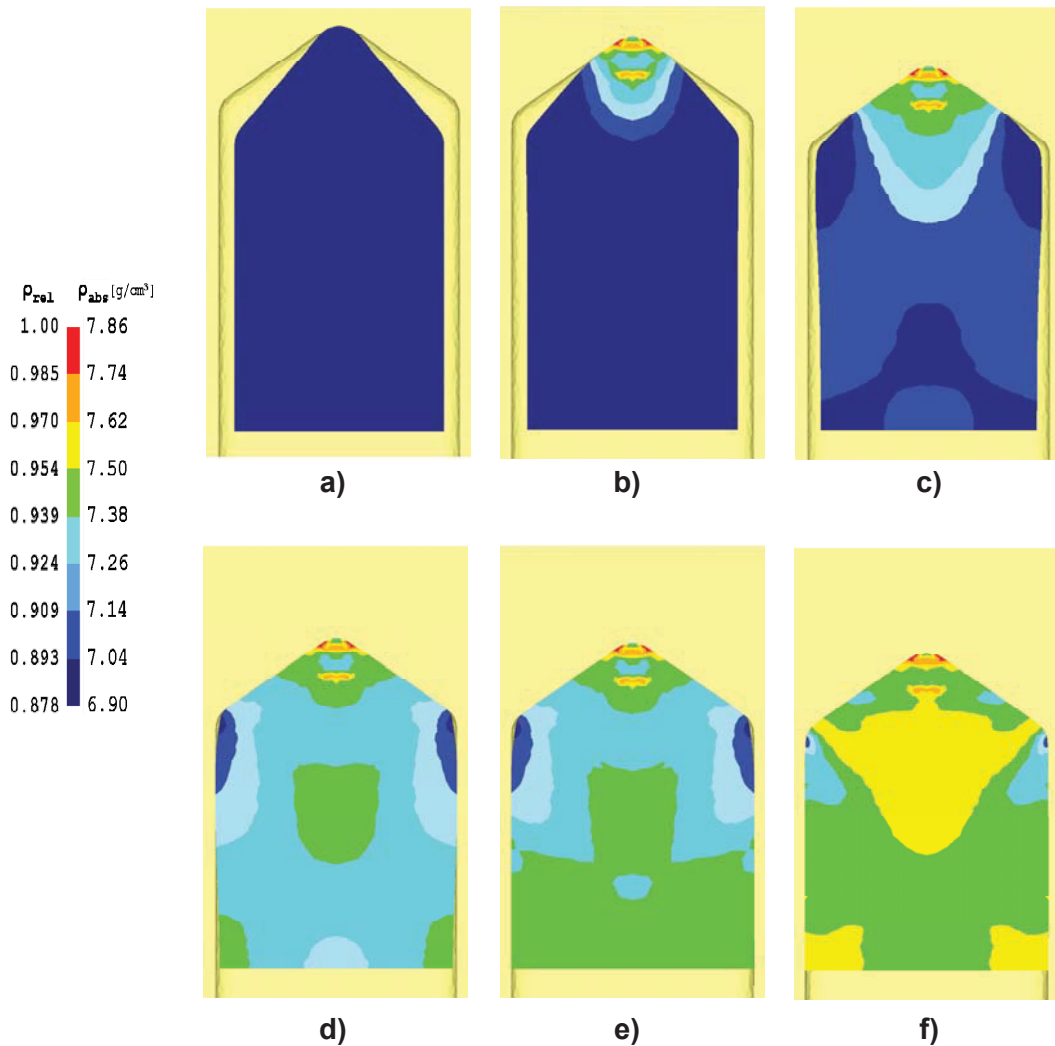


Abbildung 14.8: Ausgewählte Zeitpunkte des Verpressens der Vorform mit 80° Schrägungswinkel: Unversetzte Vorform (a), Ende des Verpressens der Spitze ohne Breiten von Schaft und Schulter (b), Breiten von Schaft und Schulter während des Verpressens ohne Kontakt von Schaft und Werkzeug (c), Anlage der Schulter am Werkzeug (d), vollflächige Anlage des Schaftes (e), vollständig gefüllte Gravur am Ende des Presshubes (f).

Die vollständige Ausformung des Zahnes ist auf das Zusammenspiel mehrerer Effekte zurückzuführen. Zum einen fördert der kleiner als der Schrägungswinkel des Werkzeuges gewählte Schrägungswinkel der Vorform die Verdichtung der Zahnspitze, garantiert deren Formfüllung und fördert andererseits das Breiten der Zahnschulter. Jedoch ist der Schrägungswinkel der Vorform jenem des Werkzeuges bereits so nahe, dass die Kontaktfläche an den Dachschrägen in einem Maß anwächst, das eine zu starke Verdichtung der Zahnspitze verhindert, wodurch stets genügend Werkstoff für die Ausformung des Schaftes verbleibt, was frühzeitig zu einem Breiten des Schaftes beginnend am Zahnfuß führt.

14.1.5 Zusammenfassung zur Dreieckverteilung an Zähnen mit $h = 4$ mm

Die für unterschiedliche Schrägungswinkel wirkenden Effekte werden in Abbildung 14.9 grafisch zusammengefasst. Die Werkzeugbelastung ist für die nur gering ausgefüllten Formen schraffiert auf dem Niveau der gut gefüllten Formen dargestellt, da bei erhöhtem Hub und damit gesteigerter Formfüllung eine Annäherung von Presskraft und Werkzeugbelastung für die einzelnen Varianten aufgrund des zunehmenden hydrostatischen Spannungsanteils zu erwarten ist.

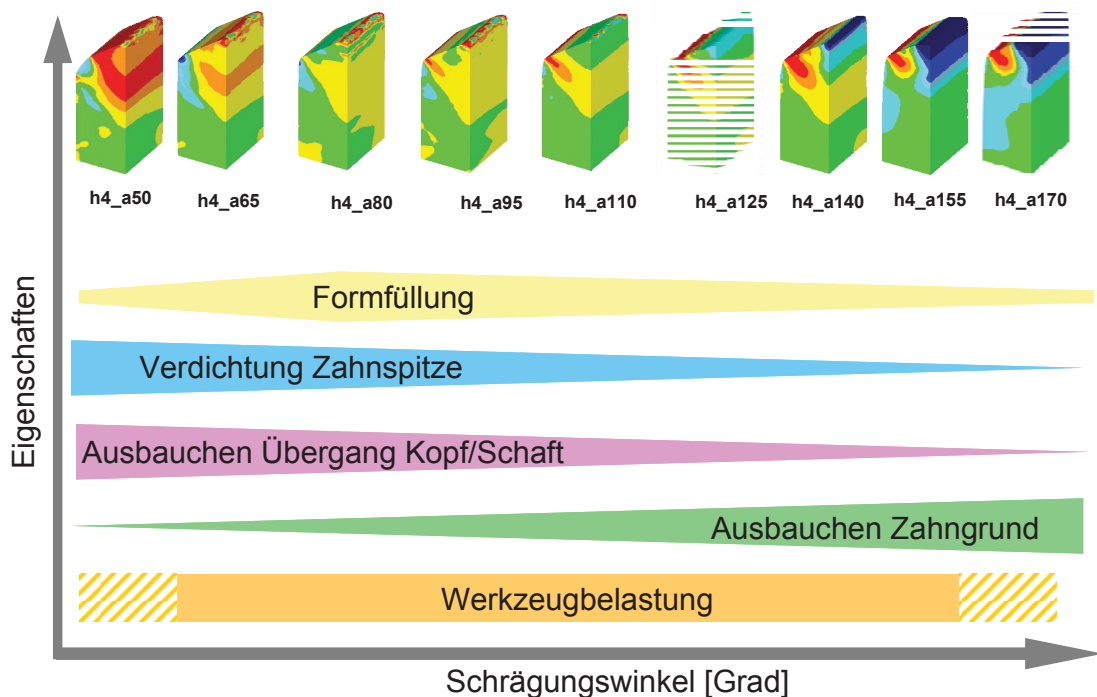


Abbildung 14.9: Quantitative Eigenschaftsänderungen des Fertigteils mit zunehmendem Schrägungswinkel der Vorform.

Aus dem Verständnis dieser Effekte erwächst die Frage, ob nicht auch Winkel größer 80° zu einer vollständigen bzw. für die betriebliche Praxis ausreichenden Formfüllung führen können, wenn ein kleineres Spaltmaß gewählt wird und somit weniger Breitung des Zahnes notwendig ist. Von diesem Effekt könnte in der betrieblichen Praxis profitiert werden, da Schrägungswinkel kleiner 90° zu presstechnischen Problemen in der Vorformproduktion führen. Somit ist es sinnvoll, die vorige Überlegung in einer ergänzenden Untersuchung, die in den Versuchsplan aufgenommen wird, zu überprüfen. Dies erfolgt in Kapitel 14.4.

14.2 Kreisbogenverteilung an Zähnen mit $h = 4$ mm

Gemäß dem Versuchsprogramm in Kapitel 13.2 werden die Vorformen am Zahnkopf mit Radien von 1,3 bis 5 mm ausgeführt. Die für Radien größer 1,3 mm auftretenden Schnittkanten zum Schaft werden mit $R = 0,3$ mm verrundet.

14.2.1 Vergleich aller Varianten des Simulationsblocks

Wie in Abbildung 14.10 ersichtlich, wird mit keinem der untersuchten Radien eine vollständige Formfüllung erreicht. Zur besten Füllung führt die Vorform mit 1,4 mm Rundungsradius, jenem Radius der der halben Zahnbreite des fertigen Zahnes entspricht. Mit größer werdenden Radien nimmt die Formfüllung an der Spitze und am Schaft, beginnend von der Schulter in Richtung Zahnfuß, ab. Dieses Verhalten wird auch für die Vorform mit 1,3 mm Radius gefunden. Dass die Spitze nicht ausgeformt wird, ist darauf zurückzuführen, dass alle untersuchten Radien größer sind als jener der Endgeometrie. Um die Gravur zu füllen, ist daher ein Zahnwachstum notwendig. Dieses tritt aber nicht auf, da für den gewählten Hub einerseits noch andere Freiräume verbleiben, die durch Breiten des Zahnes bevorzugt gefüllt werden können, und andererseits noch Regionen vorhanden sind, deren Verdichtung weniger Kraft erfordert als ein Steigen.

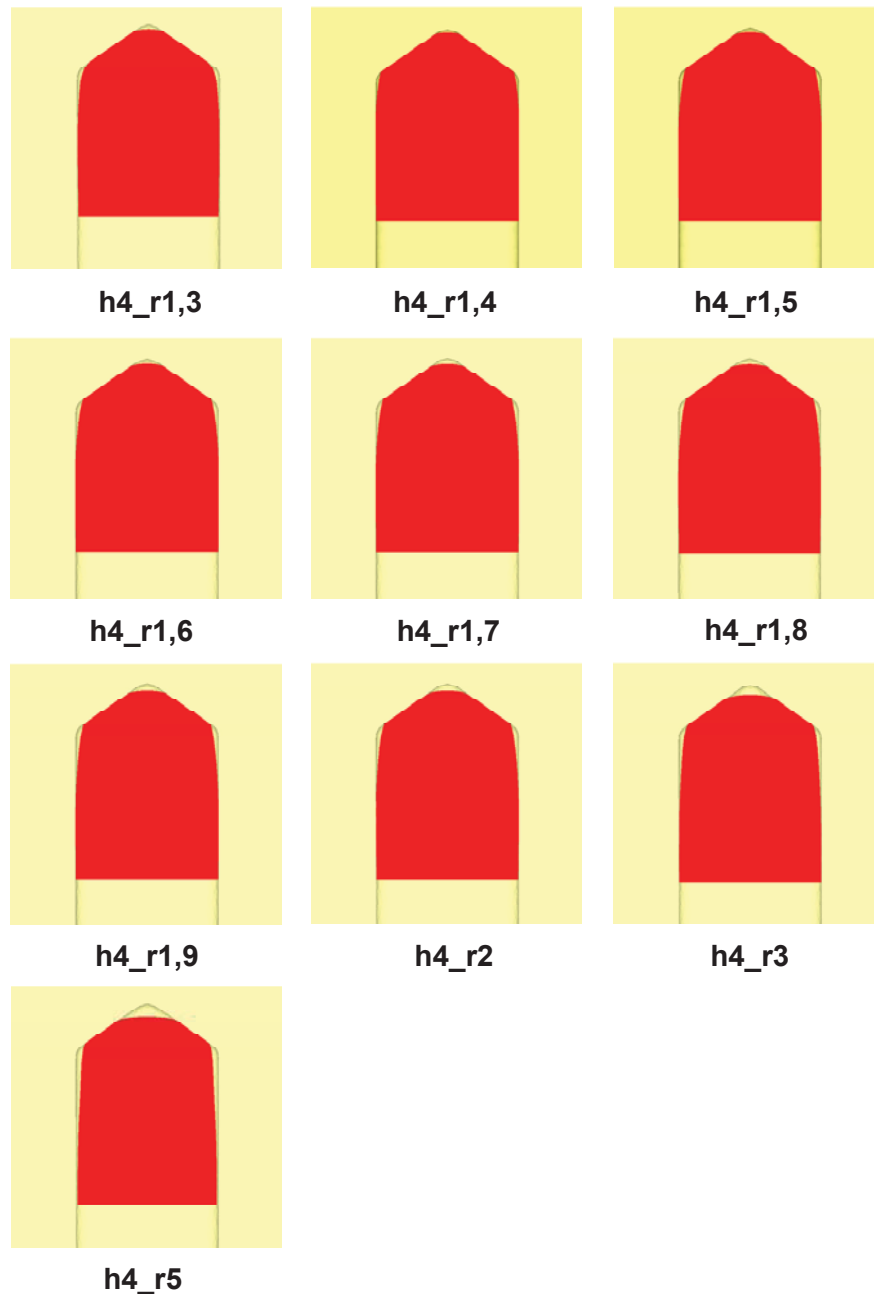


Abbildung 14.10: Werkzeug (gelb) und Werkstücke (rot), hergestellt aus Vorformen mit unterschiedlichem Rundungsradiusradius, am Ende des Pressvorgangs. Die beste Formfüllung wird mit Radien nahe der halben Zahnbreite des fertigen Bauteils festgestellt.

In Abbildung 14.11 ist für alle Vorformvarianten ein Dichteanstieg entlang der Scherbänder des Schmiedekreuzes erkennbar. Da kein Zahnwachstum auftritt, wird mit keiner Vorformvariante eine Verdichtung der Spitze erreicht. Die Zähne verbleiben untermaßig. Den höchsten Dichteanstieg erfahren die Bereiche unterhalb der Kontaktzone zu den Dachschrägen des Werkzeugs. Je größer der Radius, desto stärker ist der Dichteanstieg im oberen Bereich der Zahnschulter.

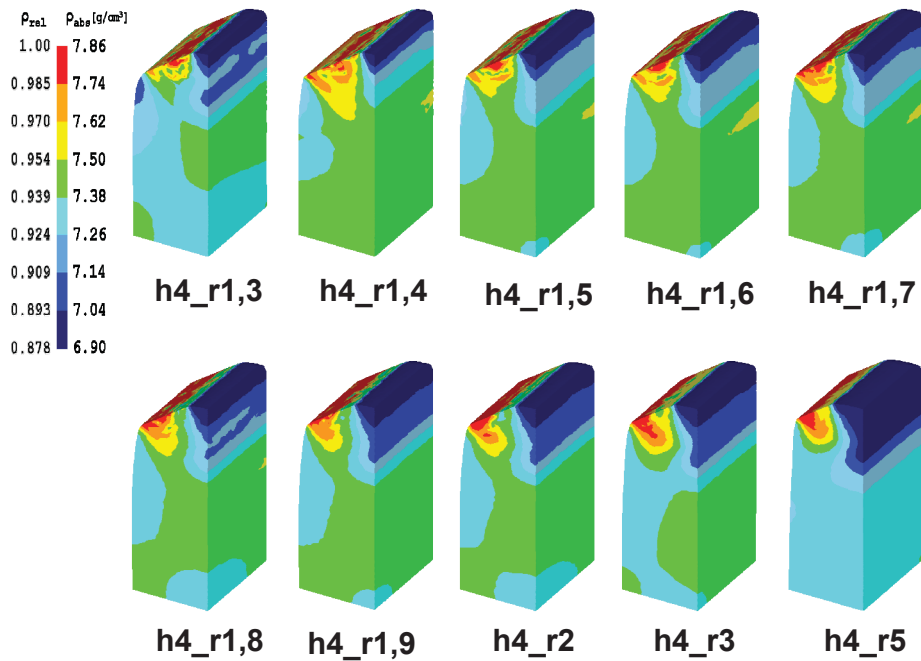


Abbildung 14.11: Verpresste Vorformen im Viertelschnitt veranschaulichen die Änderung der Dichteverteilung mit zunehmendem Radius der Vorform. Je größer der Radius der Aufmaßverteilung, desto höher der Dichteanstieg an der Zahnschulter und umso kleiner die Verdichtung und Formfüllung der Zahnspitze.

Wie für die Dreieckverteilungen wird für die Kreisbogenverteilungen gemäß Abbildung 14.12 die höchste Presskraft für die Variante, die zur besten Formfüllung führt, gefunden. Ebenso sinkt die Presskraft mit abnehmender Formfüllung. Um die mit Radius $R = 1,4$ mm ausgeführte Vorform auf eine Endhöhe $h = 4$ mm zu verpressen, werden mit 7804 N um 2992 N weniger Kraft benötigt als für die Dreieckverteilung mit 80° Schrägungswinkel. Auch die Werkzeugbelastung fällt wesentlich geringer aus, was auf die unerwünschte Unterfüllung zurückzuführen ist.

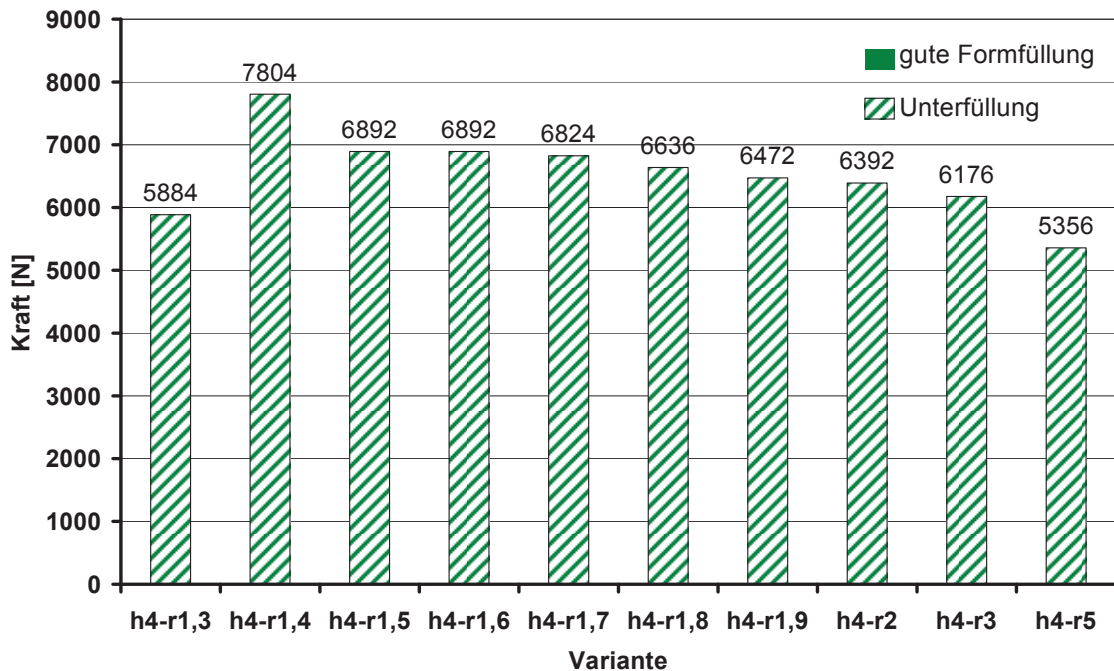


Abbildung 14.12: Für Vorformen mit unterschiedlichen Rundungsradien auftretende maximale Stempelkräfte. Mit keiner Vorform wird eine ausreichende Formfüllung erreicht.

Die höchste Kraft tritt für die Variante mit größter Formfüllung auf.

Da keine der Radienverteilungen eine ausreichende Formfüllung erreicht, die Presskräfte jedoch deutlich unter denen der Dreieckverteilungen liegen, wird in einem nächsten Schritt untersucht, ob mit radienförmigen Vorformen eine zufriedenstellende Formfüllung erreicht werden kann, wenn mit der gleichen maximalen Endkraft gearbeitet wird, die für eine Vorform mit dreieckverteilterm Aufmaß, die zur Formfüllung (Schrägungswinkel 80°) führt, benötigt wird.

14.2.2 Simulation mit erhöhter Presskraft

Zu Beginn der Simulationen mit erhöhter Presskraft ist nicht bekannt, ob eine Formfüllung mit der gegebenen Presskraft erreicht wird und falls ja, wieviel Aufmaß eingeformt werden muss, um einen Zahn mit einer Höhe von $h = 4$ mm zu formen. Darum wird die bereits erstellte Vorform mit Radius $R = 1,4$ mm bis zum Erreichen einer maximalen Last von 10836 N verpresst. Das führt zwar zu einem Zahn kleiner $h = 4$ mm, sollte aber eine Formfüllung erreicht werden, kann aus dem Endvolumen des Zahnes auf das benötigte Vorformvolumen, um Zähne mit einer Höhe von $h = 4$ mm zu erreichen, zurückgerechnet werden. Das zusätzliche Werkstoffvolumen ist dann als zusätzliche Höhe in den Schaft einzubringen.

Die gesteigerte Presskraft führt zu einem Anstieg des Hubs um 0,05 mm, was einer theoretischen Höhe des voll ausgeformten Zahnes von 3,95 mm und dem Verpressen von 12,7 % Aufmaß entspricht. Durch den höheren Verfahrenweg des Werkzeuges wird die Formfüllung gemäß Abbildung 14.13a und c deutlich verbessert, und die Regionen unterhalb der Dachschrägen erfahren in Richtung der Scherbänder des Schmiedekreuzes einen weiteren Dichteanstieg (Abbildung 14.13b und d) Lediglich an der Zahnschulter im Bereich des Rundungsradius und an der Zahnspitze verbleiben Freiräume zum Werkzeug.

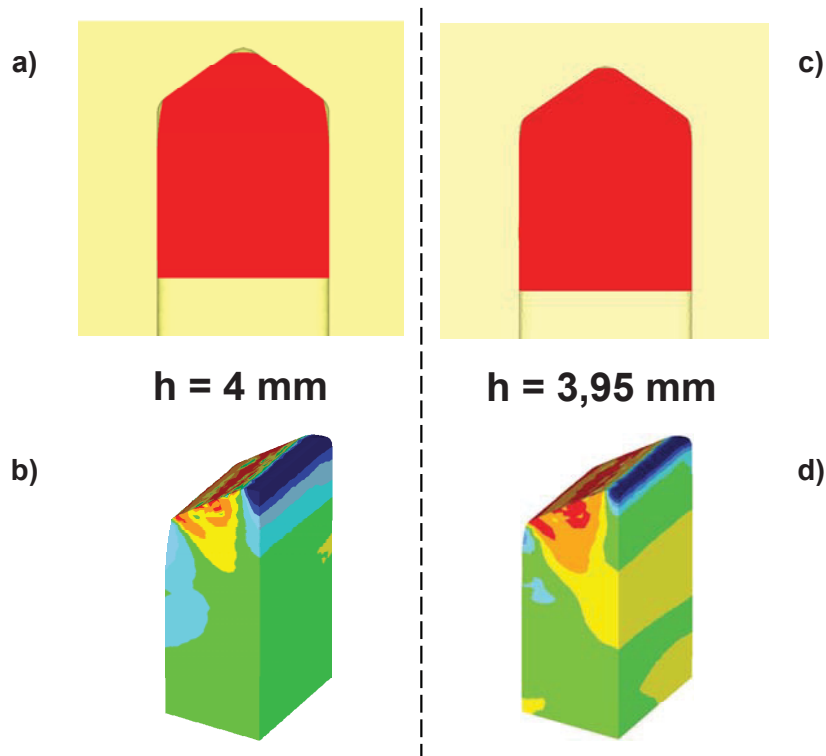


Abbildung 14.13: Mit einer Vorform mit Rundungsradius $R = 1,4 \text{ mm}$ bei Endhöhe $h = 4 \text{ mm}$ erreichte Formfüllung (a) und Dichteverteilung (b) und die damit bei einer Endhöhe von $h = 3,95 \text{ mm}$ erzielte Formfüllung (c) und Dichteverteilung (d), die zur gleichen maximalen Stempelkraft führt, wie sie für verpresste dreieckförmige Vorformen, die zu gefüllten Gravuren führen, auftritt.

Vermutlich wird der Spalt zwischen Werkzeug und Werkstück durch eine geringe Erhöhung des Hubs, die zu einer weiteren Verschiebung des Profils der Dachschrägen in Richtung Zahnfuß führt, korrigiert werden können. Allerdings wird die vollständige Formfüllung an der Spitze zu diesem Zeitpunkt noch nicht erreicht werden, da hierfür ein Zahnwachstum notwendig ist und der Werkstoff zudem durch Reibkräfte am Füllen der Gravur behindert wird. Da die Zahnspitze keine Umformung erfährt, bleibt dort ein Dichteanstieg aus.

Nachdem dieses Verhalten auch für Vorformen mit Schrägungswinkeln größer dem Schrägungswinkel der Endgeometrie auftritt, kann folgende, allgemeine Gestaltungsempfehlung formuliert werden:

„Um die Formfüllung an der Zahnspitze zu gewährleisten, soll der Rundungsradius der Zahnspitze von Vorformen mit dreieckverteilterm Aufmaß kleiner oder gleich dem Radius der Endgeometrie ausgeführt werden.“

Anhand Abbildung 14.14 ist erkennbar, dass die Werkzeugbelastung bei gleicher Stempelkraft sehr ähnlich jener der Vorform mit dreieckverteilterm Aufmaß und Schrägungswinkel $\alpha = 80^\circ$ ist. Ein Unterschied ist im Bereich der Zahnspitze des Werkzeuges, mit dem die radienförmige Vorform verpresst wird, gegeben. Hier wird das Werkzeug beim Verpressen der radienförmigen Vorform geringfügig weniger belastet, da die Spitze nicht zur Gänze ausgeformt wird. Das überwiegende Übereinstimmen der Werkzeugbelastungen ist auf die bei beiden Varianten auftretende vollständige bzw. nahezu vollständige Formfüllung zurückzuführen, die einen hohen hydrostatischen Spannungsanteil generiert und so zu einer Angleichung der Werkzeugbelastung führt.

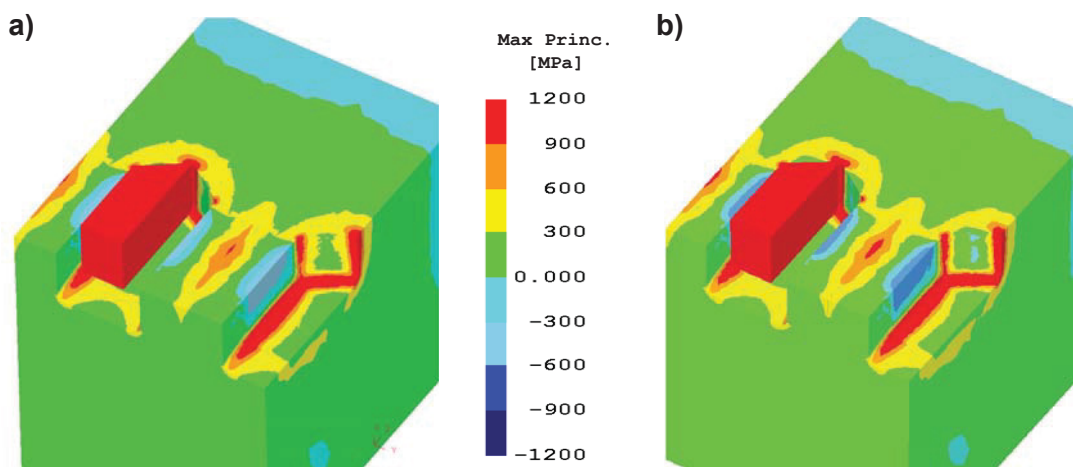


Abbildung 14.14: Viertelschnitt des Werkstücks (rot) im bei halber Zahntiefe geschnittenen Werkzeug und Ausgabe der Werkzeugbelastung in der Gravur anhand der größten Hauptnormalspannung. Werden die Vorform mit dreieckverteilterm Aufmaß und Schrägungswinkel 80° (a) und jene mit kreisbogenförmigem Aufmaß mit Radius 1,4 mm (b) mit gleicher Kraft verpresst, so dass eine nahezu vollständige Formfüllung auftritt, treten ähnliche Werkzeugbelastungen auf.

So erfolgt zum Zeitpunkt der (fast) vollständigen Formfüllung für beide Vorformen ein Dichteanstieg über das gesamte Bauteil. Das weitere Pressen führt aufgrund des hohen hydrostatischen Spannungsanteils zu einem weiteren Dichteanstieg über das gesamte Bauteil und zu einer Abnahme des Dichtegradienten innerhalb des Bauteils. Im Extremfall

erreichen die Vorformen über den gesamten Querschnitt nahezu Voldichte. Da allen Vorformen das gleiche Anfangs- und Endvolumen zu Grunde gelegt wurde, tritt diese für gleiche Bauteilhöhen auf. Diese ist in der betrieblichen Praxis aufgrund der hohen Stempelkräfte und daraus resultierender Werkzeugbelastung im Kaltkalibrierprozess nicht erreichbar.

Da die Variante mit Rundungsradius erst später zur Formfüllung führt, ist es möglich, mit gleicher Presskraft mehr Aufmaß zu verpressen. Das genaue Wirken von Freiräumen wird in den Untersuchungen zum Spaltmaß in Kapitel 16 untersucht. Jedoch sprechen die schwer erreichbare Formfüllung an der Zahnspitze und die geringe Enddichte an den im Einsatz hoch belasteten Regionen der Zahnspitze und Zahnschulter gegen den Einsatz radienförmiger Aufmaßverteilungen. Dies führt zur Erkenntnis, dass für zwei unterschiedliche Vorformen die Werkzeugbelastung bei gleicher Stempelkraft gleich hoch ausfällt, wenn nach dem Erreichen einer vollständigen Formfüllung weiter umgeformt wird.

Aufgrund der annähernd gleichen Formfüllung und Werkzeugbelastung, die mit der gleichen Stempelkraft erreicht wird, kann die in Kapitel 14.1.1 definierte Konstruktionsrichtlinie *„Die für eine vollständig gefüllte Gravur am Ende des Presshubes (zum Zeitpunkt der maximalen Stempelkraft) auftretende Werkzeugbelastung ist nahezu unabhängig vom Schrägungswinkel der gewählten Vorform.“*

innerhalb der Grenzen des untersuchten Vorformenspektrums weiter verallgemeinert werden zu:

„Die für eine vollständig gefüllte Gravur am Ende des Presshubes (zum Zeitpunkt der maximalen Stempelkraft) auftretende Werkzeugbelastung ist nahezu unabhängig von der gewählten Vorformgeometrie.“

Um die Stempelkraft zu verringern, erscheint es daher vorteilhaft, Bereiche im Werkzeug vorzusehen, die nicht zwingend von der Vorform gefüllt werden müssen (vgl. Kapitel 14.1.1). Da die Werkzeugbelastung mit steigender Stempelkraft anwächst, kann die in Kapitel 14.1.1 definierte Konstruktionsrichtlinie

„Eine Reduktion der Pressenkraft ist durch das Vorsehen nicht vollständig gefüllter Bereiche bzw. einer Unterfüllung möglich.“

zu

„Eine Reduktion der Pressenkraft und Werkzeugbelastung ist durch das Vorsehen nicht vollständig gefüllter Bereiche bzw. einer Unterfüllung möglich.“

erweitert werden.

Ist dies nicht machbar, so sollte versucht werden, Regionen, die nur eine geringfügig erhöhte Enddichte benötigen, am Ende des Pressens, wenn bereits ausreichend Dichte in den später hoch belasteten Regionen vorhanden ist, auszuformen, um eine weitere Umformung des vollständig am Werkzeug anliegenden Werkstückes zu verhindern. Als Konstruktionsrichtlinie gilt somit:

„Um das Werkzeug zu entlasten, sollte ein Verpressen nach Erreichen der Formfüllung, erkennbar am exponentiellen Kraft-Anstieg, ausbleiben. Daher sollte die Verdichtung der Regionen höchster Enddichte zum Zeitpunkt der Formfüllung abgeschlossen sein.“

Weiters wird durch die Simulation mit gesteigerter Presskraft gezeigt, dass auch mit einer Radienverteilung gute Formfüllung erreicht werden kann. Jedoch ist hierfür ein höheres Aufmaß notwendig. Nachteilig an radienförmigen Aufmaßverteilungen ist die mit konventionellen Werkzeugen nicht erreichbare Verdichtung der Zahnschulter. Daher gilt als Konstruktionsrichtlinie:

„Dreieckverteilungen des Aufmaßes sind radienförmigen Verteilungen vorzuziehen.“

14.3 Simulationen mit Zahnendhöhe $h = 25$ mm

Der Vergleich ausgewählter simulierter Dichteverteilungen für Zähne der Endhöhen $h = 4$ und $h = 25$ mm zeigt keine wesentlichen Unterschiede in der Dichteverteilung des Zahnkopfes und der Werkzeugbelastung. Die für Zähne der Höhe $h = 4$ mm gewonnenen Konstruktionsrichtlinien werden bestätigt und sind somit auch für größere Zähne anwendbar. Daher wurde die Arbeit an den Simulationen für Zähne der Endhöhe $h = 25$ mm frühzeitig eingestellt und stattdessen versucht, in einem neuen Simulationsblock Maßnahmen zum Verbessern der Formfüllung und Dichteverteilung zu finden.

14.4 Ergänzende Untersuchungen zum axialen Materialfluss

Ergänzend zum ursprünglichen Simulationsprogramm werden die Wirkungen des Spaltmaßes zwischen Schaft und Werkzeug, die Kombination von dreieck- und kreisbogenförmiger Aufmaßverteilung, sowie die Verwendung von Freistellungen an den Dachschrägen der Vorform untersucht. Die Simulationen werden mit Zähnen der Endhöhe $h = 4$ mm durchgeführt.

14.4.1 Kleineres Spaltmaß

Aus presstechnischen Gründen werden Vorformen mit Schrägungswinkeln größer 90° ausgeführt. Mit diesen wird in Kapitel 14.1 mit dem zu Grunde gelegten Aufmaß keine vollständige Formfüllung erreicht, da der Werkstofffluss quer zur Pressrichtung nicht

ausreicht, um die Gravur im Bereich des Schafts zu füllen. Durch Halbieren des radialen Spaltmaßes wird versucht, den Bedarf an radialem Materialfluss zu verringern, um so auch mit Vorformen mit einem Schrägungswinkel $> 90^\circ$ eine Formfüllung zu erreichen.

Für die Untersuchungen mit kleinerem Spaltmaß werden die Vorformen mit 95° und 110° Schrägungswinkel herangezogen. Da die zu erzielende Endkontur und somit das Kalibrierwerkzeug unverändert bleiben, müssen die Vorformen verbreitert werden, um das Spaltmaß zu verringern. Unter der Voraussetzung konstanten Vorformvolumens führt das Verbreitern zu einer geringeren Schaftlänge und somit kleineren Vorformhöhe. In Abbildung 14.15 werden die ursprünglichen Vorformen den daraus entwickelten Vorformen, die zu geringerem Spaltmaß führen und durch den Zusatz „_rS“ gekennzeichnet sind, gegenübergestellt. Aufgrund der geringeren Höhe der modifizierten Vorformen nimmt der notwendige Verfahrensweg um die gewünschte Endhöhe zu erreichen ab, weshalb eine geringere Umformung der Zahnschulter zu erwarten ist.

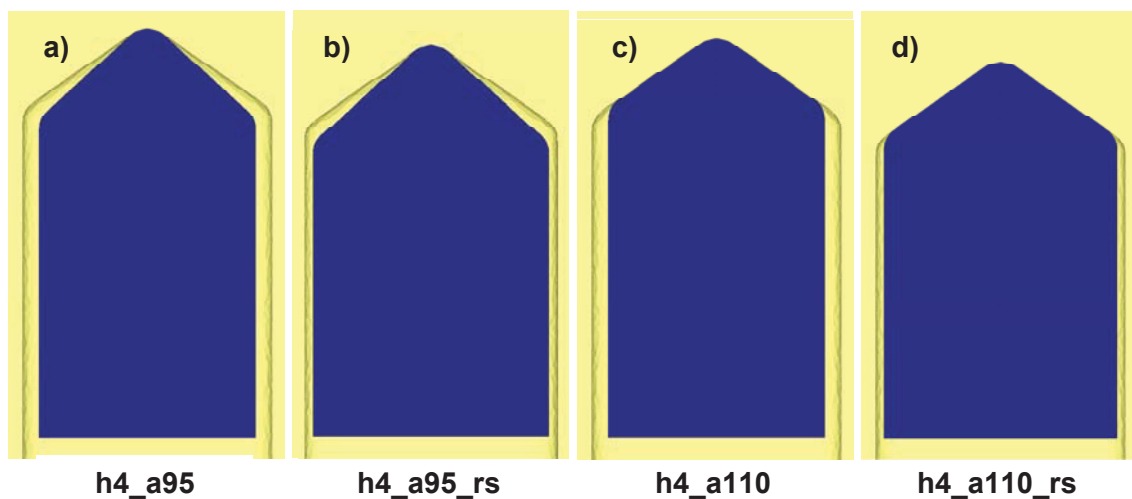


Abbildung 14.15: Aus der Vorform mit 95° Schrägungswinkel (a) abgeleitete Vorform mit reduziertem Spaltmaß (b) und Vorform mit 110° (c) und daraus entwickelte Vorform mit verringertem Spaltmaß (d).

Wie aus Abbildung 14.16 erkennbar, bewirkt das verringerte Spaltmaß für beide Vorformvarianten eine vollständige Formfüllung. Im Vergleich mit der ursprünglichen Vorform ist ein Verlust an Dichte für den gesamten Zahnkopf erkennbar. Insbesondere die Zahnschulter erfährt einen Dichteverlust. Dies ist auf die reduzierte Höhe zurückzuführen, da die Vorform gegenüber jener mit $0,2\text{ mm}$ Spaltmaß kleiner ist. Durch die kleinere Höhe steht weniger Aufmaß zur Verdichtung des Zahnkopfes zur Verfügung. Weiters führt die vollflächige Anlage des Werkstücks am Werkzeug, die für die Variante h4_a95_rS gemäß

Abbildung 14.17a bereits 0,1 mm vor der Endposition des Werkzeuges auftritt, zu einem gleichmäßigen Dichteanstieg über den gesamten Querschnitt (Abbildung 14.17b und c).

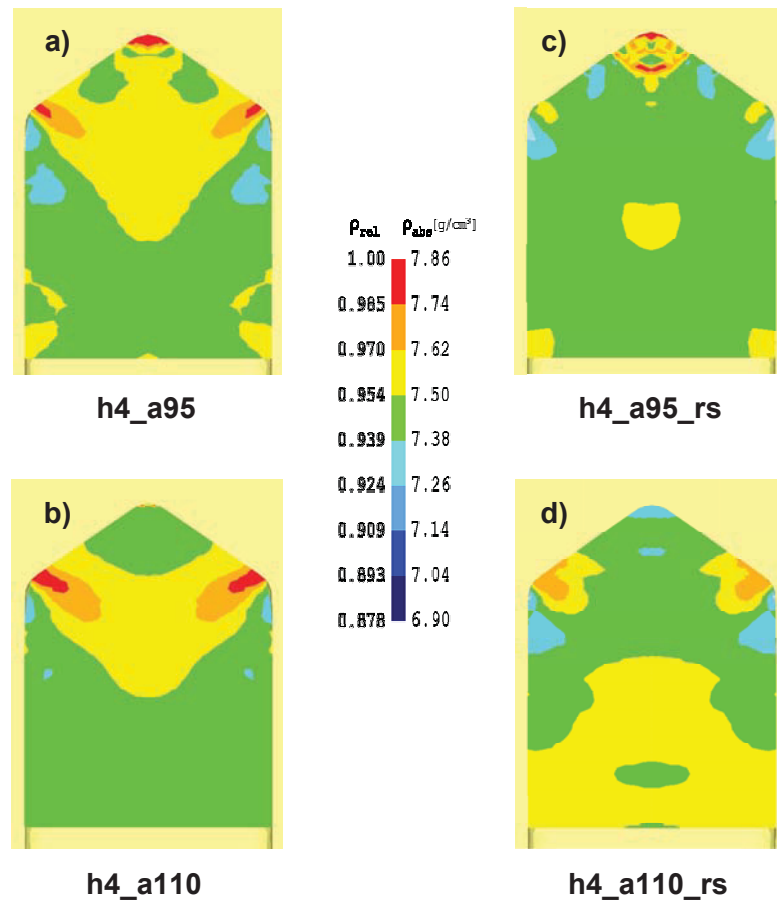


Abbildung 14.16: Vorformen mit dem Standardfreistellmaß von 0,2 mm und einem Schrägungswinkel von 95° (h4_a95) (a) und 110° (h4_a110) (b) erreichen durch ein reduziertes Spaltmaß (h4_a95_rs bzw. h4_a110_rs) (c bzw. d) eine bessere Formfüllung.

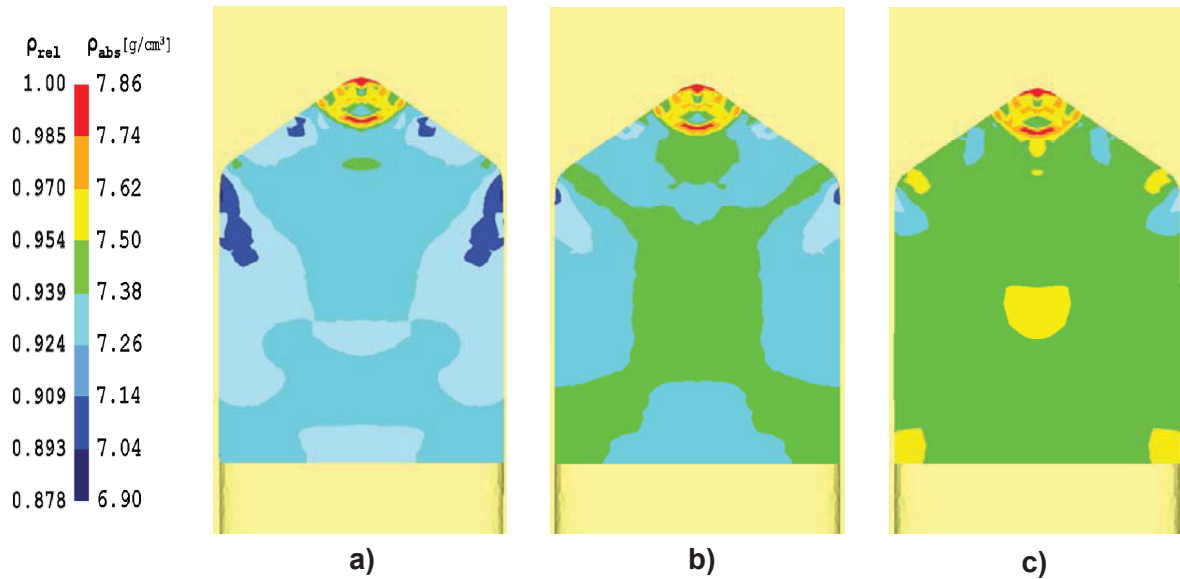


Abbildung 14.17: Dichteverteilung zum Zeitpunkt der Formfüllung bei einem Stempelweg von 0,66 mm (a) und gleichmäßiger Dichteanstieg während des weiteren Verpressens beispielhaft für den Stempelhub von 0,71 mm (b) und am Ende des Pressens bei Stempelhub 0,76 mm (c).

Die dabei auftretende Steigerung des hydrostatischen Spannungsanteils resultiert in einer höheren maximalen Stempelkraft und einer höheren Werkzeugbelastung gegenüber den Varianten mit Standardspaltmaß, jedoch ist der Unterschied zu den formfüllenden Varianten mit Standardspaltmaß gering. Mit 10840 N für die Variante h4_a95_rS und 10910 N für die Variante h4_a110_rS entspricht die Stempelkraft jener der Variante h4_80 mit der ebenfalls eine vollständige Formfüllung erreicht wird (vgl. Kapitel 14.1.1), was die in Kapitel 14.2.2 gefundene Konstruktionsrichtlinie

„Unabhängig vom Schrägungswinkel tritt für Vorformen mit rein dreieckförmiger Aufmaßverteilung für eine vollständig gefüllte Gravur die gleiche maximale Pressenkraft auf.“ bestätigt.

So wie in der Stempelkraft stimmen die formfüllenden Varianten auch hinsichtlich der Werkzeugbelastung überein, was die in Kapitel 14.2.2 gefundene Konstruktionsrichtlinie *„Die für eine vollständig gefüllte Gravur am Ende des Presshubes (zum Zeitpunkt der maximalen Stempelkraft) auftretende Werkzeugbelastung ist nahezu unabhängig vom Schrägungswinkel der gewählten Vorform.“* bestätigt.

Zusammengefasst können folgende Konstruktionsrichtlinien zur Auswirkung eines kleineren Spaltmaßes definiert werden:

„Durch ein kleiner gewähltes Spaltmaß wird das Abmessungsspektrum möglicher Vorformwinkel, die zur Formfüllung führen, erhöht.“

und

„Nach dem Erreichen vollständiger Formfüllung steigt die Werkzeugbelastung überproportional an.“

Für beide untersuchten Vorformvarianten werden mit dem zu Grunde gelegten Aufmaß zu geringe Dichten an der Zahnschulter und an der Zahnschulter gefunden. Da weiteres Erhöhen der Dichte durch höheres Aufmaß zu einem überproportionalen Anstieg an Presskraft und daraus resultierender höherer Werkzeugbelastung führt, müssen für die betriebliche Praxis andere Wege zur Dichteerhöhung an Zahnschulter und -schulter gefunden werden. Einen Ansatz zum Steigern der Dichte der Zahnschulter stellt die Kombination von Dreieck- und Kreisbogenverteilung in einer Vorform dar.

14.4.2 Kombination von Dreieck- und Kreisbogenverteilung

Wie in Kapitel 14.4.1 gezeigt, kann die Forderung nach vollständiger Formfüllung mit Vorformen mit einem Schrägungswinkel größer 90° durch kleinere Spaltmaße erfüllt werden. Jedoch wirken die reduzierten Spaltmaße nachteilig auf die Dichteentwicklung der im Einsatz hoch belasteten Regionen der Zahnschulter und -schulter, hervorgerufen durch eine kleinere Vorformhöhe und geringeres einzuformendes Aufmaß. In Kapitel 14.1 wird erkannt, dass die Verdichtung der Zahnschulter grundsätzlich mit steigendem Vorformwinkel abnimmt und die vollständige Formfüllung an der Spitze für Winkel größer 80° für das Standardspaltmaß von 0,2 mm nicht gewährleistet wird. Da aber aus presstechnischen Gründen ein Schrägungswinkel von mindestens 90° angewandt werden soll, müssen Maßnahmen zur Steigerung der Dichte gefunden werden, um eine ausreichende Formfüllung der Zahnschulter sicherzustellen. Das bloße Reduzieren des Spaltmaßes reicht gemäß Kapitel 14.4.1 hierfür nicht aus, da zwar die Formfüllung verbessert wird, jedoch die Dichte der Zahnschulter und der Zahnschultern abnimmt.

Um die Dichte an der Zahnschulter zu erhöhen, ist es aufgrund der bisherigen Erkenntnisse naheliegend, dass deren Umformung und Verdichtung durch erhöhtes lokales Aufmaß bei konstantem globalen Aufmaß gesteigert werden kann. Eine Möglichkeit hierfür wird in der Kombination von Dreieck- und Kreisbogenverteilung in einer Vorform gefunden. Diese soll durch einen geschrägten Abschnitt von der Zahnschulter hin zur Zahnschulter mit einem Schrägungswinkel größer dem Schrägungswinkel des Werkzeuges die Verdichtung der Zahnschulter sicherstellen. Da das bloße Schrägen der Vorform zu einer unvollständigen Formfüllung und geringen Verdichtung der Zahnschulter führt (vgl. Kapitel 14.1.1), soll durch

einen radienförmigen Abschnitt am Zahnkopf Material zur Ausformung und Verdichtung der Zahnspitze bereit gestellt werden.

Um die Zahnkontur zu erzeugen, wird die Zahnspitze einer Vorform mit dreieckverteiletem Aufmaß im Profil mit einem Kreis gemäß Abbildung 14.18 verschnitten. Anschließend wird die Höhe des Schaftes so reduziert, dass wieder das gleiche Anfangsvolumen wie in der ursprünglichen Vorform erreicht wird. Auf diese Weise wird mit den Vorformen mit dreieckverteiletem Aufmaß und den Schrägungswinkeln 95° und 110° aus dem Versuchsprogramm verfahren. Auf Wunsch des Industriepartners wird eine auf gleiche Weise konstruierte Vorform mit einem Schrägungswinkel von 120° betrachtet.

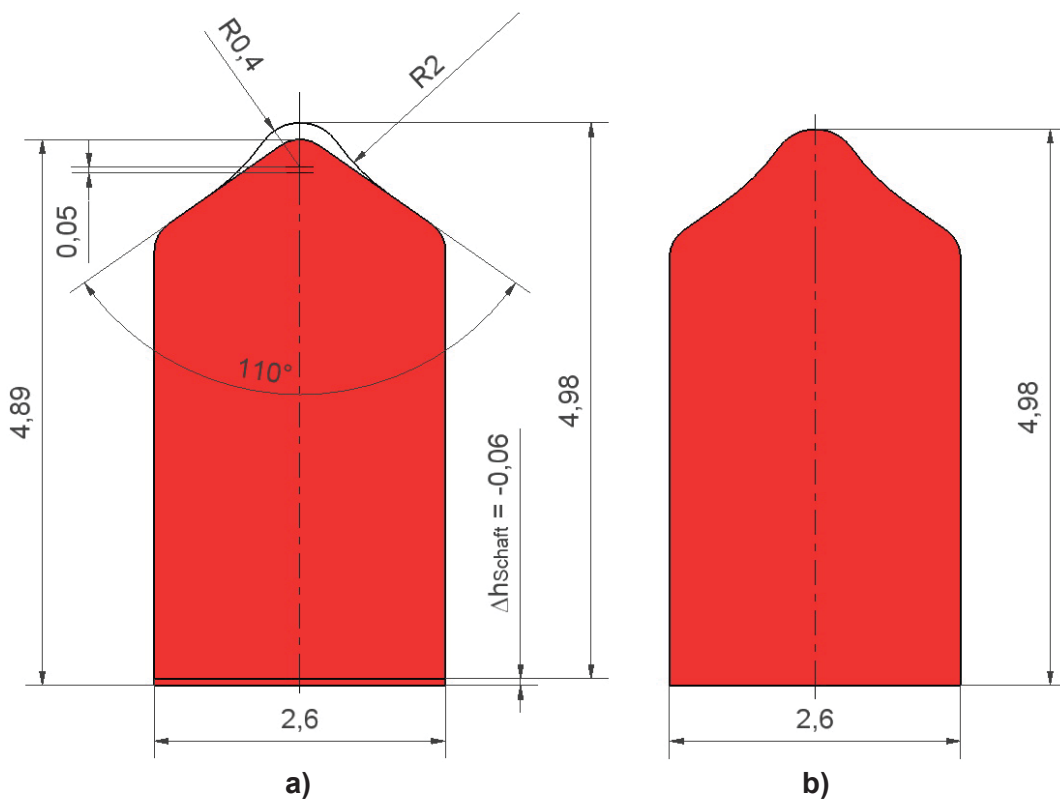


Abbildung 14.18: Um dreieckverteiletes Aufmaß mit einer kreisbogenförmigen Verteilung zu kombinieren (a), wird eine Vorform mit dreieckverteiletem Aufmaß an der Spitze mit einem Radius, der höher als der ursprüngliche Rundungsradius liegt, ausgeführt, und die entstehenden Schnittkanten mit Radius $R = 2$ mm werden tangential mit den Dachsschrägen verschnitten. Damit das Vorformvolumen gleich bleibt, muss die Schaftlänge reduziert werden. Daraus resultiert die in (b) mit den Hauptabmessungen dargestellte Vorform.

Die Auswirkungen des zusätzlichen, als Kreisbogen in der Zahnspitze eingebrachten Aufmaßes können Abbildung 14.19 entnommen werden. In dieser sind die Varianten mit kombinierter Dreieck-Kreisbogenverteilung durch den Zusatz „_KDR“ gekennzeichnet.

Gegenüber den ursprünglichen Vorformen (h4_a95 und h4_a110) weisen die modifizierten Varianten eine tieferreichende Verdichtung der Zahnschulter (vgl. h4_a95 mit h4_a95_KDR und vgl. h4_a110 mit h4_a110_KDR) auf. Besonders deutlich ist dies für die Vorform mit 110° Schrägungswinkel erkennbar (h4_a110_KDR), was nahelegt, dass die Vorformen von diesem Effekt mit zunehmendem Schrägungswinkel in anwachsendem Ausmaß profitieren. Der Grund hierfür ist, dass rein schräg ausgeführte Vorformen mit kleinem Schrägungswinkel eine hohe Umformung der Zahnschulter aufgrund der großen Vorformhöhe gemäß Kapitel 14.1 erfahren und so hohe Enddichten, teilweise nahe der Volldichte, erreichen. Deshalb kann das zusätzliche Aufmaß nur zu geringen Dichteanstiegen im Vergleich zur ursprünglichen Vorform führen. Im Gegensatz dazu nimmt die Umformung und Verdichtung der Zahnschulter rein schräg ausgeführter Vorformen mit zunehmendem Schrägungswinkel und somit reduzierter Vorformhöhe ab. Mit abnehmender Dichte und somit auch Festigkeit der Zahnschulter reagiert diese empfindlicher auf das zusätzliche Aufmaß, das durch die kombinierte Dreieck-Kreisbogenverteilung zur Verfügung gestellt wird. Darum werden für größere Schrägungswinkel stärkere Dichteanstiege festgestellt. Eine Besonderheit in diesem Zusammenhang stellen rein schräg ausgeführte Vorformen mit einem derart großen Schrägungswinkel dar, dass während des Verpressens kein Kontakt zwischen Werkzeug und Zahnschulter auftritt. Diesen wird erst durch das zusätzliche bogenförmige Aufmaß die Formfüllung an der Zahnschulter ermöglicht.

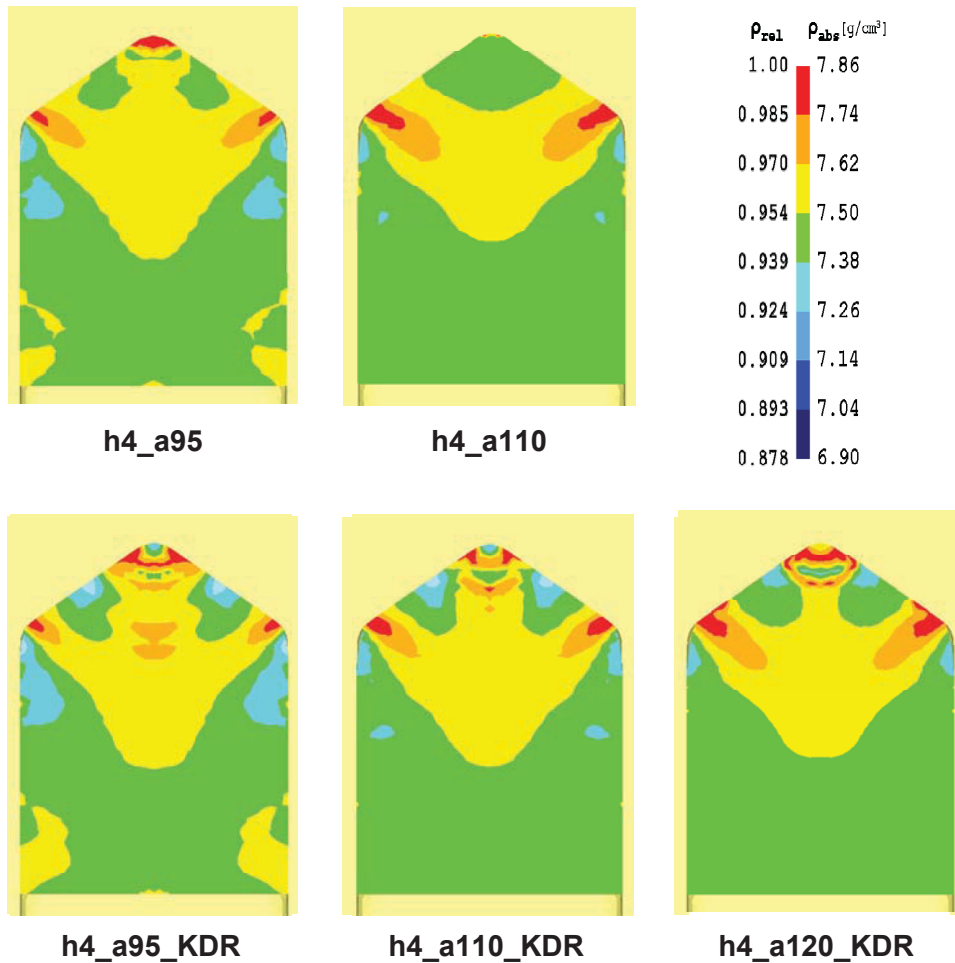


Abbildung 14.19: Dichteverteilung und Formfüllung, die mit Vorformen mit Schrägungswinkel 95° (h4_a95) und 110° (h4_a110) sowie mit daraus entwickelten Vorformen mit kombinierter Dreieck-Radienverteilung für Schrägungswinkel 95° (h4_a95_KDR) und 110° (h4_a110_KDR) und für eine ergänzende Variante mit Schrägungswinkel 120° (h4_a120_KDR) erhalten werden. Die kombinierten Dreieck-Radienverteilungen erreichen eine bessere Formfüllung und tieferreichende Verdichtung der Spitze.

Die Wirkungen von kombinierter Dreieck- und Kreisbogenverteilung werden zur folgenden Konstruktionsrichtlinie zusammengefasst:

„Durch ein radienförmiges Aufmaß an der Zahnspitze wird die Formfüllung ebendort verbessert und die Dichte der Spitze gesteigert bzw. eine tiefergehende Verdichtung erzielt. Die Dichte an der Zahnschulter nimmt bei gleichem Anfangsvolumen gegenüber der rein schräg ausgeführten Vorform ab.“

Zwar resultiert die Kombination von Dreieck- und Kreisbogenverteilung in höheren Dichten an der Zahnspitze, jedoch können die beobachteten Einbußen an Dichte an der Zahnschulter für einige Bauteile inakzeptabel sein. Aus diesem Grund ist nach einer

Möglichkeit zur Steigerung der Dichte an Zahnspitze- und Schultern für Vorformen mit einem Schrägungswinkel größer 90° zu suchen.

14.4.3 Freistellung an der Dachschräge

Da die Kombination von Dreieck- und Kreisbogenverteilung zwar zu gesteigerter Dichte an der Zahnspitze aber zu geringer Dichte an der Zahnschulter führt, wird eine Möglichkeit gesucht, beide Regionen mit erhöhtem Aufmaß in der Vorform zu versehen um so deren Enddichte im fertigen Bauteil zu erhöhen. Eine Möglichkeit hierfür ist das Einbringen einer Freistellung an den Dachschrägen. Die Wirkung der Freistellung wird mit den Varianten mit 95° und 110° Schrägungswinkel untersucht. Die modifizierten Vorformen tragen die Bezeichnungen h4_a95_FS bzw. h4_a110_FS.

Um die Freistellung an der Dachschräge zu erzeugen, wird gemäß Abbildung 14.20 an der Vorform mit ebener Dachschräge ein Kreisbogen an der Dachschräge gezogen, das umschriebene Werkstoffvolumen entnommen und in den Schaft eingebracht. Dadurch wächst die Vorformhöhe gegenüber der Vorform ohne Freistellung an, weshalb die unbeschnittene Zahnspitze und die unbeschnittenen Zahnschultern über einen längeren Stempelweg verpresst werden. Dies lässt höhere Enddichten für die Zahnschultern und die Zahnspitze erwarten, während die Regionen der ursprünglichen Dachschrägen, aufgrund der Freistellung und daraus resultierender kleinerer verpresster Höhe, Dichteeinbußen erfahren sollten.

Da aufgrund der eingebrachten Freistellungen keine Dachschrägen mehr vorhanden sind, ist es für Vorformen mit Freistellungen zweckmäßig, den Winkel der Tangenten, die sowohl den Rundungsradius der Zahnspitze als auch jenen der Zahnschulter berühren, anzuführen, der mit dem ursprünglichen Schrägungswinkel übereinstimmen muss.

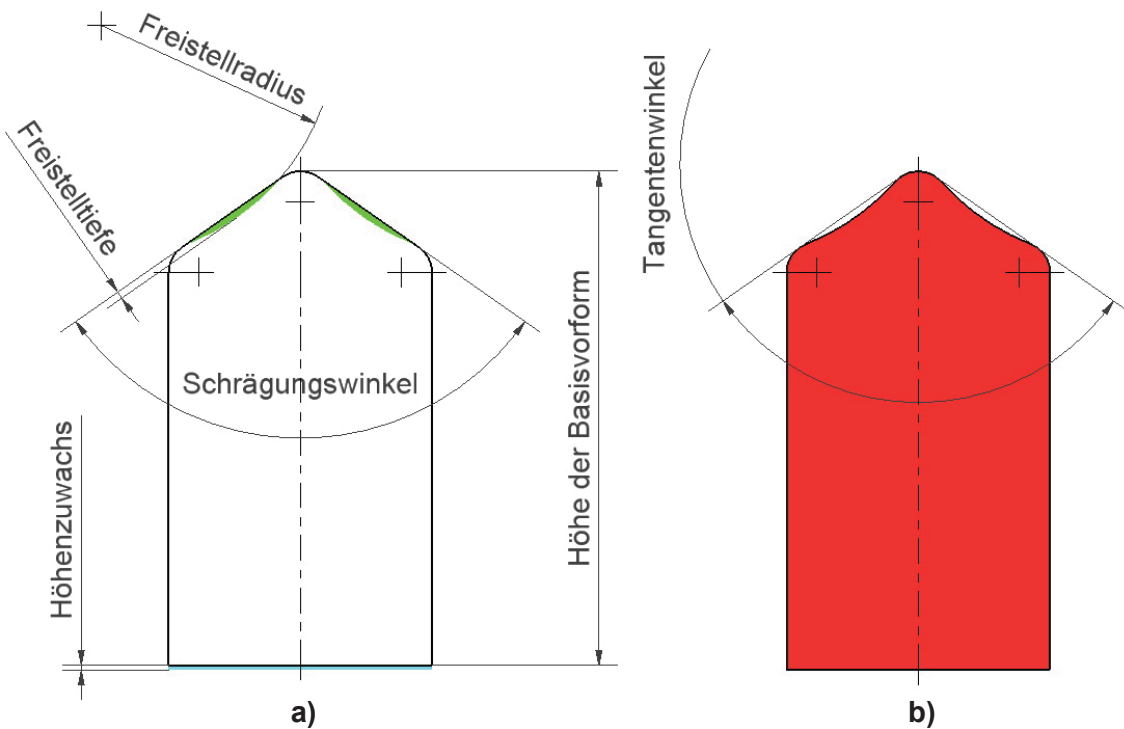


Abbildung 14.20: Um eine Vorform mit Freistellung zu erzeugen, wird an der ursprünglichen Vorform (schwarze Kontur in (a)) ein Kreisbogen an den Dachschrägen vorgesehen und das umschriebene Werkstoffvolumen (grün) in den Schaft eingebracht (türkis). Die so gewonnene Vorform (b) ist höher und stellt mehr Aufmaß an Zahnschulter und -spitze zur Verfügung.

Wird diese Methode für die Vorform mit 110° Schrägungswinkel angewandt, sind gemäß Abbildung 14.21a zu Beginn des Pressen nur mehr die Zahnschulter und die Zahnschultern anstelle des gesamten Zahnkopfes im Kontakt mit dem Werkzeug. Wie Abbildung 14.21b zeigt, ist nach einem Stempelhub von 0,06 mm bereits ein deutlicher Anstieg der Dichte an der Zahnschulter und den Zahnschultern erkennbar, während die übrigen Regionen des Zahnkopfes, die noch nicht das Werkzeug berühren, keine Verdichtung erfahren. Der Effekt des starken lokalen Verdichtens der Zahnschulter und der Zahnschultern hält bis zu einem Stempelhub von 0,12 mm an (Abbildung 14.21c). Mit dem folgendem Stempelhub werden die Zahnschulter und die Zahnschultern immer weniger eingeformt und verdichtet, dafür wird ein zunehmendes Breiten des Zahnschaftes beobachtet (vgl. Abbildung 14.21c mit Abbildung 14.21d). Die Gebiete des Zahnkopfes, die noch ein Spaltmaß zum Werkzeug aufweisen, erfahren dabei keinen Dichteanstieg. Dies ist auch noch der Fall, nachdem der Zahnschaft bereits seitlich das Werkzeug berührt (Abbildung 14.21e). Erst nach der vollflächigen Anlage des Zahnschaftes am Werkzeug, die rund 0,1 mm vor Ende des Presshubes auftritt, tritt ein Breiten der Zahnschulter ein, was zum Füllen der Gravur an den Dachschrägen führt (Abbildung 14.21f). Durch den kleinen Resthub erreichen die zuletzt das

Werkzeug kontaktierenden Regionen der Dachschrägen eine relative Randdichte von rund 93 %, die somit deutlich unter jener der Zahnspitze und den Zahnschultern liegt (Abbildung 14.21g). Das fertige Bauteil weist unvollständig ausgebildete Zahnschultern auf.

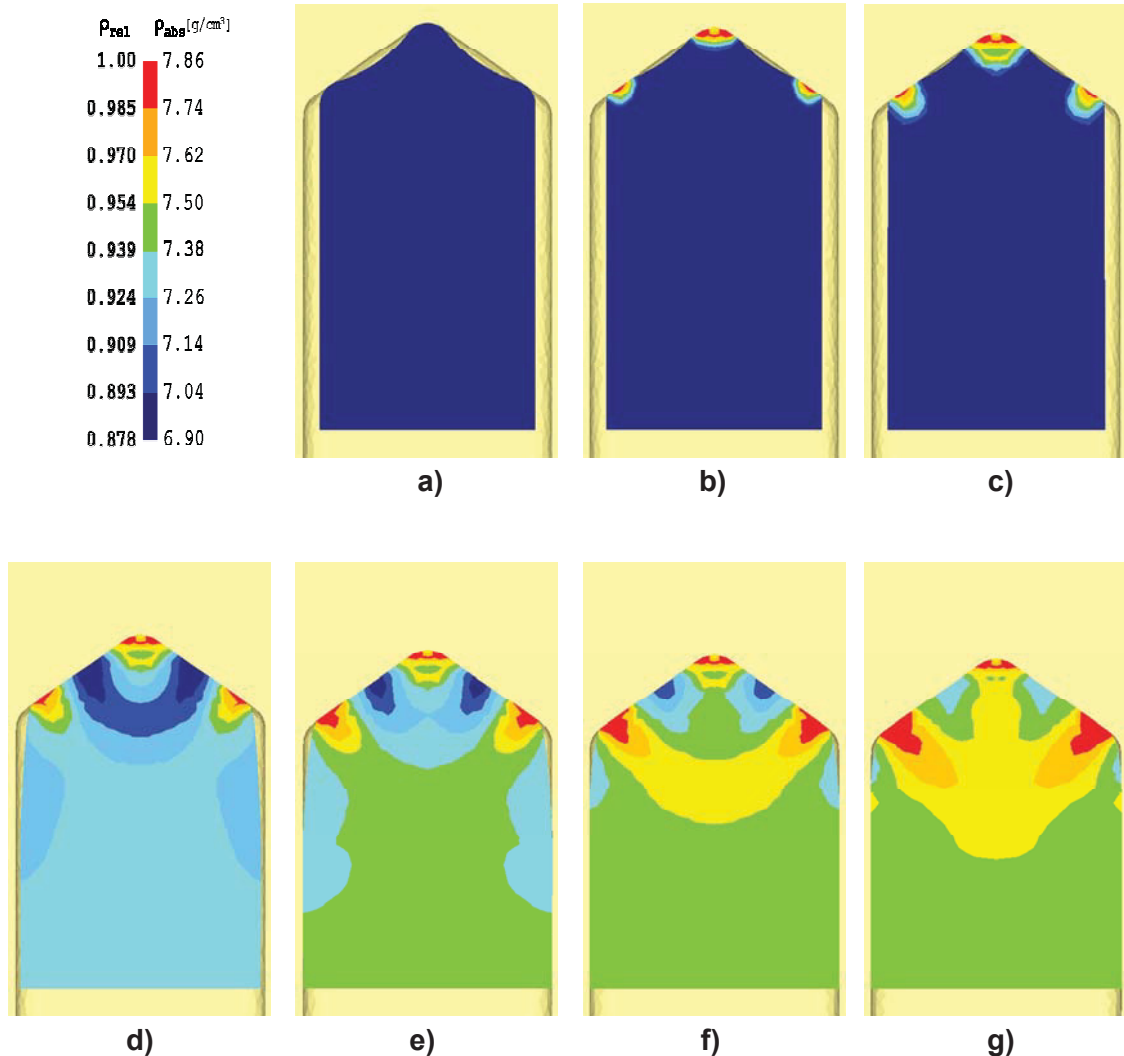


Abbildung 14.21: Die unverpresste Vorform mit Freistellungen an den Dachschrägen (a) erfährt anfangs eine starke Verdichtung an Zahnspitze und Zahnschultern (b, c) gefolgt von einem immer stärkeren Breiten des Zahnschaftes (d). Nach dem Kontakt von Zahnschaft und Werkzeug (e) nimmt die Formfüllung an den Dachschrägen zu (e, f). Erst nach der vollständigen Anlage des Zahnschaftes (f) werden die Dachschrägen gefüllt und verdichtet (g) und erreichen deshalb kleinere Dichte als die Zahnschultern und die Zahnspitze.

Anhand von Abbildung 14.22 kann die Dichteverteilung der Bauteile, die durch Verpressen der ursprünglichen Vorformen mit 95° (h4_a95) und 110° (h4_a110) gewonnen werden, mit jener der verpressten Vorformen mit Freistellungen an den Dachschrägen (h4_a95_FS und h4_a110_FS) verglichen werden. Hier ist erkennbar, dass durch Freistellungen höhere

Dichten an der Zahnspitze und der Zahnschulter erreicht werden, jedoch die Dichte an den Dachschrägen des Bauteils abnimmt. Für die Formfüllung wird keine relevante Veränderung erkannt.

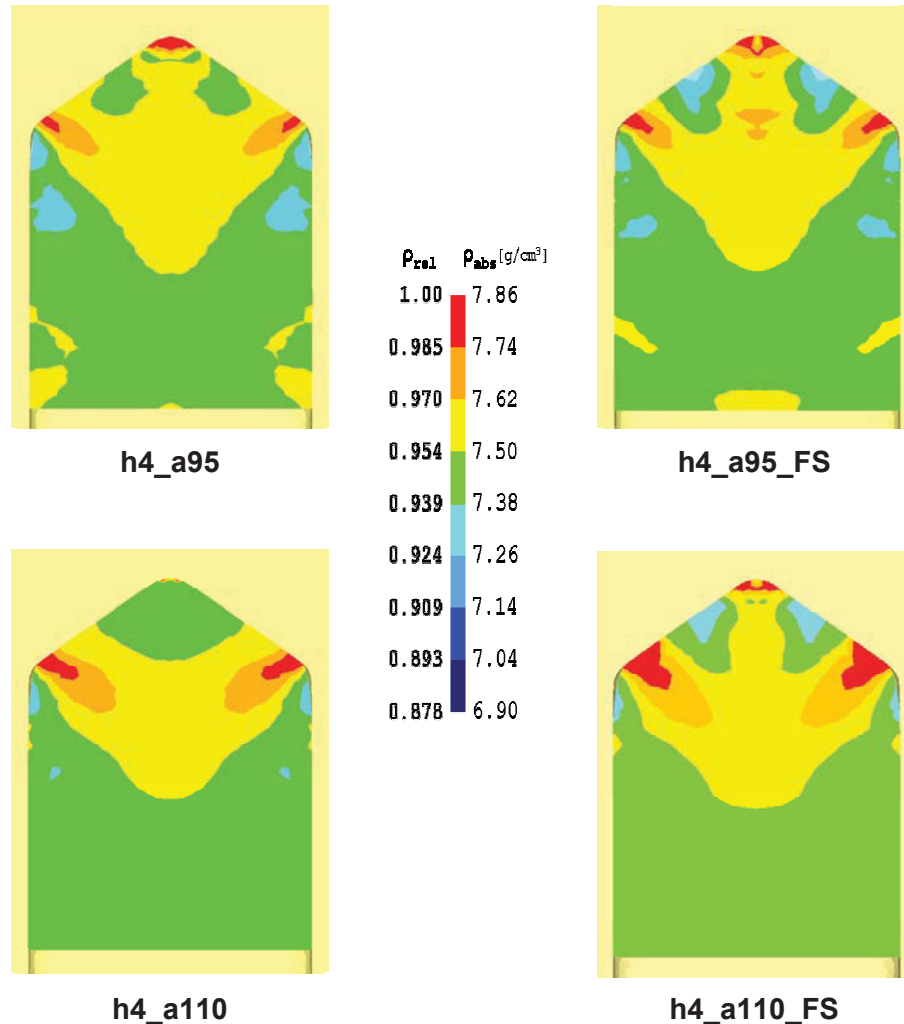


Abbildung 14.22: Dichteverteilung und Formfüllung, die mit Vorformen mit Schrägungswinkel 95° (h4_a95) und 110° (h4_a110) sowie mit daraus entwickelten Vorformen mit Freistellung an der Dachschräge für Schrägungswinkel 95° (h4_a95_FS) und 110° (h4_a110_FS) erhalten werden. Die Freistellung bewirkt Dichteanstiege an der Zahnspitze und den Zahnschultern bei unveränderter Formfüllung.

Als Konstruktionsrichtlinien gelten somit:

„Freistellungen an der Dachschräge steigern die Dichte an Zahnspitze und Zahnschultern“
und

„Freistellungen an der Dachschräge führen zu keiner Veränderung der Formfüllung“

15. Kaltkalibrieren – radialer Werkstofffluss, Vorformgestalt

Die Ausformung und Verdichtung eines axialsymmetrischen Körpers mit L-förmigem Profil wird zuerst für scheibenförmige Vorformen untersucht, die durch Breiten, Steigen und die Kombination von Breiten und Steigen die gewünschte Endkontur erreichen sollen. Anschließend wird das Verhalten von Vorformen mit L-förmigen Querschnitten gemäß dem Versuchsprogramm in Kapitel 13.3 analysiert.

15.1 Breiten

Für die Untersuchung der Formfüllung und Verdichtung des Bauteils durch reines Breiten wird eine Vorform gewählt, deren Außendurchmesser gleich dem Durchmesser des Wellenringes ist. Somit muss der gesamte Zahnring durch das Verpressen ausgeformt werden. Wie in Abbildung 15.1a erkennbar, ist bereits zu Beginn des Pressens die Vorform bis auf den Bereich, der später zum Zahnring ausgebildet werden soll, vom Werkzeug umschlossen. Dies führt während des Pressens zu einem druckdominierten Spannungszustand für die Region des Wellenringes, die oberhalb der Aussparung des Oberstempels für den Zahnring liegt (Abbildung 15.1b und c). Ein durch Zug dominierter Spannungszustand wird nur an und unterhalb der freien Oberfläche gefunden (Abbildung 15.1b, c und d). Die größten Zugspannungen treten an der freien Oberfläche auf und werden durch Ausbauchen bzw. Reibung hervorgerufen. Somit wird die Fließfront als der rissanfällige Bereich im Realprozess identifiziert.

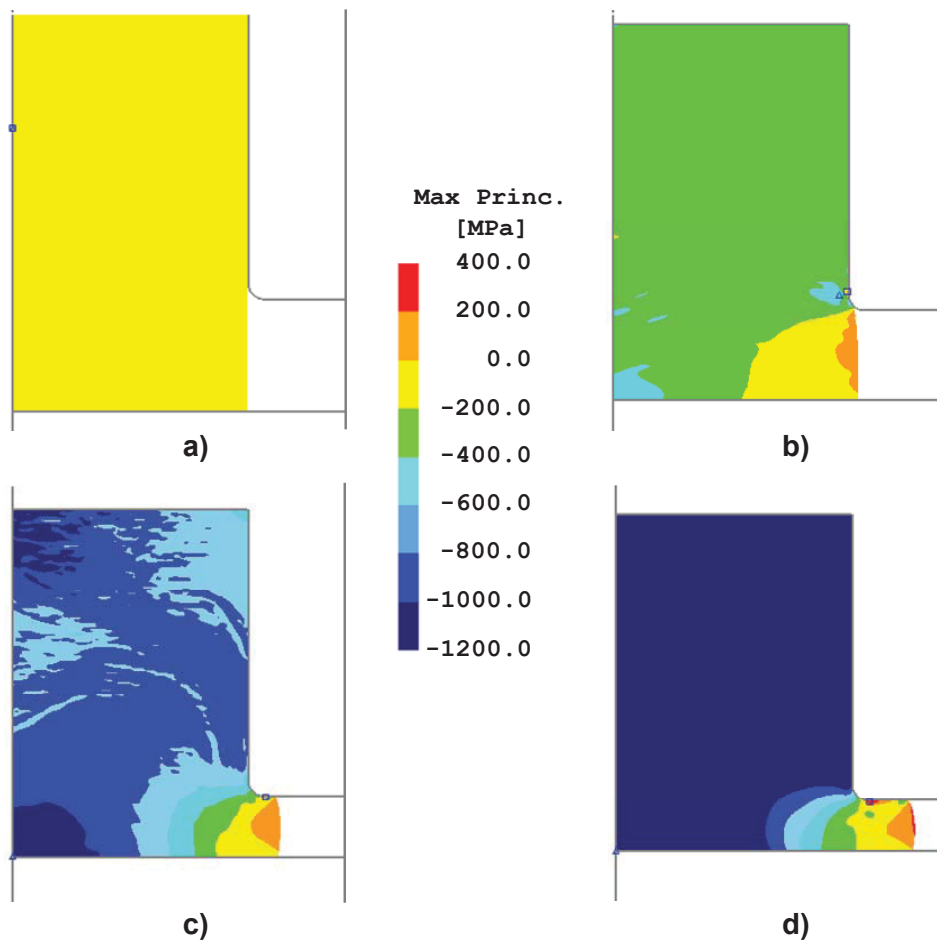


Abbildung 15.1: Größte Hauptnormalspannung und Formfüllung zu den Zeitpunkten des Pressbeginns (a), nach einem Gesamthub von 0,3 (b) und 0,78 mm (c) sowie am Ende des Presshubes (d).

Mit dem zu Grunde gelegten Aufmaß wird keine vollständige Formfüllung erreicht (Abbildung 15.1d), jedoch wächst die Dichte für die unter Druck stehenden Regionen auf Werte nahe der Volldichte an, wie aus Abbildung 15.2 abgelesen werden kann. Der hohe Dichteanstieg ist darauf zurückzuführen, dass mit anwachsendem Umfang des Zahnringes eine größere Oberfläche in reibendem Kontakt mit dem Werkzeug ist, wodurch der Materialfluss gebremst wird. Somit wird ein zunehmend höherer Druck im Bereich des Wellenringes notwendig, um die Fließfront weiter voranzutreiben, was zu einem Anwachsen der Dichte in den durch Druckspannungen dominierten Regionen führt.

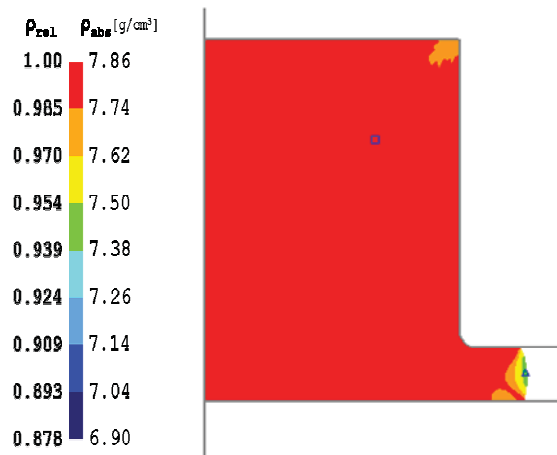


Abbildung 15.2: Am Ende des Pressvorganges weist das Bauteil über nahezu den gesamten Querschnitt Dichtewerte nahe der Volldichte auf. Die kleinste Dichte wird an der unter Zugspannung stehenden freien Fließfläche gefunden.

Mit den gewählten Abmessungen wurde für den zu Grunde gelegten Reibwert bereits eine kritische Höhe für den Zahnring erreicht, die ein Anwachsen der Dichte des gesamten Bauteils auf Volldichte zur Folge hat, ohne den Freiraum zu füllen. Um den Zahnring komplett auszuformen, ist es daher notwendig, mehr Aufmaß in die Vorform einzubringen. Jedoch ist mit einem weiteren Anwachsen der Zugspannungen an der freien Oberfläche und dadurch hervorgerufene Rissbildung zu rechnen.

Die Möglichkeit, eine Rissbildung in spröden Werkstoffen durch allseitige Druckspannungen zu unterbinden, zeigte von Kármán [Kar11] bereits 1911 an der erfolgreichen Umformung von Marmor und Sandstein. In Bezug auf Sinterwerkstoffe erzielt Liewald [Lie08] in einem Querfließpressversuch ähnliche Ergebnisse. Auch wenn diese Methoden im Laborversuch erfolgreich funktionieren, ist eine direkte praktische Umsetzung fragwürdig.

15.2 Steigen

Die in Abbildung 15.3a dargestellte Vorform für die Simulation einer Formgebung, bei der das Steigen die dominante Form des Materialflusses darstellt, ist als Hohlzylinder ausgeführt, der in radialer Richtung kein Spiel zu den Werkzeugen aufweist. Der Pressenhub führt anfänglich zu einer Verdichtung der Region unterhalb des Abschnitts des Oberstempels (Abbildung 15.3b), der am späteren Zahnring anliegt. Der größte Dichtezuwachs findet am Übergangsradius der ebenen Kontaktfläche zum senkrechten Werkzeugschaft statt. Dies wird auf das Abgleiten des Werkstoffes am Werkzeug, das in zusätzlichen Scherkräften resultiert, zurückgeführt.

Nach einem Drittel des gesamten Presshubs erreicht das unterhalb des Stempelabschnittes des späteren Zahnringes projizierte Volumen der Vorform nahezu zur Gänze Voldichte (Abbildung 15.3c). Da eine weitere Verdichtung nicht mehr möglich ist, wird der annähernd massive Werkstoff durch die senkrechte Werkzeugbewegung in Richtung des Hohlraumes, der im Abschnitt des späteren Wellenringes vorhanden ist, verdrängt. Dadurch werden bis zum Zeitpunkt der Anlage der Vorform am Stempelabschnitt des Wellenringes am Oberstempel drei Freiräume, an der Probenoberseite, am Probenboden und am äußeren Umfang des Schafts, ausgebildet (Abbildung 15.3d).

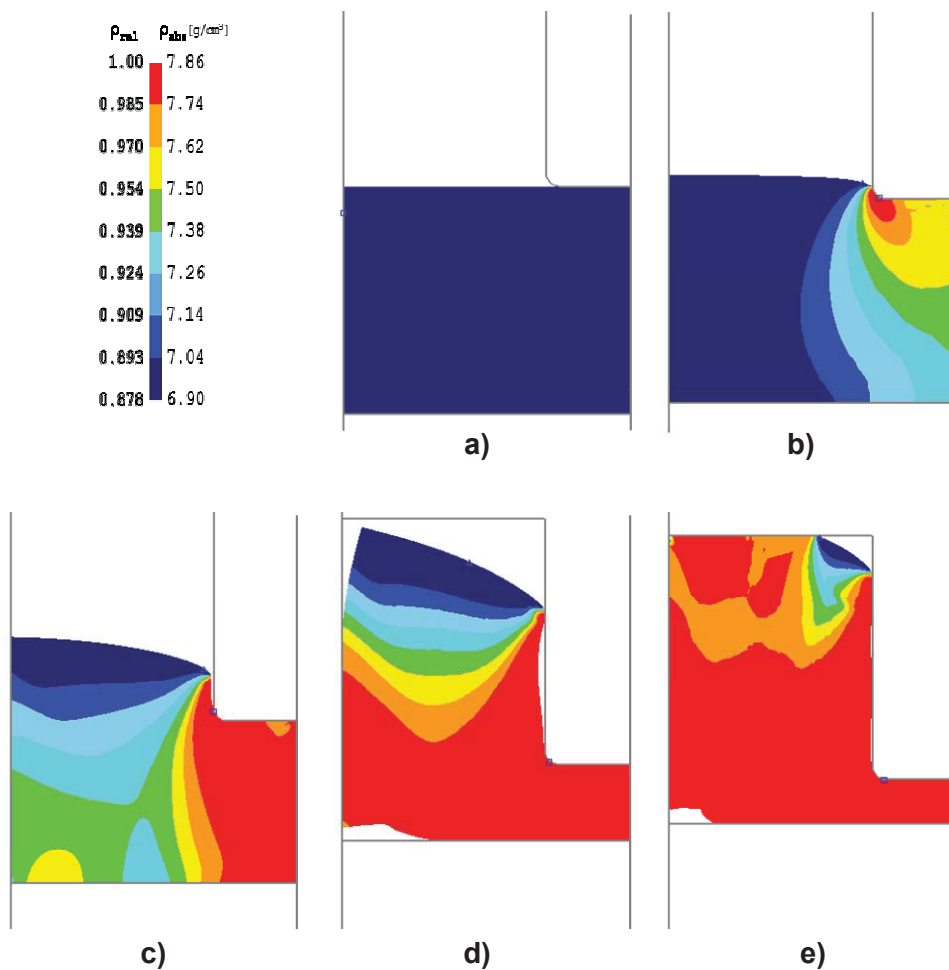


Abbildung 15.3: Die Vorform, mit der das Steigen untersucht wird (a), erfährt anfangs eine Verdichtung durch den Zahnringstempel (b) bis bei ca. 1/3 des Gesamthubes die Region unterhalb des Zahnringstempels nahezu Voldichte aufweist (c) und ein verstärktes Steigen eintritt, bei dem Freiräume ausgebildet werden (d) die bis zum Ende des Presshubes nicht vollständig gefüllt werden (e).

Im weiteren Pressverlauf wird der Freiraum zwischen Oberstempel, Innendorn und Vorform ausgefüllt und das Volumen der beiden anderen Freiräume verringert. Jedoch reicht das Vorformvolumen bzw. der zu Grunde gelegte Pressenhub nicht aus, um eine vollständige

Formfüllung herbeizuführen (Abbildung 15.3e). Der Mangel an Formfüllung ist auf die hohe Verdichtung großer Bauteilvolumina zurückzuführen.

Somit erwächst die Frage, ob ein Erhöhen des Pressweges oder des Vorformvolumens zu einem Bauteil mit Sollgeometrie und hoher Dichte führen kann. Dies ist nur dann möglich, wenn der Werkstoff die zu erwartende Umformung und die auftretenden Spannungen unbeschadet ertragen kann. Da in der Simulation keine Rissbildung implementiert wurde, wird eine Aussage über die zu erwartende Rissbildung anhand der größten auftretenden Hauptnormalspannung und dem Umformgrad getroffen. Aus [Hat06b] ist bekannt, dass der Werkstoff im Stauchversuch Umformgrade bis $\varphi = 0,7$ erträgt.

Als kritischer Vorgang während des Verpressens wird der Materialfluss am Übergangsradius identifiziert, der beispielhaft für einen Zeitpunkt kurz vor dem Auftreffen des Wellenringstempels am Bauteil in Abbildung 15.4 dargestellt ist. Durch die Scherbewegung werden lokale Umformgrade größer $\varphi = 3$ erreicht (Abbildung 15.4a) und die größte Hauptnormalspannung im Zug überschreitet 400 MPa (Abbildung 15.4b). Für die reale Anwendung ist daher ein Abtrennen des Werkstoffes zu erwarten. Trotz nachfolgendem Verpressen und Anlage am glatten Stempel ist mit einer schlechten Oberflächenqualität und einer Vorschädigung des Bauteils zu rechnen. Somit ist die Möglichkeit, ein die Qualitätsanforderungen erfüllendes Bauteil aus einem Hohlzylinder durch reines Steigen ohne zusätzlicher Drucküberlagerung zu fertigen, nicht gegeben.

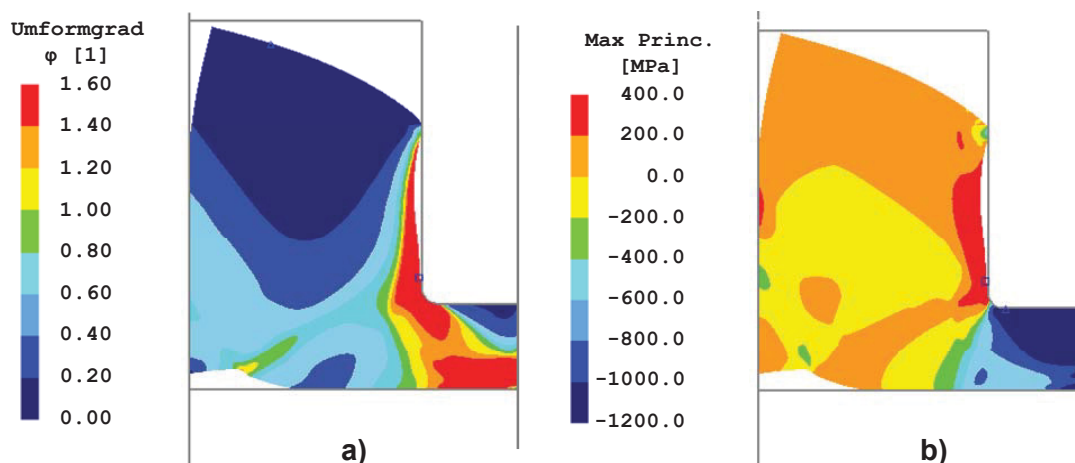


Abbildung 15.4: Der hohe lokale Umformgrad am Übergangsradius (a) und die in dieser Region auftretenden Zugspannungen (b) sind Indikatoren für eine Bauteilschädigung, die für den realen Prozess zu erwarten ist.

15.3 Kombination von Breiten und Steigen

Zum Untersuchen der Kombination aus Breiten und Steigen wird eine Vorform gemäß Abbildung 15.5a als Hohlzylinder so ausgeführt, dass ihre Höhe der Endhöhe des Wellenrings des fertig verpressten Bauteils entspricht. Das gesamte Aufmaß der Vorform liegt somit unterhalb des Stempels des Zahnringes, und ein radialer Freiraum zwischen Vorform und Außenwerkzeug ist in der Ausgangsstellung vorhanden.

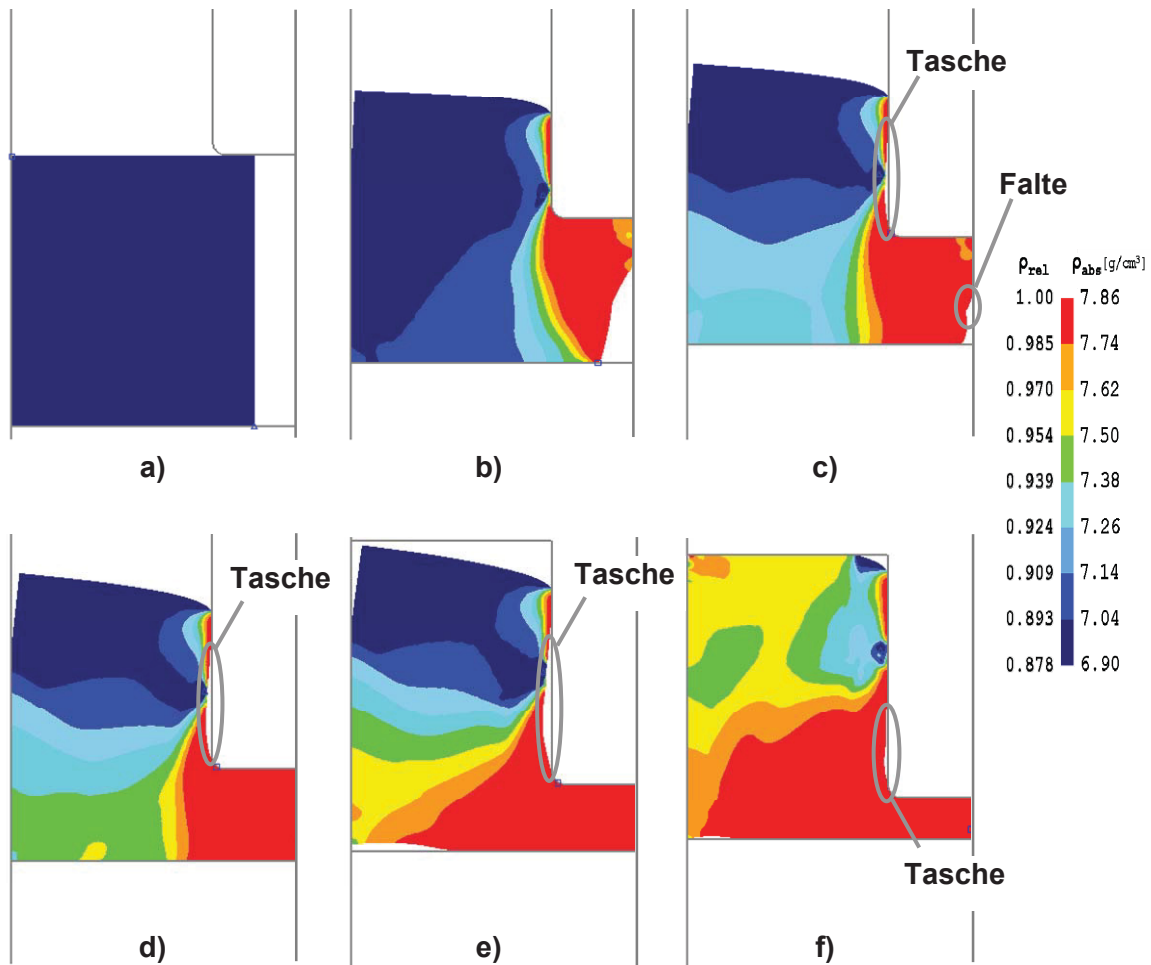


Abbildung 15.5: Das Verpressen der Vorform (a) führt zuerst zu einem radialen Werkstofffluss (b) und schon vor Erreichen der Ausformung des Zahnringes zu einem zusätzlichen Werkstofffluss in vertikaler Richtung (c). Nach dem Füllen des Zahnringes (d) wird der Werkstoff in Richtung Wellenring gedrängt, was zur Ausbildung von Freiräumen (e) führt, die bis zum Ende des Presshubes nicht vollständig gefüllt werden (f).

Das Verpressen der Vorform kann anhand der auftretenden Stoffflüsse in drei Abschnitte untergliedert werden. Der erste Abschnitt ist gekennzeichnet durch einen radialen Werkstofffluss in Richtung der Freistellung im Bereich des Zahnringes (Abbildung 15.5b). Im zweiten Abschnitt ist ein Werkstofffluss in Richtung Freistellung und in Richtung Wellenring

erkennbar (Abbildung 15.5c). Im dritten Abschnitt tritt der Materialfluss nur in Richtung Wellenring auf (Abbildung 15.5d, e und f).

Im ersten Abschnitt tritt wie für die Simulation des Steigens der größte Dichtezuwachs am Übergangsradius auf. Ebenso werden Umformgrade größer $\varphi = 3$ und größte Hauptnormalspannungen > 1500 MPa gefunden. Daher ist mit einem Abtrennen des Werkstoffes und Rissbildungen in der realen Anwendung zu rechnen. Der in den Freiraum verdrängte Werkstoff erfährt eine starke Verdichtung und erreicht schon vor dem Ausfüllen des Freiraumes Volldichte (Abbildung 15.5b). Während des Pressens liegt die Vorform am Stempel des Zahnringes an.

Nach etwa halbem Stempelweg tritt zusätzlich zum Materialfluss in die Freistellung ein Werkstofffluss in Richtung Wellenring auf. Dieser führt wie in der Simulation des Steigens zu einer Taschenbildung zwischen Vorform und Schaft des Zahnringstempels (Abbildung 15.5c). Durch den reibungsbehafteten Kontakt mit dem Unterstempel wird der Werkstoff während des Ausfüllens des Freiraumes am Boden der Vorform zurückgehalten, und die darüber liegenden Regionen eilen vor. Ebenso wird der senkrechte Werkstofffluss an der Wand des Außenwerkzeuges verzögert. Zudem wird die freie Fließfläche am Übergang zu den Abschnitten, die bereits das Außenwerkzeug berühren, zurückgehalten, wodurch eine Falte ausgebildet wird (Abbildung 15.5c). Diese wird während des weiteren Füllens des ursprünglichen Freiraums am Zahnring geschlossen (Abbildung 15.5d). Zum Zeitpunkt des Füllens des ursprünglichen Freiraums am Zahnring weist das Bauteil über den gesamten Zahnringquerschnitt Volldichte auf (Abbildung 15.5d). Daher ist anschließend nur mehr eine Bewegung des volldichten Werkstoffs in Richtung Wellenring möglich.

Dieser dritte Abschnitt des Materialflusses ähnelt jenem der Simulation des Steigens. Mit Beginn des Werkstoffflusses in Richtung Wellenring wird die Freiraumbildung zwischen Zahnringstempel und Vorform verstärkt. Zudem entsteht und wächst ein Freiraum zwischen Vorform, Unterstempel und Innenwerkzeug (Abbildung 15.5e) bis zum Auftreffen der Vorform am Wellenringstempel. Nach dem Auftreffen der Vorform am Wellenringstempel wird der Freiraum zwischen Vorform, Unterstempel und Innendorn ausgefüllt (Abbildung 15.5f). Das Ausfüllen des Freiraumes zwischen Vorform und Schaft des Zahnringstempels beginnt aufgrund des bis zum Ende des Pressens vorhandenen Werkstoffflusses in Richtung Wellenring, der zur Faltenbildung führt, später. Am Ende des Presshubes verbleibt eine gegenüber dem reinen Steigen besser ausgebildete Werkzeugkontur. Im Gegensatz zum reinen Breiten und reinen Steigen verbleiben großvolumige Bauteilregionen mit einer Dichte deutlich unter der Volldichte. Dies ist in erster Linie auf das nicht vorhandene Aufmaß im

Bereich des Wellenringes und die dadurch reduzierte Umformung zurückzuführen. Auch wenn die Formfüllung durch weiteren Hub bzw. Aufmaß verbessert werden kann, erscheint eine Herstellung von Bauteilen aus Vorformen, deren Wellenring bereits auf Endmaß gefertigt ist und die das Aufmaß ausschließlich am Zahnring zur Verfügung stellen, als praktisch nicht durchführbar. Grund hierfür ist das bereits zuvor erwähnte Abtrennen des Werkstoffes.

15.4 Vorformen mit L-förmigem Querschnitt

15.4.1 Variante h1e-h2v-de

Die Variante h1e-h2v-de ist gemäß Abbildung 15.6a dadurch gekennzeichnet, dass der Wellenring der Vorform auf Endhöhe ausgeführt ist und das gesamte Aufmaß am Zahnring der Vorform vorgesehen ist. Dabei wird der Zahnring auf Enddurchmesser ausgeführt, wodurch kein radialer Freiraum verbleibt. Dies legt nahe, dass für den Beginn des Pressens ähnliche Vorgänge wie für die Simulation des Steigens (Kapitel 15.2) zu erwarten sind.

Tatsächlich führt die senkrechte Werkzeugbewegung, wie schon für die Simulation des Steigens beobachtet, zu einem Dichtezuwachs unterhalb des Zahnringstempels mit höchster Dichte am Übergangsradius (Abbildung 15.6b). Ebenso tritt ein Werkstofffluss in Richtung Wellenring auf, der zuerst zur Ausbildung eines Freiraums zwischen Zahnringstempelschaft und Vorform (Abbildung 15.6b und c) führt.

Nach einem Hub von 0,45 mm (Abbildung 15.6c) ist die Dichte der Vorform unterhalb des Zahnringstempels nahezu zur Gänze auf Volldichte angewachsen. Daher wird mit dem weiteren Hub wie für die Vorform des Steigens Werkstoff vom Zahnring in Richtung Wellenring gepresst, weshalb ein weiterer Freiraum zwischen Vorform, Unterstempel und Innenwerkzeug ausgebildet wird (Abbildung 15.6d). Die Freiraumbildung wächst bis zum Zeitpunkt der Anlage der Vorform am Wellenringstempel an. Nach der Anlage am Wellenringstempel führt der Resthub zu einer Elimination des Hohlraums am Boden der Vorform (Abbildung 15.6e) und zu einer verbesserten Anlage am Schaft des Zahnringstempels (Abbildung 15.6f), jedoch verbleibt die zuvor ausgebildete Tasche am fertigen Bauteil.

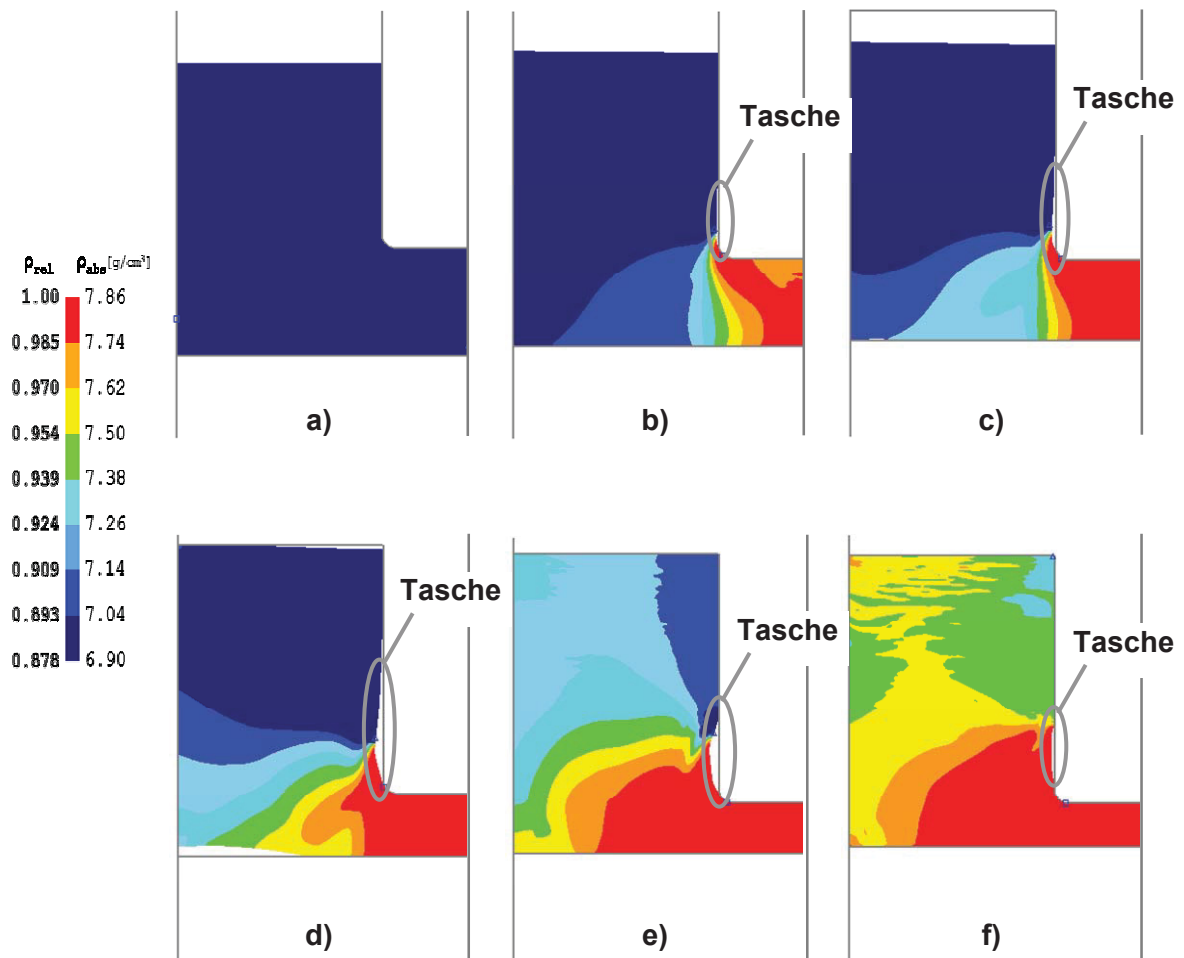


Abbildung 15.6: Das Verpressen der Vorform (a) führt anfangs zu einem Dichteanstieg am Zahnring und zu einer Tasche (b). Mit Erreichen der Volldichte am Zahnring (c) wird die Falte vergrößert bis der Wellenringstempel auf die Vorform auftrifft (d) und den Freiraum am Boden zudrückt (e). Am Ende des Pressens verbleibt die Tasche (f).

Da die Variante h1e-h2v-de am Wellenring bereits auf Endhöhe ausgeführt ist und somit weniger Werkstoff im Bereich des Zahnringes aufweist als die Vorform des steigenden Materialflusses, wird weniger Werkstoff vom Zahnringstempel verdichtet und in Richtung Wellenring gepresst. Dies führt zu zwei Effekten. Zum einen wird die Freiraumbildung zwischen Vorform und Schaft des Zahnringstempels durch den reduzierten Materialfluss verringert. Zum anderen steht durch das kleinere Maß an hoch verdichtetem Werkstoffvolumen mehr Gesamtvolumen zur Formfüllung zur Verfügung.

Es wird erkannt, dass ein weiteres Verpressen des bereits durchverdichteten Zahnringes zu einer Taschenbildung am Bauteil führt. Eine weitere Verallgemeinerung unter Berücksichtigung des Wirkmechanismus der Faltenbildung führt zu den folgenden Konstruktionsrichtlinien:

„Erfährt ein Bauteilquerschnitt eine wesentlich stärkere Verdichtung als ein benachbarter Querschnitt, setzt ein Werkstofffluss in Richtung des Abschnittes geringerer Dichte ein.“

und

„Fließt Material von einem Abschnitt kleinerer Höhe hin zu einem Abschnitt größerer Höhe, führt dies zum Ausbilden einer Tasche am Werkstück.“

sowie

„Die stärkste Taschenbildung tritt nach dem Erreichen der Volldichte des Werkstoffes des kleineren Querschnittes auf.“

woraus folgt

„Um eine Taschenbildung zu vermeiden oder zumindest zu verringern, soll ein bereits volllichter Querschnitt, (der an einen Querschnitt geringerer Dichte angrenzt,) nicht mehr weiter verpresst werden bzw. soll die Volldichte in einem Querschnitt erst am Ende des Presshubes erreicht werden.“

Da der Freiraum zwischen Vorform und Schaft des Stempels durch den radialen Materialfluss, der eine Folge des Aufmaßes am Zahnring ist, hervorgerufen wird, ist es naheliegend, Werkstoff vom Zahnring der Vorform hin zum Wellenring zu verlagern, um eine bessere Formfüllung zu erreichen.

15.4.2 Variante h1v-h2e-de

Die Besonderheit der Variante h1v-h2e-de, die in Abbildung 15.7a dargestellt ist, besteht darin, dass der Zahnring der Vorform bereits auf Endmaße (Durchmesser und Höhe) ausgeführt ist und somit das gesamte Aufmaß für die spätere Verdichtung im Abschnitt des Wellenringes vorgesehen ist. Dementsprechend stehen der Wellenringstempel und der Schaft des Zahnringstempels zum Zeitpunkt des Pressbeginns in Kontakt mit der Vorform, während zwischen der Stirnfläche des Zahnringstempels und dem Zahnring der Vorform ein Hohlraum vorhanden ist.

Das Verpressen des Wellenringes führt zu einem gleichmäßigen Dichteanstieg über den gesamten Querschnitt des Wellenringes (Abbildung 15.7a bis c) bis der Zahnringstempel in Kontakt mit dem Bauteil tritt. Da der Schaft des Zahnringstempels nicht den gesamten Wellenring der Vorform bedeckt, fließt der Werkstoff radial in die Freistellung unterhalb des Zahnringstempels (Abbildung 15.7b und Abbildung 15.8a). Dieses Verhalten führt zur Ausbildung einer Falte (Abbildung 15.7c und Abbildung 15.8b und c), die im weiteren Pressverlauf im Bereich des Übergangsradius der fertig verpressten Vorform eingeformt wird (Abbildung 15.7d und Abbildung 15.8d und e).

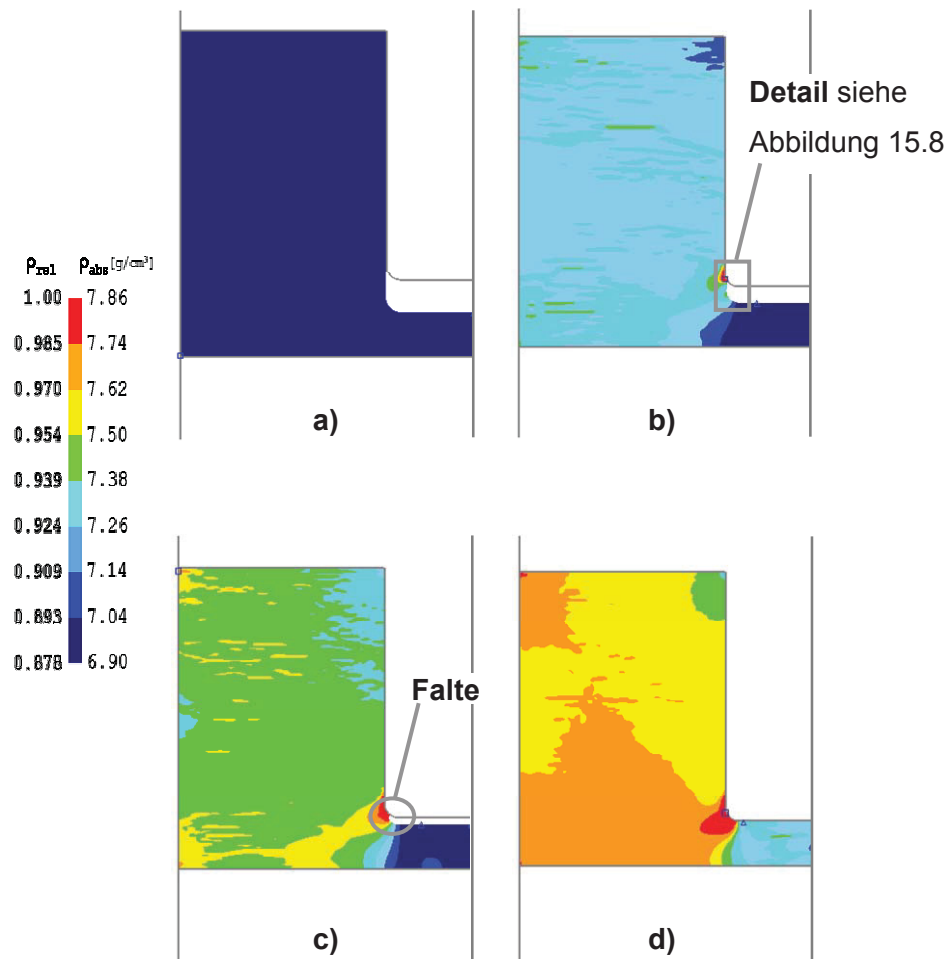


Abbildung 15.7: Das Verpressen der Vorform (a) führt zu einem gleichmäßigen Dichteanstieg im Wellenring und zu Werkstofffluss in Richtung Freistellung (b) was zu einer Falte (c) führt, die bis zum Ende des Pressvorganges (d) eingeformt wird.

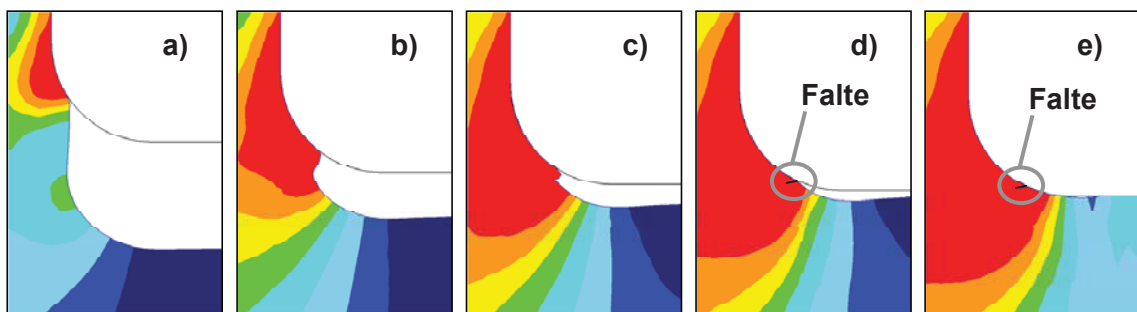


Abbildung 15.8: Faltenbildung für den in Abbildung 15.7b dargestellten Detailausschnitt. Durch den von Beginn des Pressens an auftretenden Materialfluss in Richtung Freiraum eilt Werkstoff am Stempel voraus (b) was zu einer Falte (c) führt, die am Radius eingeformt wird (d) und als Defekt im verpressten Bauteil (e) verbleibt.

Der wie für die vorhergehenden Simulationen beobachtete Werkstofffluss vom Querschnitt höherer Dichte in den Querschnitt geringerer Dichte führt dazu, dass am Ende des

Pressvorganges am Zahnring eine Dichte größer der Anfangsdichte vorgefunden wird, obwohl am Zahnring kein Aufmaß vorgesehen wurde (Abbildung 15.7d). Da die Verdichtung des Zahnringes ein Resultat des Werkstoffflusses vom Bereich höherer Dichte in jenen niedrigerer Dichte ist, verbleibt die Dichte im Zahnring während des gesamten Pressvorgangs stets kleiner als jene des Wellenringes.

Diese Beobachtungen werden als folgende Konstruktionsrichtlinie formuliert:

„Fließt der Werkstoff von einem Abschnitt größerer Höhe hin zu einem Abschnitt kleinerer Höhe, kann dies bei unzureichender Führung bzw. bei vorhanden sein eines zu langen freien Steges zu einer Faltenbildung führen.“

und

„Das Verpressen eines Querschnittes führt zu einem Materialfluss in benachbarte Regionen. Dies führt zu einem Dichteanstieg während des Pressens, wenn die benachbarten Querschnitte bereits von Werkzeugen begrenzt werden.“

Obwohl mit dieser Vorformvariante eine vollständige Formfüllung erreicht wird, ist sie für eine praktische Anwendung aufgrund der auftretenden Faltenbildung und der zu geringen Enddichte im Zahnring ungeeignet. Um eine Reduktion der Dichte des Wellenringes zu Gunsten einer höheren Dichte des Zahnringes mit den zu Grunde gelegten Werkzeugen zu bewirken, ist es sinnvoll, das Aufmaß der Vorform an Zahn- und Wellenring zu verteilen.

Eine zweite Möglichkeit, um die Faltenbildung für die gegebene Vorform zu verhindern, wird in der geteilten Ausführung des oberen Werkzeuges und einer unabhängigen Bewegung der Stempel, die die einzelnen Querschnitte verpressen, gefunden. Dann könnte der Zahnringstempel bereits vor dem Verpressen des Wellenringes zur Anlage am Zahnring der Vorform gebracht werden. Somit würde dem Werkstoff keine Möglichkeit mehr geboten, in eine Freistellung zu fließen. Interessant an dieser Variante wäre auch der Übergang von Zahn- zu Wellenring. Da ein Werkstofffluss vom Wellenring zum Zahnring zu erwarten ist, kann das Verhindern der Faltenbildung durch vorzeitiges Absenken des Zahnringstempels zu einer Taschenbildung am Bauteil führen.

15.4.3 Variante h1v-h2e-dv

In der Variante h1v-h2e-dv wird der Zahnring der Vorform mit dem mittig zwischen Endaußendurchmesser und Wellenringdurchmesser liegenden Durchmesser auf Endhöhe des Zahnringes ausgeführt. Das den theoretischen Querschnitt des fertigen Zahnringes ergänzende Werkstoffvolumen und das Aufmaß werden zur Gänze als Überhöhung des

Wellenringes in die Vorform eingebracht, was zu der in Abbildung 15.9a angeführten Vorform führt.

Da diese Vorform einen höheren Wellenringabschnitt aufweist als Variante h1v-h2e-de, wird dem freiliegendem Abschnitt des Wellenringes über einen größeren Pressenhub das radiale Fließen in die Freistellung ermöglicht. Dadurch wächst die Faltenbildung gegenüber der Variante h1v-h2e-de (Kapitel 15.4.2), erkennbar an einer Materialansammlung am Übergangsradius (Abbildung 15.9b), weiter an. Trotz des Materialflusses vom Wellenring hin zum Zahnring wächst dieser nicht auf den geforderten Enddurchmesser an (Abbildung 15.9c). Zudem wird nur eine geringe Verdichtung der freien Fließfläche des Zahnringes beobachtet.

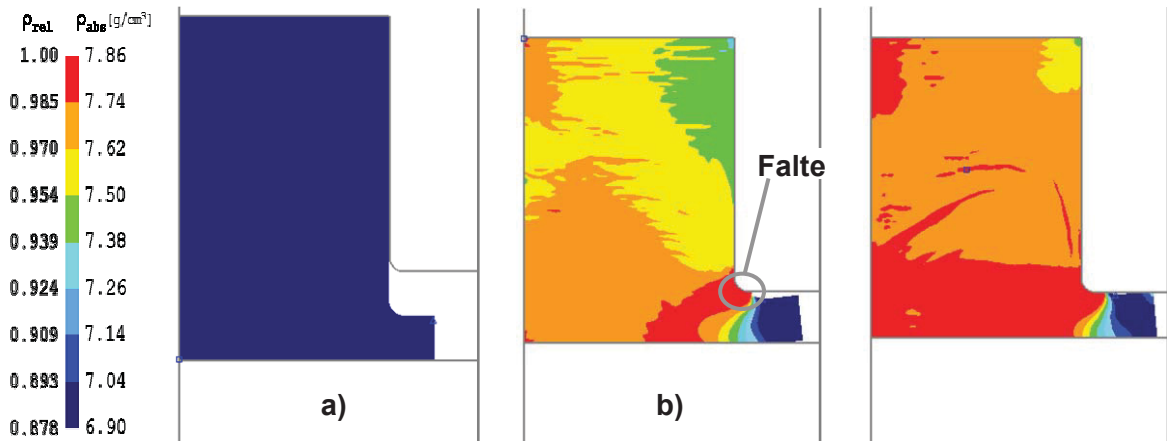


Abbildung 15.9: Das Verpressen der Vorform (a) führt zu einem Materialfluss in Richtung Freistellung (b) der jedoch nicht ausreicht, um den Zahnring auszuformen (c).

Gegen eine praktische Anwendung dieser Vorform sprechen die unvollständige Formfüllung und die schon für Variante h1v-h2e-de beobachtete Faltenbildung und zu geringe Dichte am Zahnring. Da das Verpressen von den gleichen Vorgängen wie für die Variante h1v-h2e-de dominiert wird, werden mit der Simulation der Variante h1v-h2e-dv die zuvor getroffenen Erkenntnisse bestätigt. Zusätzlich kann die zuvor getroffene Konstruktionsrichtlinie um den gefundenen Materialfluss in Richtung Freistellung ergänzt werden:

„Das Verpressen eines Querschnittes führt zu einem Materialfluss in benachbarte Regionen. Dies führt zu einem Dichteanstieg während des Pressens, wenn die benachbarten Querschnitte bereits von Werkzeugen begrenzt werden oder aber zu einem Materialfluss in Richtung der Freistellung.“

15.4.4 Variante h1v-h2v-de und Variante h1v-h2v-dv

Die Simulationen der Varianten h1v-h2v-de und h1v-h2v-dv zeigen beide eine Taschenbildung, wie sie bereits in Kapitel 15.4.1 mit Variante h1e-h2v-de auftrat. Da beide Varianten zu keinen neuen Erkenntnissen und Konstruktionsrichtlinien führen und der Hergang der Taschenbildung bereits mit Kapitel 15.4.1 erklärt wird, wird eine Beschreibung der Pressvorgänge unterlassen.

15.5 Versuch der Vorformverbesserung

Die in Kapitel 15.1 bis einschließlich Kapitel 15.4 durchgeführten Simulationen zeigen drei grundsätzliche Effekte, die in einem einstufigen Verpressen einer Vorform mit Querschnitten unterschiedlicher Höhe auftreten können.

Als erster Effekt wird das Abtrennen von Werkstoff in Folge zu hohen Aufmaßes eines Querschnittes erkannt. Dieser Effekt tritt jedoch nur für Vorformen auf, deren Aufmaß am Zahnring das für das Erreichen der Voldichte benötigte Aufmaß um ein vielfaches überschreitet.

Als zweiter Effekt wird das Ausbilden einer Tasche identifiziert. Diese tritt dann auf, wenn ein Querschnitt höherer Dichte umgeformt wird und dadurch Werkstoff in Richtung der benachbarten Querschnitte geringerer Dichte verdrängt wird. Der Materialfluss in Richtung der benachbarten Querschnitte kann verringert werden, wenn diese mitverpresst werden und ebenfalls einen Dichteanstieg erfahren. In jedem Fall sollte das Verpressen voldichterer Querschnitte so weit als möglich vermieden werden.

Als dritter Effekt wird die Faltenbildung ausgemacht. Diese ist eine Folge eines zu hohen Pressweges an einem Querschnitt mit einem nicht von einem Werkzeug gestützten Schaftabschnitt. Um das Ausbilden einer Falte zu verhindern, muss das Aufmaß so verteilt werden, dass die freie Schaftlänge möglichst klein gehalten wird. Um die freie Schaftlänge zu reduzieren, kann in der Vorform die Höhe des Zahnringes gesteigert werden. Gleichzeitig ist der Außendurchmesser des Zahnringes zu reduzieren, um die Aufmaßmenge am Zahnring gleich zu belassen.

Für die vorliegende Aufgabenstellung folgt daraus, dass der Zahnring erst am Ende des Presshubes eine Dichte nahe der Voldichte erreichen soll, um eine Taschenbildung, die durch ein weiteres Verpressen des Wellenringes nicht mehr ausgeglichen werden kann, zu verhindern. Daher soll das Aufmaß am Zahnring so gewählt werden, dass es ausreicht, den

Querschnitt auf Volldichte zu verdichten, ohne zu einem anschließenden Verpressen des volldichten Querschnittes zu führen. Um den Übergangsbereich von Zahnring zu Wellenring durch höhere Dichte zu stärken, kann das Aufmaß auf einen Wert, der geringfügig (geschätzte 1 bis 5 %) über dem für das Erreichen der Volldichte benötigten Wert liegt, erhöht werden, ohne eine relevante Taschenbildung festzustellen. Damit die hohe Verdichtung des Zahnringes am Ende des Presshubes zu keiner Taschenbildung führt, soll der Wellenring schon vor dem Zahnring verdichtet werden, um eine höhere Stützwirkung zu erreichen. Für einteilige bzw. gleichmäßig bewegte, geteilte Werkzeuge erwächst diese Bedingung ohnehin aus den geometrischen Verhältnissen. Wenn aber der Wellenring durch einteilige bzw. gleichmäßig bewegte, geteilte Werkzeuge vor dem Zahnring umgeformt wird, kann an der freien Schaftlänge eine Falte ausgebildet werden, weshalb die freie Schaftlänge begrenzt werden muss.

Um die widersprüchlichen Forderungen nach möglichst kleiner Schaftlänge bei maximal 15 % Aufmaß bezogen zum Endquerschnitt am Zahnring aufzulösen, wird folgende Vorgehensweise zur Vorformverbesserung festgelegt: Allen Vorformen wird ein Gesamtaufmaß von 10 % bezogen auf die Endgeometrie zu Grunde gelegt. In der ersten Vorform wird der Zahnring auf Enddurchmesser ausgeführt, und die Querschnitte des Wellen- und Zahnringes erhalten jeweils 10 % Aufmaß bezogen auf ihre Endvolumina. Da der Wellenring vor dem Zahnring umgeformt wird, ist ein Materialfluss in Richtung Zahnring zu erwarten, der zu einer Enddichte im Zahnring höher dem Wert, den 10 % relatives Aufmaß bewirken würde, führen sollte. Nicht bekannt ist, ob die freie Schaftlänge der Vorform zu einer Faltenbildung führt. Sollte eine Faltenbildung auftreten, sollen zwei Maßnahmen zur Vorformverbesserung durch Reduktion der freien Schaftlänge überprüft werden. Als erste Maßnahme wird bei gleicher Aufmaßverteilung der Außendurchmesser des Zahnringes reduziert und seine Höhe gesteigert. Als zweite Maßnahme wird das Aufmaßvolumen vom Wellenring zum Zahnring verlagert, wobei der Zahnring weiterhin auf Enddurchmesser ausgeführt wird.

15.5.1 Vorform mit gleich verteilten Aufmaßen ohne Freistellung

Bei der in Abbildung 15.10a dargestellten Vorform ist der Zahnring auf Enddurchmesser ausgeführt und die Querschnitte des Wellen- und Zahnringes weisen jeweils 10 % Aufmaß bezogen auf ihre Endvolumina auf. Bevor der Zahnringstempel den Zahnring berührt, führt das Verpressen des Wellenringes zu einem gleichmäßigen Dichteanstieg im Wellenring (Abbildung 15.10b) mit Ausnahme jener Region, an der der Übergangsradius der Stempel anliegt. Der stärkere Dichteanstieg in der Region nahe dem Übergangsradius ist auf das Ausbauchen der Vorform in Richtung Freiraum zurückzuführen. Zum Zeitpunkt der Anlage

des Zahnringstempels am Zahnring weist ein dem Wellenring nahe liegender Bereich bereits eine Dichte höher der Grunddichte auf (Abbildung 15.10c). Dieser Dichteanstieg wird durch den Materialfluss vom höher dichten Querschnitt hin zum Querschnitt niedrigerer Dichte hervorgerufen. In Folge des zusätzlichen Werkstoffvolumens zu Beginn der Umformung des Zahnringes erreicht dieser bereits vor Ende des Presshubes die für ein Aufmaß von 10 % zu erwartende Dichte von $\rho_{abs} = 7,6 \text{ g/cm}^3$ (Abbildung 15.10d). Während des weiteren Verpressens bis zur Endhöhe steigt die Dichte im Zahnring stärker an als im Wellenring und erreicht nahezu über den gesamten Querschnitt des Zahnringes Voldichte (Abbildung 15.10e). Ein weiteres Verpressen würde zu einem Materialfluss in Richtung Wellenring führen.

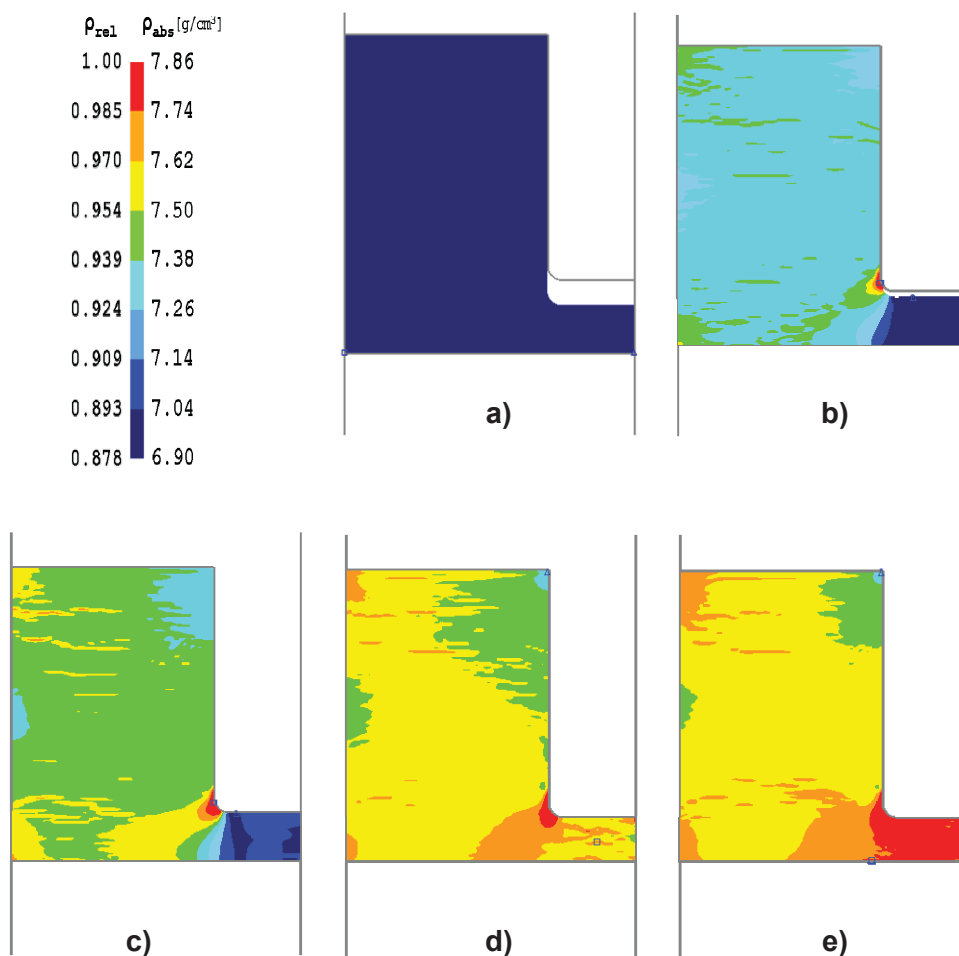


Abbildung 15.10: Die Vorform (a) erfährt während des Verpressens des Wellenringes einen gleichmäßigen Dichteanstieg im Wellenring (b) und weist zum Zeitpunkt des geschlossenen Kontaktes (c) bereits eine Dichte höher der Grunddichte im Zahnring auf, weshalb am Ende des Pressens (d) annähernd Voldichte im Zahnring erreicht wird (e).

Da der Zahnring eine höhere Dichte erreicht, als es nur durch das Aufmaß seines Querschnittes möglich ist, kann die in Kapitel 15.4.2 angeführte Konstruktionsrichtlinie nochmals ergänzt werden zu:

„Das Verpressen eines Querschnittes führt zu einem Materialfluss in benachbarte Regionen. Dies führt zu einem Dichteanstieg während des Pressens, wenn die benachbarten Querschnitte bereits von Werkzeugen begrenzt werden oder aber zu einem Materialfluss in Richtung der Freistellung. Sollten die benachbarten Querschnitte auch noch (z.B. verzögert) verpresst werden, erreichen sie durch den zuvor aufgetretenen Materialfluss eine höhere Enddichte, als es durch das ursprüngliche Aufmaß möglich gewesen wäre.“

Auch wenn in der Simulation der Werkstoff ohne Faltenbildung eingeformt wird, so ist die zum in Abbildung 15.10b dargestellten Zeitpunkt auftretende Materialausstülpung in Richtung Freiraum, die in Abbildung 15.11 vergrößert dargestellt wird, von einem Ausmaß, das eine klare Beurteilung, ob in einem realen Prozess eine Falten- oder Flitterbildung auftreten wird, nicht eindeutig zulässig ist. Um eine Faltenbildung mit Sicherheit auszuschließen, wird empfohlen, das Ausbauchen der Vorform weiter zu verringern.

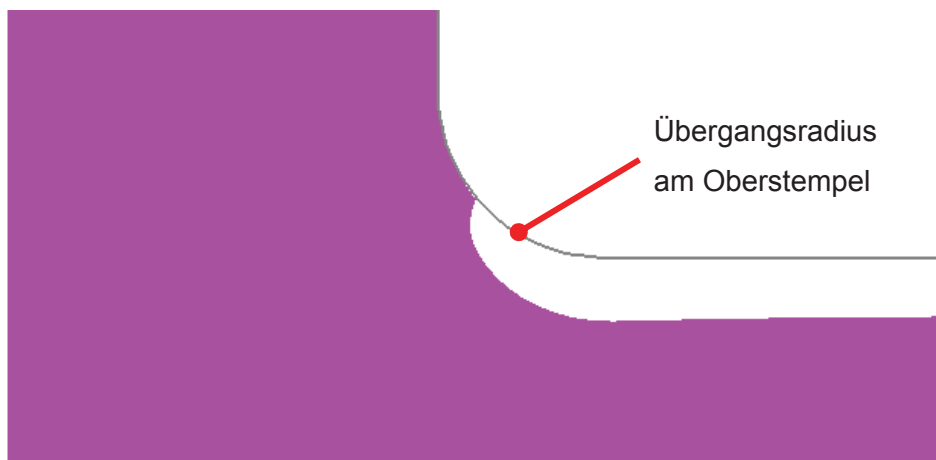


Abbildung 15.11: Radialer Materialfluss im Bereich des Übergangsradius zum in Abbildung 15.10b dargestellten Zeitpunkt, aus dem auf die Gefahr der Faltenbildung im Realprozess geschlossen wird.

15.5.2 Vorform mit gleich verteilten Aufmaßen und Freistellung

Um die Gefahr der Faltenbildung zu reduzieren, wird die in Kapitel 15.5.1 beschriebene Vorform mit gleich verteilten Aufmaßen am Durchmesser des Zahnringes beschnitten und das frei werdende Werkstoffvolumen als zusätzliche Höhe am verbleibenden Zahnring eingebracht. Dabei werden, wie Abbildung 15.12 veranschaulicht, der Durchmesser und die Höhe des Zahnringes so gewählt, dass zu Beginn des Pressens die Unterkante des

Zahnringstempels auf einer Höhe mit dem oberen Rand des Übergangsradius der Vorform liegt. Der Querschnitt der so entstandenen Vorform ist in Abbildung 15.13a zu Beginn des Pressens dargestellt.

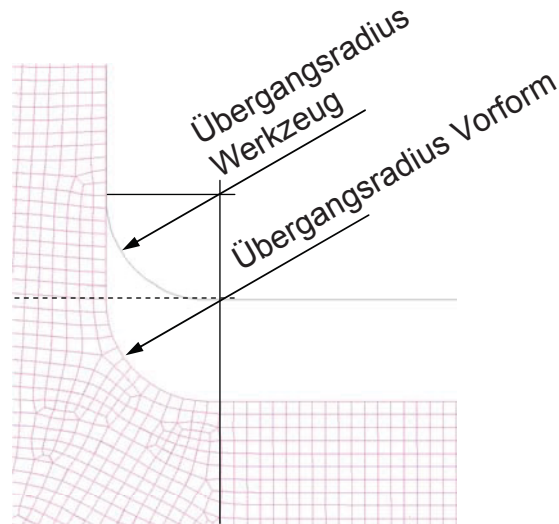


Abbildung 15.12: Die Abmessungen der Vorform werden so gewählt, dass die Unterkante des Wellenringstempels mit der Oberkante des Rundungsradius der Vorform in einer Flucht zu liegen kommt.

Während des Verpressens des Wellenringes tritt am Schaft der Vorform ein radialer Materialfluss auf, allerdings wird dieser vom Oberstempel eingeformt, bevor ein kritisches Maß an Ausbauchen erreicht wird. Zum Zeitpunkt der vollständigen Anlage des Zahnringstempels am Zahnring (Abbildung 15.13b) ist dessen Durchmesser durch den Materialfluss in Richtung Freistellung angewachsen. Somit steht ein höheres Werkstoffvolumen für die Füllung und Verdichtung des Zahnringes zur Verfügung, als in der Vorform vorgesehen wurde. Das gemeinsame Verpressen von Wellen- und Zahnring führt zur weiteren Ausformung des Zahnringes, wobei die kleinste Dichte stets an der freien Fließfläche gefunden wird (Abbildung 15.13c). Aufgrund des vorherigen Werkstoffflusses in die Freistellung wächst die Dichte des Zahnringes nach Erreichen der Formfüllung auf wesentlich höhere Werte gegenüber dem Wellenring bzw. auf Werte nahe der Voldichte schon vor Erreichen der Endlage an (Abbildung 15.13d). Daher führt der verbleibende Resthub zur Umkehr der Fließrichtung und einem Werkstofffluss in Richtung Wellenring. Dieser ist jedoch von so kleinem Ausmaß, dass keine Gefahr der Taschenbildung besteht, zumal bereits ein hoher hydrostatischer Spannungsanteil erreicht wurde. Deshalb weist das fertige Bauteil eine exakte Formfüllung mit Voldichte am Zahnring und dem Übergang zum Wellenring auf (Abbildung 15.13e).

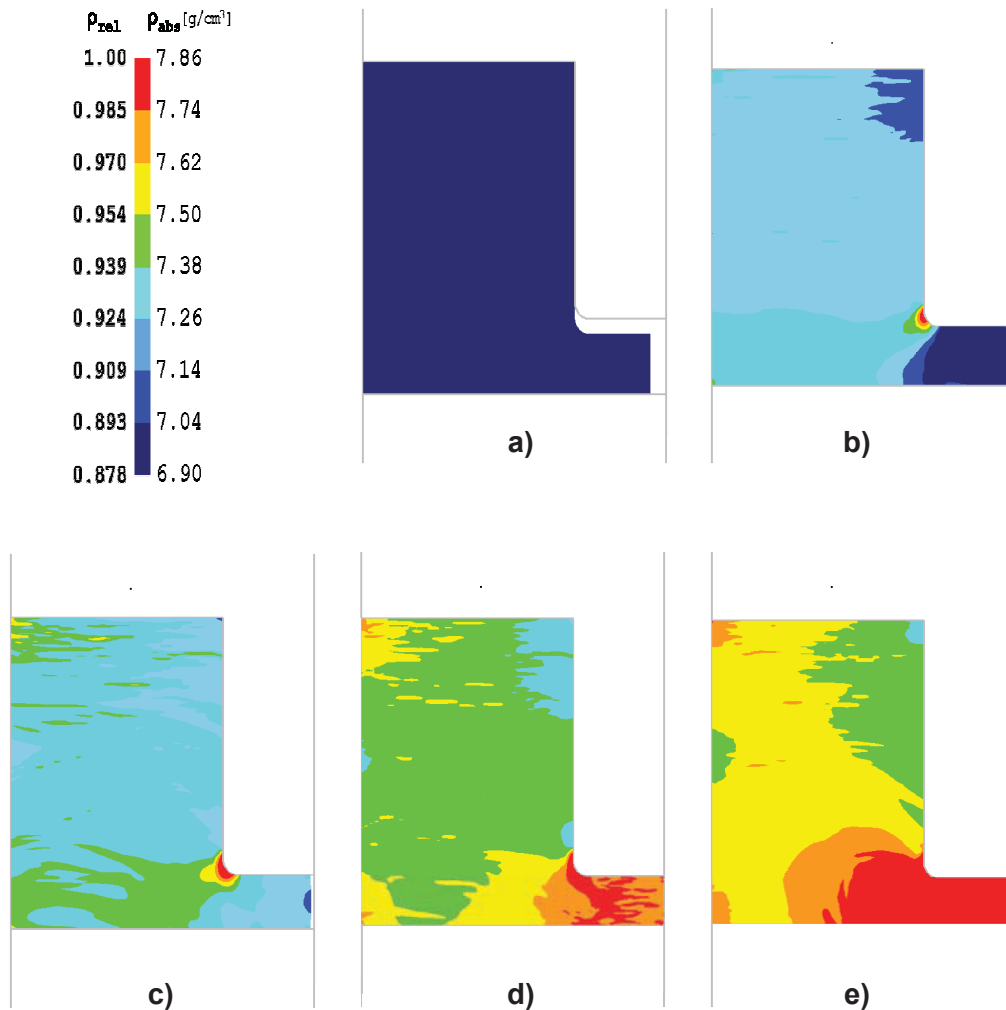


Abbildung 15.13: Beim Verpressen der Vorform (a) verhindert die reduzierte freie Schaftlänge das Entstehen einer Falte am Übergangsradius. Das Einformen des Wellenringes führt bis zum Auftreffen des Zahnringstempels (b) zu einer Durchmesserergrößerung des Zahnringes der Vorform und einem Dichteanstieg. Im weiteren Verpressen wird an der freien Fließfläche die kleinste Dichte gefunden (c). Kurz vor Endlage der Werkzeuge wird eine vollständige Formfüllung erreicht (d) und der Resthub führt zur Voldichte im Zahnring (e).

Da mit der getroffenen Maßnahme des Reduzierens der freien Schaftlänge durch Einbringen einer Freistellung bei gleichbleibendem Aufmaß der Bauteilquerschnitte eine Faltenbildung verhindert wird, wird folgende allgemeine Konstruktionsrichtlinie formuliert:

„Um die Faltenbildung zu verhindern, kann der Durchmesser des kleineren Querschnittes verringert und seine Höhe gesteigert werden, um die freie Schaftlänge, auch bei gleichem Aufmaß im kleineren Querschnitt, zu reduzieren.“

15.5.3 Vorform mit 15 % Aufmaß am Zahnring ohne Freistellung

Um die freie Schaftlänge der in Kapitel 15.5.1 verwendeten Vorform zu verkleinern, wird Aufmaß vom Wellenring auf den Zahnring verlagert. Als Zielgröße wird ein Aufmaß am Zahnring von 15 %, für das gemäß Kapitel 15.5 noch keine Taschenbildung erwartet wird, gewählt. Die entsprechende Vorform ist in Abbildung 15.14a dargestellt.

Die ergriffene Maßnahme des Reduzierens der freien Steglänge wirkt wie für die Vorform aus Kapitel 15.5.2 einer Faltenbildung entgegen, und bis zur Anlage des Stempels am Zahnring (Abbildung 15.14b) wird kein kritischer Materialfluss in Richtung Freiraum gefunden. Wie für die übrigen Vorformen, bei denen der Wellenring vor dem Zahnring verpresst wird (Vorformen der Kapitel 15.1, 15.4.2, 15.4.3, 15.5.1 und 15.5.2) ist ein Materialfluss in Richtung Zahnring erkennbar. Daher wird auch für die Vorform mit 15 % Aufmaß am Zahnring in diesem Bereich eine erhöhte Dichte zum Zeitpunkt, an dem der Zahnringstempel diesen berührt, gefunden (Abbildung 15.14b). Aufgrund des ursprünglichen Aufmaßes, das höher ist, als zum Erreichen der Volldichte im Querschnitt des Zahnringes benötigt wird, und des zusätzlichen Materialflusses in Richtung Zahnring während des Verpressens des Wellenringes erreicht der Zahnring bereits vor Ende des Presshubes Volldichte (Abbildung 15.14c). Daher resultiert der verbleibende Werkzeughub in einer Umkehr des Materialflusses in Richtung Wellenring. Dieser reicht jedoch nicht aus, um zur Ausbildung einer Falte zu führen, sondern steigert die Dichte am Übergang vom Wellen- zum Zahnring (Abbildung 15.14d). Aufgrund der hohen Dichte des Wellenringes und des hohen hydrostatischen Spannungsanteils führt auch ein Verpressen über die Sollhöhe hinaus zu keiner Tasche, sondern zur Verdichtung des Wellenringes, bis in diesem Volldichte erreicht wird.

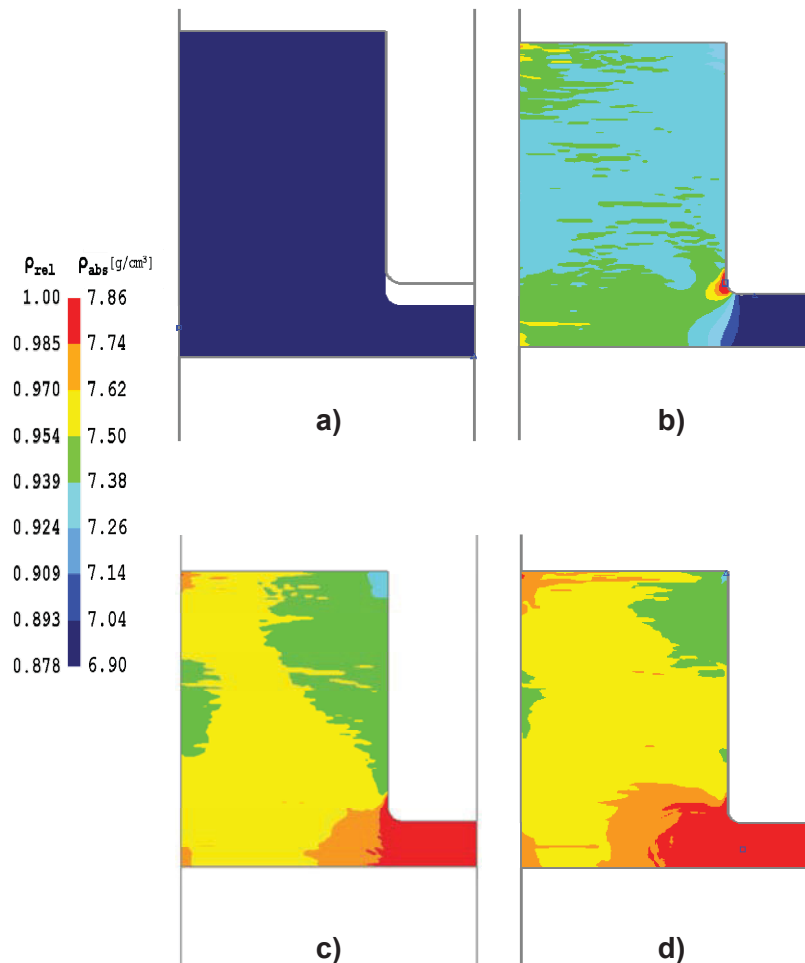


Abbildung 15.14: Das Verpressen der Vorform mit 15 % Aufmaß am Zahnring (a) führt zu einem Materialfluss in Richtung Zahnring, bis der Stempel an diesem anliegt (b). Obwohl vor Ende des Presshubes Volllichte am Zahnring auftritt (c) wird wegen des hydrostatischen Drucks keine Tasche bis zum Ende des regulären Presshubes (d) ausgebildet.

Daher muss die in Kapitel 15.4.1 erkannte Konstruktionsrichtlinie

„Fließt Material von einem Abschnitt kleinerer Höhe und größerer Dichte hin zu einem Abschnitt größerer Höhe und kleinerer Dichte, führt dies zum Ausbilden einer Tasche am Werkstück.“

um den Zusatz

“Eine Ausnahme hiervon stellen Vorformen dar, die während des Verpressens eine vollständige Formfüllung zu einem Zeitpunkt erreichen, zu dem die Dichte des Querschnittes kleinerer Dichte nur geringfügig unter jener des Querschnittes größerer Dichte und schon nahe der Enddichte liegt.“

ergänzt werden. Jedoch ist es für den Konstrukteur in der betrieblichen Praxis ohne Simulation schwer vorhersehbar, ob dieser Ausnahmestand während des Verpressens erreicht wird. Er kann jedoch vermieden werden, wenn die Konstruktionsrichtlinie

„Um eine Taschenbildung zu vermeiden oder zumindest zu verringern, soll ein bereits volllichter Querschnitt, (der an einen Querschnitt geringerer Dichte angrenzt,) nicht mehr weiter verpresst werden bzw. soll die Volllichte in einem Querschnitt erst am Ende des Presshubes erreicht werden.“

eingehalten wird.

Allerdings wirft die Beobachtung, dass unter ausreichend großem hydrostatischem Spannungszustand der Materialfluss von einer volllichteten Region in eine Region kleinerer Dichte zu keiner Faltenbildung führt, die Frage auf, ob es nicht möglich ist, eine Vorform so zu gestalten, dass von Beginn an eine vollständige Formfüllung vorliegt und daher eine Faltenbildung während des Verpressens vermieden werden kann. Diese Fragestellung wird ergänzend in das Versuchsprogramm aufgenommen und in Kapitel 15.5.4 behandelt.

15.5.4 Verpressen mit vollständiger Formfüllung zu Pressbeginn

Um zu Beginn des Verpressens eine vollständige Formfüllung herzustellen, wird die Vorform gemäß Abbildung 15.15 an die Kontur des Oberstempels angepasst, indem der Wellen- und Zahnring auf die theoretische Endkontur ausgeführt werden und somit das Volumen des fertigen Wellenrings ($V_{end, Wellenr.}$) und Zahnrings ($V_{end, Zahnr.}$) aufweisen. In Summe folgt daraus das Volumen des Fertigteils (V_{end}). Zu diesem wird am Boden der Vorform das gesamte Aufmaß ($V_{Aufmaß}$) als Kreisring eingebracht. Die Summe aller Volumina entspricht dem Volumen der Vorform ($V_{Vorform}$)

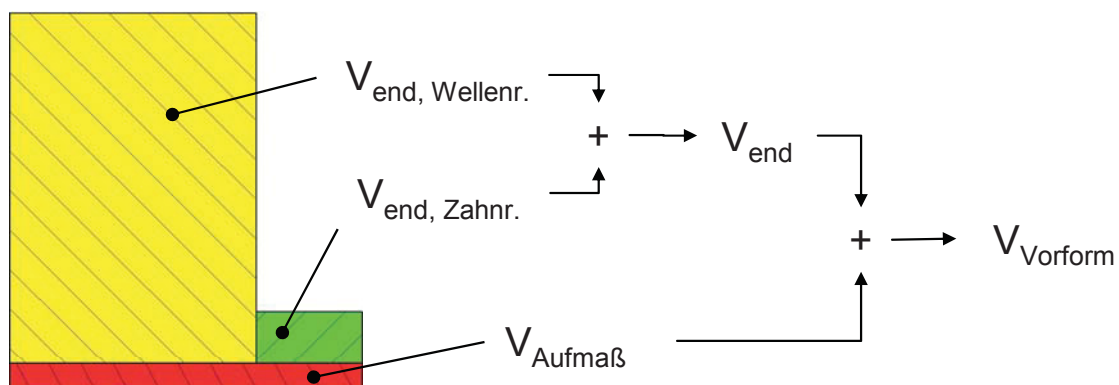


Abbildung 15.15: Schematische Darstellung der Vorgehensweise, um eine vollständige Formfüllung zu Beginn des Pressvorganges zu gewährleisten. Hierzu werden die Querschnitte des Wellen- und Zahnringes auf ihre Endkontur ausgeführt und das Aufmaß als Ring am Boden der Vorform eingebracht.

Da eine Taschenbildung dann erwartet wird, wenn der kleinere Querschnitt eine wesentlich höhere Dichte erreicht als der benachbarte höhere Querschnitt bzw. wenn der kleinere

Querschnitt mit nahezu Volldichte verpresst wird, während der höhere Querschnitt noch kaum eine Verdichtung erfahren hat, werden zuerst die Höhen der einzelnen Abschnitte betrachtet und der Zeitpunkt der Volldichte des kleineren Querschnittes abgeschätzt. Anschließend erfolgt für diesen Zeitpunkt eine Beurteilung der Gefahr der Faltenbildung anhand der Dichte des Wellenringes sowie des verbleibenden Resthubes. Sollte zu diesem Zeitpunkt die Dichte des größeren Querschnittes nur gering angewachsen sein und ein Resthub im Bereich mehrerer 1/10 Millimeter gefunden werden, wird eine Faltenbildung erwartet. Tritt die Volldichte einige 1/100 Millimeter vor Ende des Presshubes auf, kann von einer ausreichend hohen Dichte im Wellenring und so hohem hydrostatischem Spannungsanteil ausgegangen werden, dass keine Faltenbildung auftritt.

In der Vorform beträgt die Höhe des als Aufmaß eingebrachten Kreisringes 0,7195 mm. Somit weist zu Beginn des Pressens der Zahnring eine theoretische Höhe von $h_{\text{Zahn},0} = 2,2195$ mm und der Wellenring von 10,7195 mm auf. Werden der Wellen- und Zahnring als zwei einzelne Bauteile mit festen Durchmessern betrachtet, erreicht der Zahnring bereits nach einem Hub von 0,2708 mm mit einer Höhe von $h_{\text{Zahn},0.27} = 1,9487$ mm Volldichte. Zu diesem Zeitpunkt weist der Wellenring eine errechnete Dichte von $\rho_{\text{Welle},0.27} = 0,901$ auf. Da dieser Wert wesentlich unter der Volldichte bzw. nur gering über der Grunddichte liegt und noch ein Pressenhub von 0,449 mm ausständig ist, wird eine Faltenbildung, hervorgerufen durch den Materialfluss in Richtung Wellenring, erwartet.

Die in Abbildung 15.16 angeführten Zeitpunkte der Simulation bestätigen die obigen Überlegungen. Trotz der anfänglichen Formfüllung (Abbildung 15.16a) wird eine Taschenbildung entsprechend der Konstruktionsrichtlinie *„Fließt Material von einem Abschnitt kleinerer Höhe und größerer Dichte hin zu einem Abschnitt größerer Höhe und kleinerer Dichte, führt dies zum Ausbilden einer Tasche am Werkstück“*

schon vor Erreichen der Volldichte beobachtet (Abbildung 15.16b). Mit Verpressen des volldichten Zahnringes wächst die Tasche anfänglich stark an (Abbildung 15.16c), wird jedoch bis zum Ende des Presshubes wieder teilweise zugeedrückt (Abbildung 15.16d). Wird der Hub erweitert, wird die Tasche kurz vor Erreichen der Volldichte über das gesamte Bauteil ausgefüllt (Abbildung 15.16e). Allerdings kann davon ausgegangen werden, dass in der betrieblichen Praxis die Werkzeuge den mit erhöhtem Hub einhergehenden Anstieg an Presskraft von 365 to am Ende des regulären Presshubes auf 600 to zum Zeitpunkt des Ausfüllens der Tasche nicht ertragen werden. Daher wird die oben angeführte Konstruktionsrichtlinie unverändert beibehalten.

Da die Verhältnisse der Höhen der benachbarten Querschnitte zum Zeitpunkt der Voldichte einen wesentlichen Einfluss auf die Taschenbildung haben, erwächst die Frage, ob nicht ein Grenzverhältnis der Höhen für benachbarte Querschnitte bestimmt werden kann. Jedoch überschreitet das Bestimmen einer genauen Verhältniszahl den Umfang der vorliegenden Untersuchung, zumal für abweichende Geometrien auch andere Bohrungsdurchmesser untersucht werden müssten, da der Materialfluss in Richtung Wellenring bei einem dünneren Querschnitt zu einem stärkeren Dichteanstieg und somit reduzierter Gefahr der Faltenbildung führt.

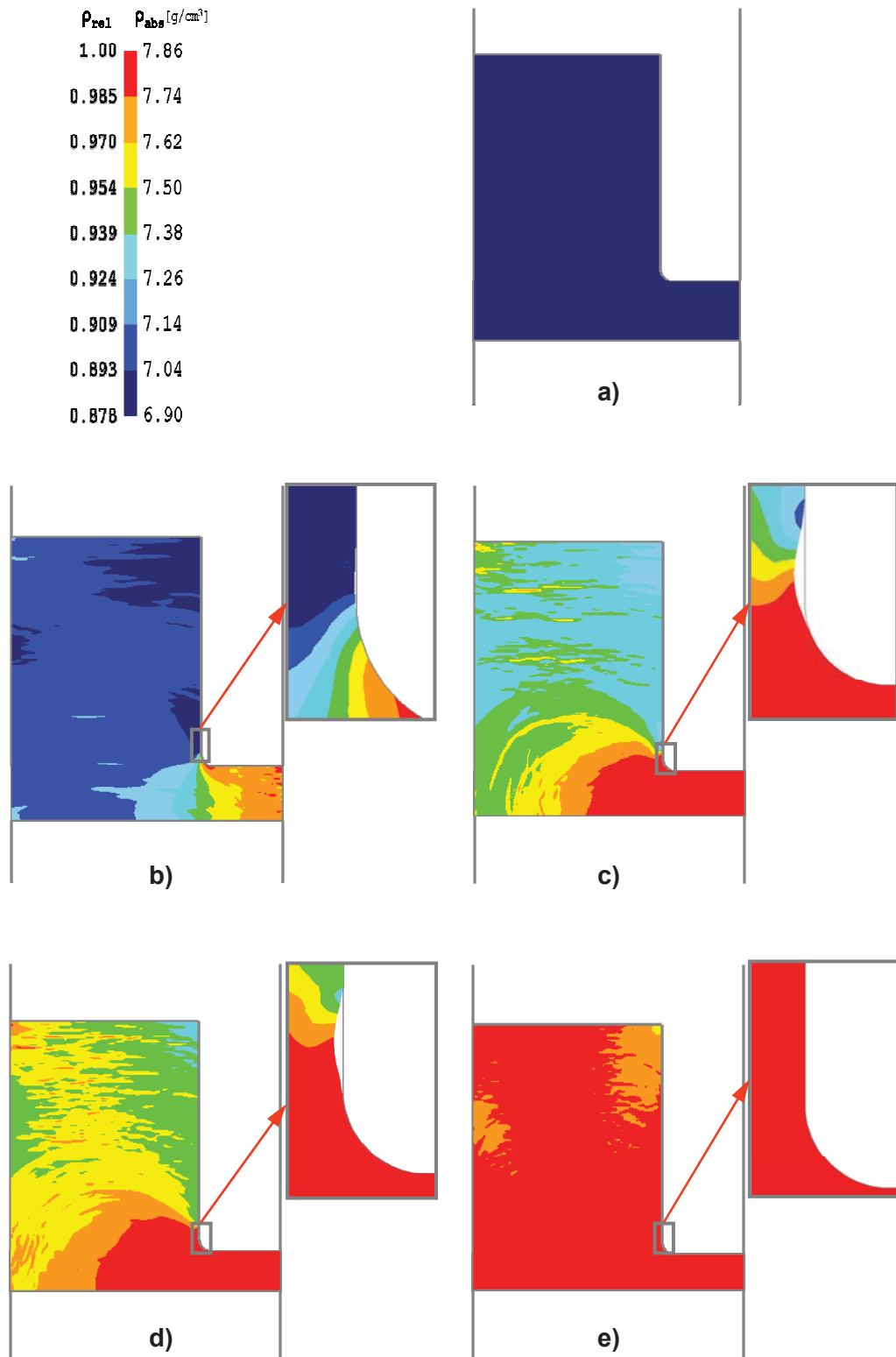


Abbildung 15.16: Das Verpressen der vollständig umschlossenen Vorform (a) führt schon vor Erreichen der Volldichte im Zahnring zum Ausbilden einer Tasche (b) die nach Erreichen der Volldichte im Zahnring stark anwächst (c) und bis Ende des regulären Pressenhubes nicht geschlossen wird (d), sondern erst bei erweitertem Hub, der zu Volldichte im überwiegendem Bauteilquerschnitt führt (e).

16. Kaltkalibrieren – radialer Werkstofffluss, Spaltmaße

Um die Wirkung unterschiedlicher Spaltmaße auf die erzielte Enddichteverteilung und den maximalen Presskraftbedarf zu bestimmen, werden gemäß dem Versuchsprogramm aus Kapitel 13.4 Ringe an starren Werkzeugen auf Endhöhe $h = 4$ und $h = 25$ mm gestaucht. Ziel ist es die Auswirkung von Spaltmaßen auf die Dichteverteilung zu erkennen und zu verstehen, welche Vorgänge die benötigte Stempelkraft herabsetzen.

16.1 Einfluss des Spaltmaßes auf die Dichteverteilung von Proben mit Endhöhe 4 mm

16.1.1 Einfluss des inneren Spaltmaßes auf die Dichteverteilung

Um die Wirkung des inneren Spaltmaßes (si) zu erfassen, werden die Vorformen, deren Außendurchmesser auf Endmaß ausgeführt ist, die also kein äußeres Spaltmaß aufweisen, miteinander verglichen. Die Dichteverteilung am Ende des Pressens für die Vorformen mit Endhöhe $h = 4$ mm ist in Abbildung 16.1 dargestellt. Eine unzureichende Formfüllung wird durch „fx,xxx“ nahe der nicht ausgefüllten Kante gekennzeichnet. Für „x,xxx“ wird der größte Abstand zwischen Bauteil und nächstgelegener Werkzeugkante in Millimetern angeführt. Aufgrund der Symmetrieverhältnisse wird das Maß der Abweichung nur in der Nähe einer Kante gekennzeichnet und an der symmetrisch dazu liegenden Position nur ein „f“ als Hinweis für die Unterfüllung eingebracht. Für die Variante „si0.4-sa0“ ist eine unvollständige Formfüllung im Bereich der Elementgröße erkennbar, weshalb im Weiteren von einer vollständigen Formfüllung gesprochen wird. Im Gegensatz dazu weist die Variante „si0.8-sa0“ mit 0,335 mm eine klare Unterfüllung auf.

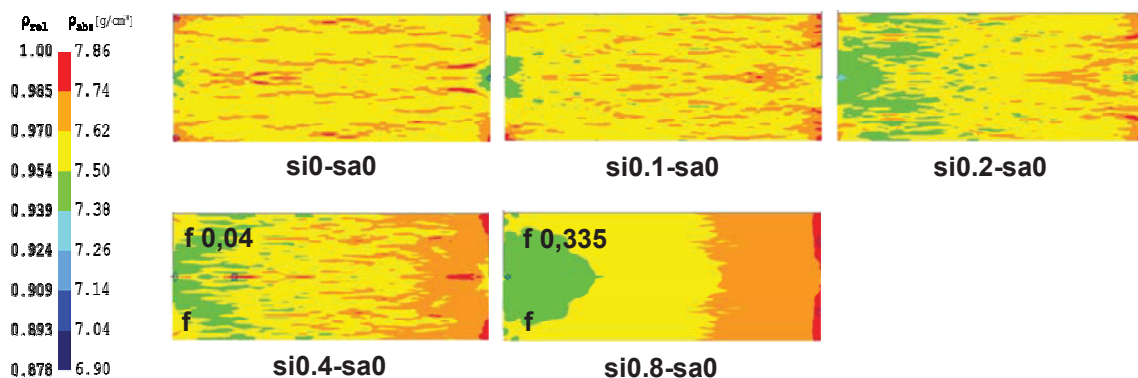


Abbildung 16.1: Dichteverteilung am Ende des Presshubs für Vorformen der Endhöhe $h = 4$ mm mit unterschiedlichen inneren Spaltmaßen. Im Bauteil wird eine geringere Dichte in der Region mit anfänglichem Spaltmaß erkannt.

Während für die Variante „si0.8-sa0“ eine deutliche Unterscheidung der Zonen unterschiedlicher Dichte in Form zusammenhängender, geschlossener Bereiche erkennbar ist, ist dies für die übrigen Varianten nicht der Fall. Für diese können lediglich großflächige Tendenzen festgestellt werden. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Simulation des Verdichtens unter nahezu hydrostatischen Spannungszuständen in Deform™ schwer durchführbar ist. Da der hydrostatische Spannungszustand mit zunehmender Formfüllung ansteigt, sinkt mit dieser auch die Qualität der Ergebnisse.

Nachdem die Variante „si0-sa0“ von Beginn an eine vollständige Formfüllung aufweist, wird für sie zu keinem Zeitpunkt der Simulation eine klare Ausbildung der Dichteregionen beobachtet, während die Variante „si0.8-sa0“, mit der keine Formfüllung erreicht wird, bis zum Ende des Presshubes klare Ergebnisse liefert. Trotz der vom Spannungszustand hervorgerufenen Ungenauigkeiten ist für alle Varianten der Vorformen mit Höhe $h = 4$ mm das Ableiten von Tendenzen einer lokalen Dichteänderung möglich. So ist erkennbar, dass mit zunehmendem inneren Spaltmaß die Dichte am Innendurchmesser der Probe ab- und am Außenumfang zunimmt. Gegenüber der Dichte von $\rho_{abs} = 7,6$ g/cm³, die theoretisch erreicht würde, wenn das gesamte Aufmaß gleichmäßig in den Endquerschnitt eingebracht wird, erreicht der Außenumfang eine größere, der Innenumfang eine kleinere Dichte.

Dieser Effekt ist darin begründet, dass die Vorformhöhe mit zunehmendem Spaltmaß gesteigert wird. Durch die größere Höhe steht zu Beginn des Pressens ein Aufmaß größer 10 % bezogen auf die Grundfläche, zur Verfügung. Während des Pressens wird der Werkstoff zwar in Richtung Freistellung gedrückt, aber der Werkstofffluss in Richtung Außendurchmesser wird aufgrund der Reibung zunehmend zurückgehalten. Somit wird die anfängliche Freistellung durch Werkstoff nahe dem inneren Vorformrand ausgefüllt, während der äußere Umfang von der größeren Höhe der Vorform in Form einer stärkeren Verdichtung profitiert.

Als Konstruktionsrichtlinie gilt somit vorerst:

„Eine Freistellung in der Vorform führt zu einer Abnahme der Dichte des Bauteils im Bereich der ursprünglichen Freistellung und erhöht die Dichte der von der Freistellung entfernten Gebiete.“

Oder allgemeiner formuliert:

„Durch radialen Werkstofffluss wird die Dichte im Bereich der ursprünglichen Freistellung gegenüber einer Umformung ohne Freistellung erniedrigt und im weiter entfernten, von Anfang an umgeformten, Querschnitt erhöht.“

Es gilt nun zu klären, ob diese Konstruktionsrichtlinie mit den Ergebnissen der Untersuchungen zum radialen Materialfluss in Widerspruch steht, da in diesen Vorformen mit Freistellung am Zahnring am Ende des Pressens eine höhere Dichte erreichen als am ohne Freistellung ausgeführten Wellenring. Dieser Widerspruch wird aufgelöst, wenn verschiedene Phasen des Verpressens betrachtet werden. Bis zum Erreichen der Formfüllung weist der Zahnring an der freien Fließfläche stets eine kleinere Dichte als in den dahinterliegenden Regionen auf, was mit der Konstruktionsrichtlinie, die aus den Spaltmaßen abgeleitet wurde, übereinstimmt. Erst mit dem Verpressen nach Erreichen der Formfüllung gilt die Konstruktionsrichtlinie für Bauteile, die aus mehreren unterschiedlichen einzelnen Abschnitten bestehen, nicht mehr. Für die Vorformen des Versuchsprogramms zum radialen Materialfluss wird dann der Zahnring am weiteren Wachstum durch das Außenwerkzeug gehindert und bis auf Volldichte verdichtet, was den Werkstofffluss in den Querschnitt des Wellenringes, der eine kleinere Dichte aufweist, fördert und zu einer Verdichtung von außen nach innen führt.

Aufgrund dieser Beobachtung ist es sinnvoll, die zuvor erkannte Konstruktionsrichtlinie weiter einzuschränken. Sie gilt somit für Ringe und Bauteile mit unterschiedlichen Abschnitten, von denen keiner nach Erreichen von Formfüllung und Volldichte weiter verpresst wird. Mit der entsprechenden Einschränkung wird folgende Konstruktionsrichtlinie erstellt:

„Solange kein Querschnitt des Bauteils vollständige Formfüllung und Volldichte erreicht, wird durch eine Freistellung (radialer Werkstofffluss) die Dichte im Bereich der ursprünglichen Freistellung gegenüber einer Umformung ohne Freistellung erreichten Dichte erniedrigt und im weiter entfernten, von Anfang an umgeformten, Querschnitt erhöht.“

16.1.2 Einfluss des äußeren Spaltmaßes auf die Dichteverteilung

Um die Wirkung des äußeren Spaltmaßes (s_a) zu erfassen, werden die Vorformen, deren Innendurchmesser auf Endmaß ausgeführt ist, die also kein inneres Spaltmaß aufweisen, miteinander verglichen. Die Dichteverteilung am Ende des Pressens für die Vorformen mit Endhöhe $h = 4$ mm ist in Abbildung 16.2 dargestellt. Wie für die inneren Spaltmaße (Kapitel 16.1.1) wird im fertigen Bauteil eine kleinere Dichte in den Regionen mit anfänglichem Spaltmaß und eine höhere Dichte am gegenüberliegenden Umfang gefunden. Die Dichteunterschiede zwischen innerem und äußerem Umfang nehmen mit dem Spaltmaß zu. Somit werden die in Kapitel 16.1.1 gefundenen Konstruktionsrichtlinien bestätigt.

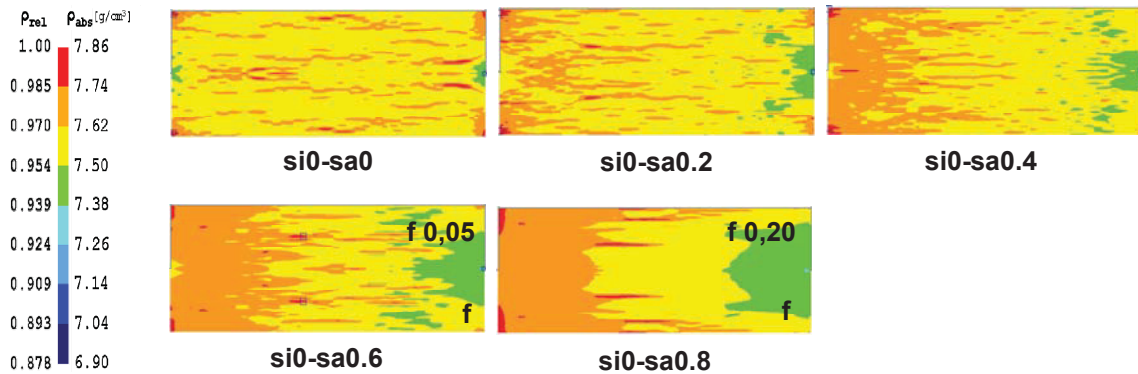


Abbildung 16.2: Dichteverteilung am Ende des Presshubs für Vorformen der Endhöhe $h = 4$ mm mit unterschiedlichen äußeren Spaltmaßen. Im Bauteil wird eine kleinere Dichte in der Region mit anfänglichem Spaltmaß erkannt.

Unterschiede zwischen inneren und äußeren Spaltmaßen werden in der Formfüllung gefunden. Die Vorformen mit äußerem Spaltmaß erreichen bis zu einem Spaltmaß von 0,4 mm eine vollständige Formfüllung, während die Vorform mit 0,4 mm innerem Spaltmaß bereits eine Unterfüllung aufweist. Eine solche mit ähnlich hohem Ausmaß wird für die Vorform mit 0,6 mm äußerem Spaltmaß gefunden. Um die bessere Formfüllung der Vorformen mit äußerem Spaltmaß zu verstehen, wird ein Vergleich mit dem klassischen Ringstauchversuch, wie er zur Reibwertbestimmung angewendet wird, angestellt. Von diesem ist bekannt, dass der Innen- und Außendurchmesser der Proben anwächst, wenn die Reibung klein genug ist [Klo06]. Ein solches Bestreben der Vorform, aufgrund der geringen Reibung radial nach außen zu breiten, erklärt, warum Spaltmaße, die am Innumfang zu Unterfüllung führen, am äußeren Umfang noch gefüllt werden. Tatsächlich ist aus von Hatzenbichler et al. [Hat10] durchgeführten Versuchen bekannt, dass ein Ringstauchversuch mit den Softwarepaketen Abaqus/Standard™ und Deform™ mit der zu Grunde gelegten Reibung von $\mu = 0,1$ und den für das Verpressen notwendigen Umformgraden zu einer Vergrößerung des Innendurchmessers führt. Somit wird die bessere Füllung bei Anwendung äußerer Spaltmaße auf die Reibungsverhältnisse zurückgeführt.

16.1.3 Einfluss beidseitiger Spaltmaße auf die Dichteverteilung

Um das Wirken von Spaltmaßen an innerem und äußerem Umfang zu untersuchen, werden Vorformen so ausgeführt, dass sie ein inneres Spaltmaß von 0,1 mm oder 0,2 mm aufweisen. Für jedes der inneren Spaltmaße wird eine Vorform entwickelt, die am äußeren Umfang ein Spaltmaß von 0,2; 0,4; 0,6 oder 0,8 mm aufweist. Die mit diesen Vorformen erhaltenen Dichteverteilungen am Ende des Pressens werden in Abbildung 16.3 dem Resultat einer Vorform ohne Spaltmaß gegenübergestellt.

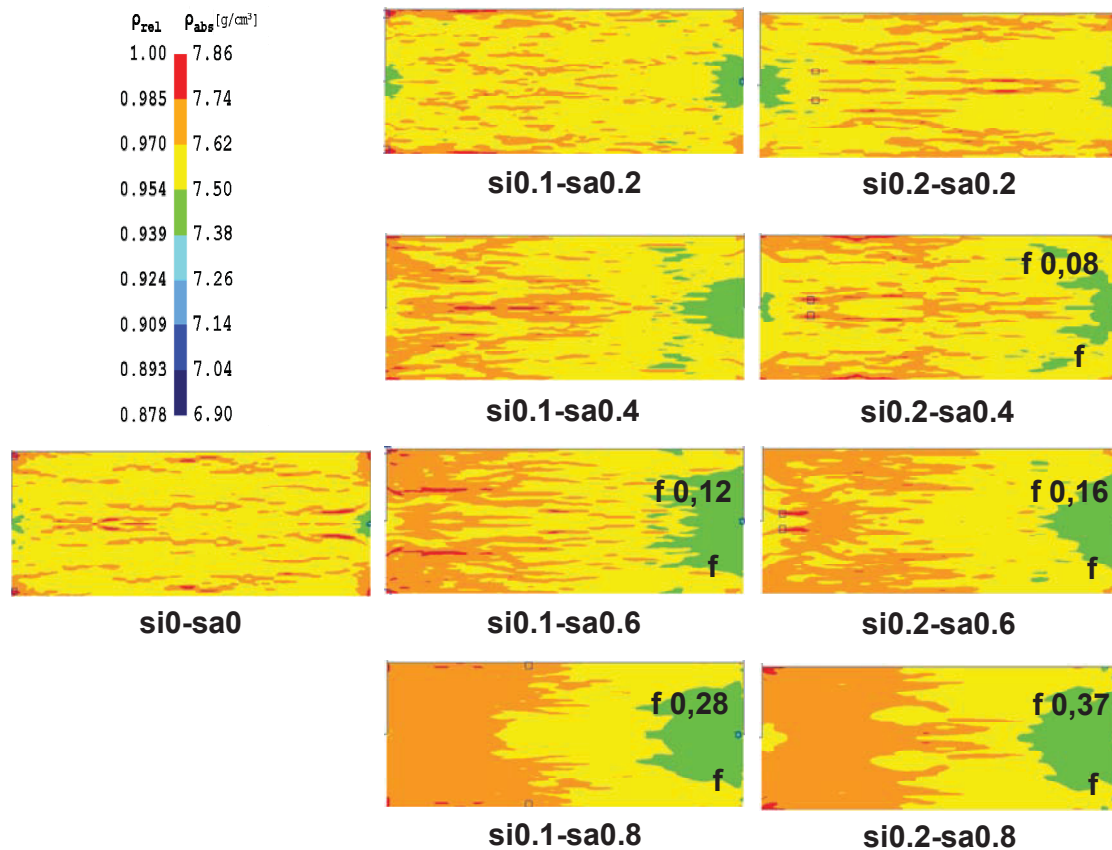


Abbildung 16.3: Dichteverteilung am Ende des Presshubs für Vorformen der Endhöhe $h = 4$ mm mit unterschiedlichen inneren und äußeren Spaltmaßen. Bei entsprechend großem Unterschied zwischen innerem und äußerem Spaltmaß wird im Bauteil eine kleinere Dichte in der Region mit anfänglich größerem Spaltmaß erkannt, bei annähernd gleich großen Spaltmaßen erfährt das Bauteil an den Regionen mit anfänglichem Spaltmaß eine geringere Verdichtung als im restlichen Querschnitt.

Der Vergleich der Variante ohne Spaltmaße mit jener mit 0,2 mm an innerem und äußerem Umfang, also gleich großen Spaltmaßen an innerem und äußerem Umfang, zeigt eine Dichteabnahme an den Rändern, insbesondere auf halber Probenhöhe, und eine Zunahme der Dichte im Bereich des mittleren Durchmessers des Bauteils. Dies stimmt mit der in Kapitel 16.1.1 formulierten Konstruktionsrichtlinie überein, dass in den Regionen mit anfänglichem Spaltmaß eine kleinere Dichte als bei Vorformen ohne Spaltmaß erreicht wird. Dadurch, dass die Proben in der Region des mittleren Probendurchmessers aufgrund der Spaltmaße mit größerer Höhe bzw. größerem lokalem Aufmaß als die Vorform ohne Spaltmaße verpresst wird, erreicht sie eine höhere Enddichte.

Aus der zweiten Spalte von Abbildung 16.3 ist erkennbar, dass die Vorformen mit einem inneren Spaltmaß von 0,1 mm mit zunehmendem äußeren Spaltmaß an Dichte am äußeren Umfang verlieren und am inneren Umfang dazu gewinnen. Die gleiche Entwicklung wird

auch in der dritten Spalte, die die Dichteentwicklung für Vorformen mit zunehmendem äußeren Spaltmaß bei konstantem inneren Spaltmaß von 0,2 mm zeigt, gefunden. Gegenüber der Variante mit gleich großen Spaltmaßen an innerem und äußerem Umfang ist auffällig, dass die Regionen mit den inneren Spaltmaßen Dichteniveaus höher der Vorform ohne Spaltmaß erreichen. Die Ursache hierfür wird in der Differenz von innerem und äußerem Spaltmaß gefunden. Wird das äußere Spaltmaß größer als das Innere ausgeführt, liegt die Vorform (bei entsprechendem Reibfaktor) während des Pressens großflächig am Innumfang an, bevor sie das Außenwerkzeug berührt oder der äußere Spalt in gleichem Maße ausgefüllt wird. Durch die Anlage am Innenwerkzeug, bei gleichzeitigem Freiraum am Außenumfang, entspricht die Geometriesituation jener des Verpressens mit nur äußerer Freistellung. Dadurch kommt es zum Dichteanstieg am inneren Umfang. Somit gilt die in Kapitel 16.1.1 verfasste Konstruktionsrichtlinie auch für Vorformen mit beidseitigem Spaltmaß, solange das Äußere größer ist als das Innere und nur für die zu Grunde gelegten Reibverhältnisse. Unter Voraussetzung ähnlicher Reibbedingungen im Realprozess wird die Konstruktionsrichtlinie somit zu

„Solange kein Querschnitt des Bauteils vollständige Formfüllung und Volldichte erreicht, wird durch eine Freistellung (radialer Werkstofffluss) die Dichte im Bereich der ursprünglichen Freistellung gegenüber einer mit Umformung ohne Freistellung erreichten Dichte erniedrigt und im weiter entfernten, von Anfang an umgeformten Querschnitt erhöht. Querschnitte mit innerem und größerem äußeren Spaltmaß verhalten sich wie eine Vorform mit einseitigem äußeren Spaltmaß.“

Hinsichtlich Formfüllung ist erkennbar, dass diese für ein inneres Spaltmaß von 0,1 mm mit einem äußeren Spaltmaß von 0,4 mm vollständig, für ein Spaltmaß von 0,6 mm jedoch unzureichend ausgebildet ist. Für die Vorformen mit einem inneren Spaltmaß von 0,2 mm wird im Versuchsprogramm nur mit einem maximalen äußeren Spaltmaß von 0,2 mm eine vollständige Formfüllung erreicht. Dies wird dadurch erklärt, dass durch das größere innere Spaltmaß ein größerer Hub notwendig ist, um die Form komplett auszufüllen. Deshalb setzt gegenüber den Vorformen mit kleinerem inneren Spaltmaß erst bei kleinerer Probenhöhe ein verstärkter Materialfluss in Richtung Freistellung ein, der notwendig ist, um die Kontur trotz des, durch die kleine Reibung begünstigten Breiten zu füllen.

16.2 Einfluss des Spaltmaßes auf die Dichteverteilung von Proben mit Endhöhe 25 mm

In Abbildung 16.4 sind ausgewählte, auf $h = 25$ mm verpresste Vorformen dargestellt. Es sind dies die Variante ohne Spaltmaße (si_0-sa_0), jene mit dem größten inneren ($si_{0.2}-sa_0$) und jene mit dem größten äußeren Spaltmaß ($si_0-sa_{0.4}$), sowie die Variante mit den größten

inneren und äußeren Spaltmaßen (si0.2-sa0.8) und die mit den größten Spaltmaßen (si0.2-sa0.8), die für einen Endhöhe von $h = 4$ mm noch zur Formfüllung geführt hat.

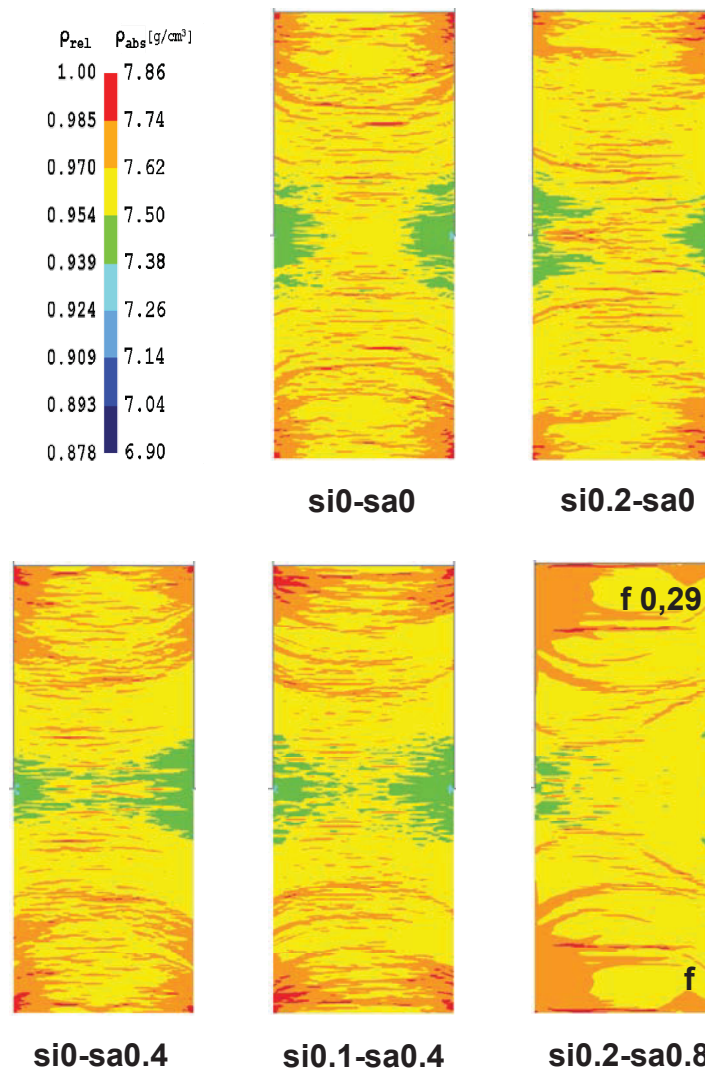


Abbildung 16.4: An ausgewählten Varianten ist erkennbar, dass die Spaltmaße auf Proben größerer Höhe einen kleineren Einfluss auf die Dichte und Formfüllung haben. Für Proben mit einer Endhöhe von $h = 25$ mm treten keine relevanten Dichteunterschiede auf, so lange das innere Spaltmaß nicht 0,2 und das äußere nicht 0,4 mm überschreitet. Für alle Varianten sind Probleme in der Simulation in Form schwerer Zuordenbarkeit der Regionen gleicher Dichte erkennbar.

Auffällig ist die schwere Zuordenbarkeit bzw. Unterscheidbarkeit der Regionen unterschiedlicher Dichte. Dies ist jedoch nicht auf den Prozess, sondern auf die Qualitätseinbußen in der Simulation bei Verpressen unter hohem hydrostatischem Spannungsanteil zurückzuführen. Dadurch, dass die auf Endhöhe $h = 25$ mm zu verpressenden Vorformen schon nach einem prozentuell kleinerem Hub als jene mit Endhöhe $h = 4$ mm eine vollständige Formfüllung erreichen, treten für deren Simulation

schon früher und in Folge dessen stärkere Qualitätseinbußen auf. Aus der früheren Formfüllung kann jedoch abgeleitet werden, dass höhere Vorformen weniger sensibel auf Spaltmaße reagieren und mit größeren Spaltmaßen noch eine Formfüllung erreichen. Ursache hierfür sind die geometrischen Verhältnisse. Da die Vorform bei gleicher Grundfläche höher ausgeführt wird, verringert sich zum einen ihre Steifigkeit, und zum anderen wirkt die Reibung an den Stirnflächen in größerer Distanz zum Werkstoff in der Probenmitte, dem dadurch das Breiten erleichtert wird.

Der schwächere Einfluss der Spaltmaße auf die Formfüllung legt nahe, dass auch der Einfluss auf die Dichteverteilung kleiner wird, insbesondere wenn die Spaltmaße für höhere Vorformen zu einem früheren Verpressen unter Formfüllung führen. Tatsächlich wird trotz der reduzierten Ergebnisqualität im Vergleich aller Varianten des Versuchsprogramms in Kapitel 13.4 kaum eine Änderung bzw. keine für das Bauteil relevante Änderung in der Enddichteverteilung für Vorformen gefunden, solange deren inneres Spaltmaß nicht 0,2 mm und deren äußeres Spaltmaß nicht 0,4 mm überschreitet. Für die Variante si0.2-sa0.4 wird wie in den Untersuchungen für Proben der Endhöhe $h = 4$ mm ein Dichteanstieg am Umfang mit kleinerem Spaltmaß gefunden, allerdings fällt dieser weniger deutlich aus. Daher wird folgende Konstruktionsrichtlinie formuliert:

„Die Wirkung der Spaltmaße auf Formfüllung und Dichteverteilung wird mit zunehmender Querschnittshöhe und abnehmender Breite kleiner.“

Obwohl aus den Simulationen mit Deform™ für die Proben mit Endhöhe $h = 25$ mm begründbare Aussagen getroffen werden können, werden ergänzend ausgewählte Varianten mit Abaqus/Standard™ simuliert, um eventuell die Ergebnisqualität zu verbessern und eine Empfehlung für ein Softwarepaket aussprechen zu können.

16.3 Ergänzende Simulationen mit Abaqus/Standard™

Der Vergleich der in Abaqus/Standard™ erzielten Ergebnisse mit jenen aus Deform™ bestätigt die in Deform™ erkannte geringere Dichte in den Regionen mit ursprünglichem Spaltmaß, wie der in Abbildung 16.5 angeführte Vergleich ausgewählter Vorformen zeigt.

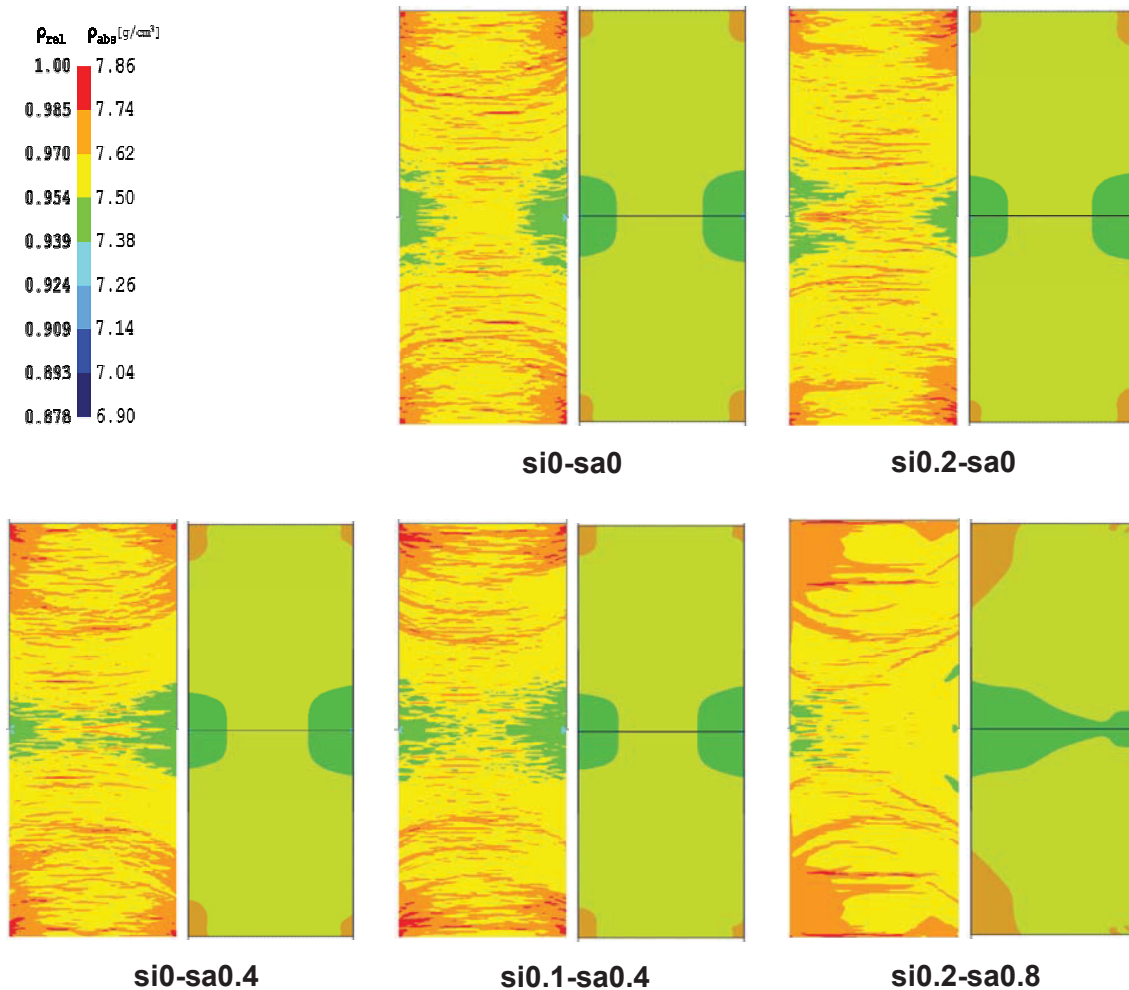


Abbildung 16.5: Vergleich der Dichteverteilungen unterschiedlicher Vorformen die mit Deform™ (links) und Abaqus/Standard™ (rechts) berechnet wurden. Die in Deform™ erkannten Tendenzen werden durch die Resultate aus Abaqus/Standard™ bekräftigt.

Bis zum Eintreten des Verpressens mit vollständiger Formfüllung stimmen die Dichteverteilungen beider Softwarepakete sehr gut überein. Danach treten die zuvor beschriebenen Einbußen in der Ergebnisqualität bei Deform™ auf, während in Abaqus/Standard™ die Zonen unterschiedlicher Dichte bis zum Ende des Presshubes unterscheidbar bleiben. Eine sehr gute Übereinstimmung der beiden Softwarepakete wird in der Formfüllung gefunden. Somit werden die Ergebnisse aus Deform™ durch Abaqus/Standard™ bestätigt. Ein wesentlicher, für den Anwender relevanter Unterschied wird in den Rechenzeiten gefunden. Deform™ benötigt höhere Rechenzeiten, wenn eine vollständig gefüllte Gravur weiter verpresst wird. Gegenüber Abaqus/Standard™ führt das zu einem um den Faktor 3 bis 5 höheren Zeitaufwand. Aufgrund der Ergebnisse und der Rechenzeiten wird für das Verpressen unter quasi-hydrostatischem Spannungszustand eine Empfehlung für Abaqus/Standard™ ausgesprochen.

16.4 Einfluss der Spaltmaße auf die Pressenkraft

Um den Einfluss der Spaltmaße auf die Pressenkraft zu erfassen, werden die für unterschiedliche Vorformen auftretenden Kräfte, die für das Erreichen gleicher globaler Dichte im verpressten Bauteil notwendig sind, miteinander verglichen. Hierzu werden zuerst die Kraft-Weg-Verläufe ausgewählter Proben unterschiedlichen Spaltmaßes ermittelt. Anschließend werden für diese die Zeitpunkte, in denen eine bestimmte globale Dichte im Bauteil erreicht wird, bestimmt. Über den Vergleich der für das Erreichen eines Dichteniveaus benötigten Kräfte werden Aussagen über das Wirken der Spaltmaße abgeleitet.

Für die Analyse werden die Kraft-Weg-Verläufe von ausgewählten, auf Endhöhe $h = 25$ mm verpressten Vorformvarianten herangezogen. Mit der Variante si0-sa0 wird der Extremfall nicht vorhandener Spaltmaße abgebildet, was dem Verpressen einer bereits von Beginn an vollkommen gefüllten Gravur entspricht. Als größter Gegensatz dazu wird im Versuchprogramm die Variante si02-sa08 gefunden, die das Verpressen einer Vorform mit sehr großen Spaltmaßen widerspiegelt. Das Verpressen von Vorformen, die nur am inneren bzw. äußeren Umfang ein Spaltmaß aufweisen, wird mit den Varianten si0.2-sa0 bzw. si0-sa0.8 untersucht. Ergänzend dazu wird Variante si0.1-sa0.4 als jene Variante mit den größten Spaltmaßen, mit denen noch eine vollständige Formfüllung erreicht wird, betrachtet. Die Kraft-Weg-Verläufe der ausgewählten Varianten und die Zeitpunkte des Erreichens bestimmter globaler Dichteniveaus können Abbildung 16.6 entnommen werden.

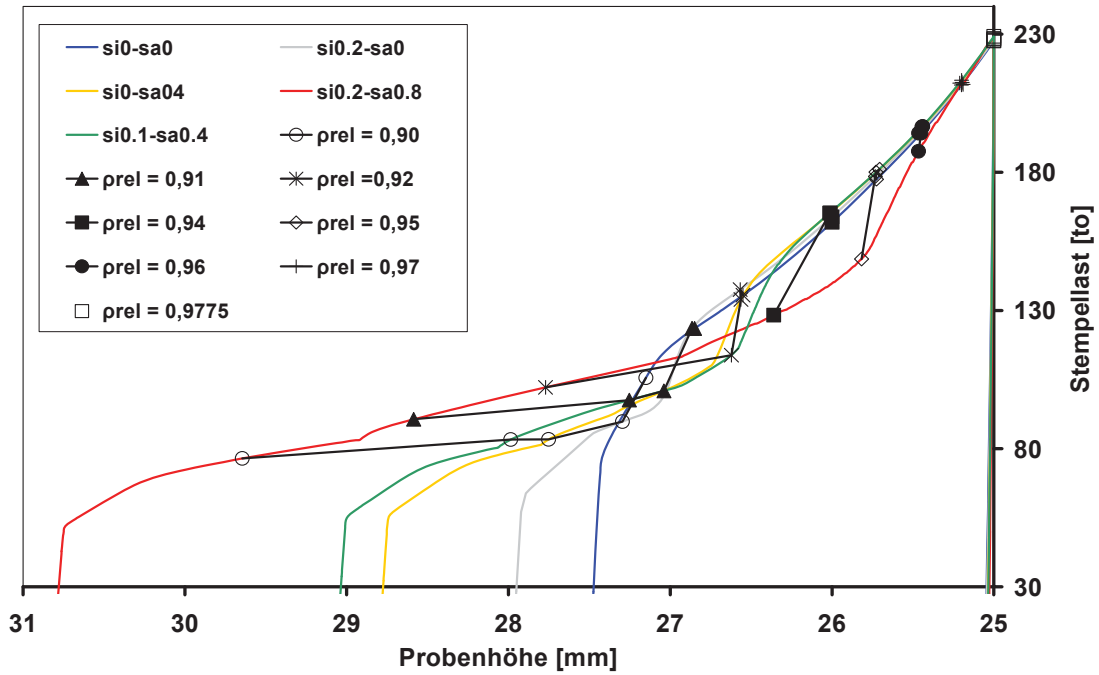


Abbildung 16.6: Aus dem Vergleich des Kraftbedarfs, der für Vorformen mit unterschiedlichen Spaltmaßen zu gleicher globaler Dichte führt, ist eine Kraftersparnis mit größer werdenden Spaltmaßen erkennbar, solange keine Formfüllung erreicht wird. Gefüllte Formen führen zu gleichem Kraftbedarf unabhängig von den ursprünglichen Spaltmaßen.

Für eine globale Dichte von $\rho_{rel} = 90\%$ wird für die Variante ohne Spaltmaße (si0-sa0) die höchste Presskraft gefunden. Für die übrigen Varianten, die für dieses Dichteniveau noch keine Formfüllung aufweisen, nimmt die Presskraft mit zunehmendem Spaltmaß und somit steigender Probenanfangshöhe ab.

Bei einer globalen Dichte von $\rho_{rel} = 91\%$ hat die Variante si0.2-sa0 bereits eine vollständige Formfüllung erreicht, und ihr Kraft-Weg-Verlauf stimmt ab Erreichen der Formfüllung mit jenem der Variante si0-sa0, die von Beginn an Formfüllung aufweist, überein. Wie zuvor wird eine Abnahme der Presskraft mit steigendem Spaltmaß gefunden.

Mit einer globalen Dichte von $\rho_{rel} = 92\%$ füllt auch die Variante si0-sa0.4 die Form, und ihr weiterer Kraft-Weg-Verlauf stimmt mit den beiden Varianten, die bereits zuvor Formfüllung erreichen, überein. Abermals wird eine Abnahme der Presskraft mit steigendem Spaltmaß beobachtet. Aus dem Betrachten der übrigen Dichteniveaus wird geschlossen, dass der Kraft-Weg-Verlauf jeder Vorform mit jener ohne Spaltmaße übereinstimmt, sobald eine vollständige Formfüllung erreicht wird. Durch größere Spaltmaße wird der Kraftanstieg zwar verzögert, jedoch haben die Spaltmaße keinen Einfluss auf die maximale Presskraft, solange das Verpressen einer vollständig gefüllten Gravur nicht vermieden wird. Werden

unterfüllte Bereiche vorgesehen bzw. toleriert, kann die für das Erreichen eines Dichteniveaus benötigte Pressenkraft gesenkt werden.

Diese Erkenntnisse werden mit

„Größere Spaltmaße bewirken eine Kraftersparnis bis zum Zeitpunkt der vollständigen Anlage des Bauteils an der Gravur. Wird nach dem Erreichen der vollständigen Formfüllung weiter verpresst, wird für die weitere (globale) Verdichtung des Bauteils die gleiche Stempelkraft, unabhängig vom ursprünglichen Frestellmaß, benötigt“

und

„Durch das Vorsehen von Freistellungen, die bis zum Ende des Pressens nicht gefüllt werden, kann die Presskraft verringert werden.“

als Konstruktionsrichtlinien formuliert. Diese Beobachtungen stimmen mit jenen des Versuchsprogramms zum axialen Materialfluss in Kapitel 14, die zur Konstruktionsrichtlinie *„Eine Reduktion der Pressenkraft und Werkzeugbelastung ist durch das Vorsehen nicht vollständig gefüllter Bereiche bzw. einer Unterfüllung möglich.“*

geführt haben, überein.

17. Kaltkalibrieren – Resümee und Ausblick

Mittels des gewählten Versuchsprogramms, das zwischen axialen und radialen Werkstoffflüssen differenziert, gelingt es für den Kalibrierprozess grundlegende Einflüsse der Vorformgestalt auf den Prozessablauf und die Eigenschaften des fertigen Bauteils zu erkennen. Damit wird das Ziel, Konstruktionsrichtlinien zu verfassen, erreicht.

Anhand der variierten geometrischen Charakteristika der Vorform wird deren Bedeutung für den Werkstofffluss und der daraus resultierenden Formfüllung, Dichteverteilung sowie Werkzeugbelastung abgeleitet. Mit dem daraus gewonnenen Wissen ist es einerseits möglich jene Vorgänge zu beschreiben, die am fertigen Bauteil zu Defekten in Form von Unterfüllungen, Taschen oder Falten führen, andererseits werden Maßnahmen aufgezeigt, die kritische Werkstoffflüsse verhindern. Mit dem Vergleich von Formfüllungen, auftretenden Presskräften und Werkzeugbelastungen wird die Bedeutung und das Wirken des hydrostatischen Spannungsanteils im Kalibrierprozess erklärt. Anhand von Maßnahmen wie der Spaltmaßwahl und dem Zulassen von Unterfüllungen wird gezeigt, wie Prozesskräfte verringert und Werkzeuge entlastet werden können.

Da die gewonnenen Erkenntnisse zukünftig Konstrukteure in der Vorformgestaltung und Prozessauslegung unterstützen sollen, werden die Konstruktionsrichtlinien in einem nächsten Schritt zusammengefasst und daraus ein Katalog für die Vorformgestaltung mit Maßnahmen zur Behebung von Defekten erstellt. Der angefertigte Katalog liegt dem Anhang bei.

Für zukünftige Untersuchungen zum Kalibrieren mittels FE-Simulationen wird empfohlen, für Umformoperationen mit kleinen erwarteten Werkstoffflüssen und hohem hydrostatischen Spannungsanteil ABAQUS/Standard™ zu verwenden. Für Umformsimulationen mit hohen Umformgraden wird DEFORM™ empfohlen. Ein Abschätzen des Ausmaßes der auftretenden Werkstoffflüsse sollte dem Konstrukteur anhand des Vergleiches von Vorform und endgültiger Gestalt des Bauteils möglich sein.

Auch wenn ein Beitrag geleistet wird, die Vorformgestaltung zu vereinfachen und Möglichkeiten gezeigt werden, um Materialflüsse gezielt zu beeinflussen und die Bauteileigenschaften zu verbessern, verbleibt für den konventionellen Kalibrierprozess eine Limitierung durch hohe Werkzeugbelastungen. Diese werden insbesondere vom hohen hydrostatischen Spannungsanteil hervorgerufen, der mit nahezu vollständiger Formfüllung einhergeht. Somit können die Presskräfte und Werkzeugbelastungen für Bauteile, die keine

ausreichenden Toleranzen aufweisen, um bis zum Ende des Kalibrierens verbleibende Spaltmaße zuzulassen, trotz der vorgeschlagenen Maßnahmen kaum oder gar nicht gesenkt werden. Zur Erweiterung des Prozessspektrums des Kalibrierprozesses können zwei Methoden angewandt werden.

Die erste sieht eine unabhängige Bewegung des Zahnring- und Wellenringstempels vor. Mittels getrennt gesteuerter Bewegungen kann der Materialfluss beeinflusst und so insbesondere der Falten- oder Taschenbildung begegnet werden. Durch, aus unterschiedlichen Bewegungsgeschwindigkeiten hervorgerufene, Scherspannungen kann es gelingen, mit niedrigerem Kraftbedarf und eventuell geringeren Werkzeugbelastungen zu verdichten. Diese Maßnahme setzt aber hohe Investitionen in der Anlagentechnik voraus, da anstelle der am Oberstempel einfach wirkenden Pressen mehrfach wirkende Pressen angeschafft werden müssten.

Eine zweite Möglichkeit ist der Ansatz der Halbwarmumformung. Wenn Sinterbauteile in einem Temperaturbereich umgeformt werden, in dem die Fließspannung und eventuelle Verfestigung des Werkstoffes geringer ausfällt als bei Raumtemperatur, wird eine mechanische Entlastung der Werkzeuge erreicht werden. Dem Ansatz der HWU wird in Kapitel 18 nachgegangen.

18. Halbwarmumformung (HWU) von Sinterformteilen

In der Halbwarmumformung von Massivbauteilen treten gegenüber der Kaltumformung kleinere Prozesskräfte auf, und es können höhere Umformgrade erreicht werden. Vorteile gegenüber der Warmumformung, die zu noch geringerer Umformkraft führt, bestehen im Vermeiden einer Zunderbildung und geringerem Verzug des Bauteils, weshalb engere Toleranzen gehalten werden können. Sollten diese Besonderheiten der HWU auch für Sinterbauteile gelten, kann dies einerseits zu erweiterten Prozessspektren für bestehende Prozesse führen und andererseits zur pulvermetallurgischen Fertigung neuartiger Bauteile genutzt werden. Ziel der Untersuchungen zur HWU ist es daher Grundlagenwissen bereitzustellen, um abzuklären, inwieweit Vorteile erwachsen, wenn bestehende Prozesse halbwarm anstatt kalt ausgeführt werden.

Anhand der Literaturrecherche werden aus den derzeitigen und zukünftig zu erwartenden Anforderungen an Sinterbauteile drei Ziele erkannt, die durch die HWU erreicht werden sollen. Es sind dies das Erreichen einer höheren Dichte über den gesamten Querschnitt eines Bauteils (höhere globale Dichte), das Erreichen höherer Dichte an ausgewählten Bauteilregionen (höhere lokale Dichte) und das Fertigen von Bauteilen höherer Formenvielfalt. Es ist zu erwarten, dass die Zielsetzungen auch kombiniert gefordert werden.

Die Ziele der größeren lokalen und globalen Dichten sollten gemäß F. Planitzer [Pla07] mit der HWU erreicht werden können. Dieser erkennt für einen Werkstoff der industriellen Praxis im Temperaturbereich von Raumtemperatur bis 600 °C einen Abfall der Fließspannung für Temperaturen größer 350 °C. Daraus folgert er, dass die Umformkräfte und die daraus resultierende Werkzeugbelastung durch Wahl ausreichend hoher Temperaturen verringert werden. Um dies zu nutzen, schlägt er zwei grundlegende Methoden zur Anwendung der HWU vor.

Die erste sieht das Umformen homogen erwärmter Bauteile vor, um die Fließspannung über das gesamte Bauteil zu reduzieren. Dadurch soll bei gleicher mechanischer Werkzeugbelastung eine höhere Dichte über das gesamte Bauteil im Vergleich zum kalten Prozess erzielt werden. Umgekehrt muss es möglich sein, HWU-Bauteile gleicher Dichte wie im kalten Prozess unter Anwendung kleinerer Presskräfte zu fertigen.

Der zweite Ansatz behandelt die Umformung von lokal erwärmten Bauteilen. Dieser basiert auf der Überlegung, dass Bauteilregionen mit einer durch ausreichende Erwärmung herbeigeführten Fließspannungserniedrigung eine bevorzugte Verdichtung gegenüber den

kühleren Regionen erfahren. Zudem sollten die kühleren Regionen aufgrund der höheren Fließspannung einer Umformung stärker entgegenwirken, somit die wärmeren Regionen stützen und deren Verdichtung fördern. Für diesen Ansatz werden zwei Umsetzungsmöglichkeiten gefunden. Einerseits erscheint es möglich, Vorformen, die im kalten Prozess einen gleichmäßigen Dichteanstieg über den Querschnitt erfahren, im halbwarmen Prozess überwiegend an den Randzonen zu verdichten. Andererseits kann das Umformen randzonenerwärmter Bauteile möglicherweise genutzt werden, um gegenüber dem kalten Prozess die Randdichte von oberflächenverdichteten Bauteile zu steigern und den Dichtegradienten zu beeinflussen.

Sollte die HWU zu niedrigeren Umformkräften führen, wird es mit bestehenden Vorformen möglich sein höhere Enddichten zu erreichen. Ist zudem eine höhere Umformbarkeit des Werkstoffes im Temperaturbereich der HWU gegeben, folgt daraus einerseits ein größerer Freiraum in der Gestaltung von Vorformen und andererseits wird das Formenspektrum der herstellbaren Teile erhöht. Eine verbesserte Umformbarkeit kann das Fertigen unterschiedlicher Bauteile aus einheitlichen Vorformen oder das Herstellen gleicher Endgeometrien aus unterschiedlichen Rohlingen ermöglichen. Dies könnte beispielsweise genutzt werden, um aus einheitlichen Vorformen Fertigteile herzustellen, die leicht unterschiedliche Verzahnungen aufweisen.

Um die Ideen F. Planitzers [Pla07] zu überprüfen und grundlegendes Wissen für mögliche spätere Anwendungen bereitzustellen, werden praktische Versuche durchgeführt. Diese haben als Ziel, über eine Bauteiltemperierung höhere lokale oder globale Dichten zu generieren. Ergänzend wird untersucht, ob die HWU Bauteilgeometrien ermöglicht, die so kalt nicht herstellbar sind. Im Zuge der Forschungs- und Entwicklungstätigkeiten zur HWU von Sinterbauteilen wurde eine Diplomarbeit von W. Schiller [Sch10] verfasst. Nachfolgend werden Ergebnisse daraus übernommen. Für ergänzende Informationen sei auf [Sch10] verwiesen.

19. HWU – Versuchskonzept

Um den Nutzen der HWU zu erfassen und beurteilen zu können, wird ein bestehendes Verfahren als HWU-Verfahren ausgeführt und die Ergebnisse mit dem konventionell, also kalt, betriebenen Verfahren verglichen. Dazu wird das in den Kapiteln 12 bis 17 untersuchte Kalibrierverfahren als Referenzprozess herangezogen. Auch wenn grundlegende Werkstoffflüsse verstanden werden, existieren bei kalter Prozessführung Einschränkungen hinsichtlich Formenvielfalt und erreichter Dichten. Diese resultieren einerseits aus der begrenzten Umformbarkeit des Werkstoffes bei Raumtemperatur, andererseits aus ungünstigen Spannungszuständen infolge geometrischer Randbedingungen. Da Kalibrieren die am häufigsten genutzte Sekundäroperation für Sinterbauteile ist, ist ein erweitertes Anwendungsspektrum auch von wirtschaftlichem Interesse. Den praktischen Versuchen zum Halbwarm-Kalibrieren liegen drei Aufgabenstellungen zu Grunde.

Die erste besteht im Erreichen höherer globaler Dichten bei gleichen Presskräften. Als zweite Aufgabe sollen mittels HWU Geometrien erzeugt werden, die kalt nicht herstellbar sind. Die dritte Aufgabe besteht im lokalen Verdichten im Kalibrierprozess mittels Temperaturgradienten. Somit ist ein Versuchskonzept zu erstellen, mit dem die Fragestellungen, ob und wie höhere globale und lokale Dichten sowie eine größere Formenvielfalt erzielbar sind, beantwortet werden können. Bevor jedoch mit den praktischen Versuchen zum Halbwarm-Kalibrieren begonnen werden kann, ist es notwendig, ein geeignetes Schmiermittel zu bestimmen. Da hierzu keine relevante Literatur bekannt ist, führte Schiller [Sch10] eine Voruntersuchung durch. In dieser wurden die kleinsten Reibwerte für eine Sprühpaste mit den Festschmierstoffen Molybdändisulfid und Grafit gefunden.

19.1 Versuchsplan

Die verwendeten Geometrien von Vorformen und zu erzielenden Fertigteilen werden in Anlehnung an reale Bauteile, wie Zahn- und Kegelräder, erstellt. Dazu werden diese auf Ringquerschnitte reduziert und auf Labormaßstab skaliert, wobei die Abmessungsverhältnisse der vereinfachten Ringgeometrien beibehalten werden. Somit werden Proben mit Ringquerschnitt zu ringförmigen Fertigteilen verpresst. Diese Vereinfachung erleichtert die Versuchsauswertung und steigert die Qualität der Ergebnisse. Aufgrund des Ringquerschnittes kann während der Umformung auf rotationssymmetrische Randbedingungen geschlossen werden, was die Dichteanalyse und das Verstehen von Verdichtungsvorgängen vereinfacht.

Die Proben werden aus dem der Parameterstudie zum Kaltkalibrieren zu Grunde gelegten Werkstoff Sk6204 (siehe Kapitel 13.1) gefertigt. Für die Temperaturwahl in den Versuchen gilt, dass eine Umformung im Bereich einer möglichen Blausprödigkeit zu vermeiden ist. Aus früheren Stauchversuchen [Pla07] wird geschlossen, dass eine Umformtemperatur von zumindest 300 °C eingehalten werden muss. Um die Vergleichbarkeit zu gewährleisten, werden die Versuche innerhalb eines Versuchsblocks mit einheitlicher Stempelgeschwindigkeit durchgeführt.

19.1.1 Globales Verdichten durcherwärmter Bauteile

Die Ziele der Untersuchungen zum Verdichten durcherwärmter Bauteile bestehen darin, das Ausmaß an Dichtezugewinn bzw. Presskraftersparnis durch die HWU zu erkennen und Vorschläge für Werkzeug- und Werkstücktemperaturen für eine spätere Umsetzung zu erstellen. Da vom Sinterschmieden bekannt ist, dass am Bauteilrand durch den Kontakt zu den kühleren Werkzeugen eine erhöhte Porosität verbleibt („Schmiedeeffekt“, siehe Kapitel 3.3.1), ist es notwendig, das Zusammenspiel und die Bedeutung der Werkstück- und Werkzeugtemperaturen zu erfassen. Dies erfolgt anhand von drei nachfolgend angeführten Versuchsblöcken. Die Stempelgeschwindigkeit beträgt für alle Versuche 2 mm/s.

Versuchsblock 1: Kraftersparnis durch HWU und Einsatztemperaturen

Mit dem ersten Versuchsblock sollen die Fragen, welche Kraftersparnis durch die HWU erreicht wird und welche Bauteiltemperatur zu wählen ist, beantwortet werden. Die Untersuchungen hierzu basieren auf den Annahmen, dass mittels HWU höhere Bauteildichten bei gleicher Presskraft bzw. gleiche Bauteildichten mit reduzierter Presskraft gegenüber dem kalten Prozess erzielt werden. Um die Änderung der Presskraft für das Kalibrieren von Bauteilen gleicher Enddichte im Temperaturbereich der HWU zu erfassen, werden Proben weggesteuert auf gleiche Endhöhe verpresst. Dazu ist geplant, Proben bei 20 °C und 300 bis 600 °C in Schritten zu 50 °C zu verpressen. Da die Proben während des Umformens einen Temperaturanstieg erfahren werden, muss sichergestellt sein, dass ein Schmiedeeffekt vermieden wird. Dazu wird in allen Versuchen die Temperatur des Werkzeuges um einen konstanten Faktor von 6 % in Grad Kelvin höher gewählt als jene des Werkstücks.

Versuchsblock 2: Temperaturgradient zwischen Werkzeug und Werkstück

Gegenstand des zweiten Versuchsblocks ist die Bedeutung der Temperaturdifferenz zwischen Werkzeug und Werkstück. Dieser baut auf die Annahmen, dass die Umformung das Bauteil erwärmt und die Werkzeugtemperatur stets höher liegen muss als jene des Bauteils, um den Schmiedeeffekt zu vermeiden (Kapitel 3.2.2), auf. Um

Temperaturdifferenzen für spätere Umsetzungen zu bestimmen, werden Proben gleicher Temperatur an unterschiedlich temperierten Werkzeugen verpresst. Als Probentemperatur wird jene gewählt, die in Versuchsblock 1 als bestgeeignet erkannt wurde. Die Werkzeugtemperatur wird in 50 °C-Schritten erhöht. Sobald eine adäquate Temperaturdifferenz bekannt ist, ist es möglich, ein Konzept für die praktische Umsetzung des Kalibrierens mit globalem Dichteanstieg zu erstellen. Ergänzend wird versucht, den Schmiedeeffekt (Kapitel 3.2.2) nachzustellen. Dazu wird eine Probe auf 500 °C erwärmt und im kalten Gesenk kalibriert.

Versuchsblock 3: Wirken der HWU auf die erreichte Enddichte

Im dritten Versuchsblock wird untersucht, ob und um wieviel die Dichte im halbwarmen Prozess gegenüber der kalten Prozessführung bei gleicher Presskraft gesteigert wird. Hierzu werden Proben bei unterschiedlichen Temperaturen kraftgesteuert verpresst und anschließend die erzielte Dichte bestimmt. Die Probentemperatur soll im Bereich von 300 bis 600 °C in Schritten zu 50 °C variiert und die Werkzeugtemperatur gleich der Werkstücktemperatur gewählt werden. Als Referenz werden Proben im kalten Werkzeug bei Raumtemperatur verpresst. Um zu erkennen, inwieweit die angewandte Presskraft Einfluss auf die Änderung der Enddichte mit der Temperatur hat, werden zwei Kraftniveaus herangezogen. Das erste Kraftniveau mit 900 kN, das für eine Querschnittsfläche von 850 mm² (siehe Kapitel 19.2.1) zu einer Pressung von 10,8 to/cm² führt, markiert die obere Grenze der Belastbarkeit von typischen Kalibrierwerkzeugen. Allerdings besteht für dieses Kraftniveau die Möglichkeit, dass mit mehreren Temperaturniveaus eine nahezu vollgedichtete Probe hergestellt wird. Dann ist eine Unterscheidung zwischen den Temperaturniveaus und ein Bestimmen einer vorteilhaften Temperatur nicht möglich. Durch Wahl eines zweiten, kleineren Niveaus von 600 kN, was für einen Querschnitt von 850,6 mm² einer Pressung von 7,2 to/cm² entspricht, soll die Aussagekraft der Untersuchung verbessert werden.

19.1.2 Umformbarkeit durcherwärmter Bauteile

Für die HWU von Sinterbauteilen wird eine erhöhte Umformbarkeit erwartet, die komplexere Geometrien ermöglichen soll. Dieser Ansatz wird im Versuchsblock 4 überprüft.

Versuchsblock4: Wirken der HWU auf die Umformbarkeit

Ziel des Versuchsblocks ist es, im halbwarmen Prozess Bauteilgeometrien zu fertigen, die kalt nicht herstellbar sind. Dabei sollen durch die HWU höhere Umformgrade erreicht werden und die benötigten Umformkräfte geringer ausfallen, was zur mechanischen Entlastung der Werkzeuge führt. Zur Überprüfung sollen aus zwei unterschiedlichen Vorformen, einer konischen und einer zylinderförmigen, Fertigteile mit einem zylindrischen und einem

konischen Abschnitt gefertigt werden. Die Durchmesser und Höhenabmessungen der Fertigteile sind an die typischen Abmessungen eines Kegelrades angelehnt.

Die Idee der geringeren Umformkräfte wird mit der ersten Vorform untersucht. Diese wird mittels der in [Pla11b] erklärten Umformsimulation eines Kaltkalibrierprozesses so gestaltet, dass sie theoretisch eine Formfüllung im kalten Prozess erreichen kann, allerdings mit Presskräften, die höher liegen, als für den Serienprozess zulässig sind. Sollte die HWU zur erwarteten Krafterparnis führen - als erforderlich wird eine Ersparnis von mind. 25 % angesehen - wird im halbwarmen Prozess eine Formfüllung erreicht. Hierfür werden Proben im Temperaturbereich von 300 bis 600 °C in 50 °C Schritten verpresst und die erreichte Formfüllung und Dichte jener kalt verpresster Proben gegenübergestellt. Je besser die erzielte Formfüllung, desto höher ist die Umformbarkeit. Die Werkzeugtemperatur wird gleich der Werkstücktemperatur gewählt.

Die Vermutung, dass der Werkstoff im halbwarmen Zustand höhere Umformgrade ertragen kann als bei Raumtemperatur, wird mit der zweiten Vorform überprüft. Hierzu wird auf die zylindrische Vorform der Versuchblöcke 1 bis 3 zurückgegriffen und versucht, diese bei 500 °C zu verpressen. Das Fertigen der vorgesehenen Endkontur mit kegeligem Abschnitt aus einer ringförmigen Probe gilt gemäß Rücksprache mit dem Industriepartner bei Raumtemperatur als unmöglich. Sollte eine Formfüllung im halbwarmen Prozess erreicht werden, wird der Versuch bei Raumtemperatur wiederholt und die Ergebnisse dem halbwarmen Prozess gegenübergestellt.

Alle Kombinationen von Werkzeug- und Werkstücktemperaturen sowie die Vorformvariation werden als weg- und kraftgesteuerte Versuche ausgeführt. Der Vorteil des weggesteuerten Pressens liegt in der guten Vergleichbarkeit der Proben hinsichtlich Formfüllung, da alle auf die gleiche Endhöhe und somit theoretisch auf gleichen globalen Umformgrad verpresst werden. Das kraftgesteuerte Verpressen ermöglicht es, die Änderung der erzielten Enddichte mit der Umformtemperatur zu erfassen. Da die Proben im Versuchblock 4 eine höhere Umformung erfahren als die kraftgesteuert verpressten des Versuchblocks 3, kann aus dem Vergleich der bei gleicher Pressung erzielten Enddichten auf die Bedeutung des Umformgrades für die Enddichte geschlossen werden.

19.1.3 Lokales Verdichten mit Temperaturgradienten

Das Umformen lokal erwärmter Bauteile basiert auf der Annahme, dass mittels Temperaturgradienten eine gradierte Verteilung der Fließspannung im Bauteil erzielt wird. Dadurch sollen Regionen höherer Temperatur bei gleicher Belastung eine stärkere

Verdichtung erfahren als die kühleren höherer Fließspannung. Im Kalibrierprozess soll das lokale Erwärmen von Bauteilregionen für Bauteile, die im konventionellen Kalibrieren eine globale Verdichtung erfahren, das überwiegende Verdichten am Bauteilrand ermöglichen. Der Ansatz, Temperaturgradienten in das Bauteil einzubringen, soll später auch für andere, bereits bestehende, Randzonenverdichtungsverfahren genutzt werden, um höhere Randedichten zu erzielen und den Dichteverlauf beeinflussen zu können. Beispiele hierfür sind das halbwarmer Querwalzen oder halbwarmer PM-Fließpressen. Als Möglichkeiten, die Randregionen zu erwärmen, werden zwei Konzepte untersucht. Das erste sieht eine Induktionserwärmung der Randzone vor, im zweiten erfolgt die Erwärmung durch den bloßen Kontakt des anfangs kühlen Bauteils mit dem beheizten Werkzeug. Für beide Versuchsblöcke werden zylindrische Vorformen kraftgesteuert verpresst. Anhand von Schliffbildern wird die Verdichtung von Probenrand und Probeninnerem verglichen.

Versuchsblock 5: Umformen induktiv randzonenerwärmter Proben

Im Versuchsblock 5 werden die Randregionen der Probe mittels Induktion erwärmt. Aufgrund der Wärmeleitung im Bauteil ist mit einer radialen Temperaturverteilung zu rechnen, die vom Probenrand zum Bauteilinneren hin abnimmt. Nach dem induktiven Erwärmen werden die Proben kraftgesteuert im auf 450 °C temperierten Werkzeug verpresst. Um einen Temperatúrausgleich in der Zeitspanne vom Ende des Erwärmungsvorganges bis zum Beginn der Umformung zu verhindern, wird die größte zur Verfügung stehende Pressengeschwindigkeit von 6,4 mm/s angewandt.

Versuchsblock 6: Umformen durch Werkzeugkontakt erwärmter Proben

Im Versuchsblock 6 soll der Temperaturgradient in der Probe durch den Kontakt mit dem warmen Werkzeug hergestellt werden. Hierfür werden kalte Proben am wärmeren Werkzeug kraftgesteuert verpresst. Durch Variation der Werkzeugtemperatur zwischen 400 und 500 °C in Schritten zu 50 °C sollen unterschiedliche Temperaturgradienten eingestellt werden. Um das Durcherwärmen des Bauteils im Zeitfenster vom Start des Pressvorganges bis zur eigentlichen Umformung zu vermeiden, wird die größtmögliche Pressengeschwindigkeit von 6,4 mm/s gewählt.

19.2 Experimenteller Aufbau

Um das Versuchskonzept umzusetzen, muss der Versuchsaufbau drei Hauptanforderungen gerecht werden. Die erste besteht in der Möglichkeit, Versuche mit randzonenerwärmten wie durcherwärmten Proben durchzuführen. Der zweite Hauptanspruch ist die Möglichkeit, zwei unterschiedliche Endgeometrien zu fertigen. Als dritte Forderung ist ein kraft- wie weggesteuertes Verpressen zu erfüllen.

19.2.1 Probengeometrien

In den Versuchen finden zwei unterschiedliche Probengeometrien Anwendung, die zu zwei unterschiedlichen Endgeometrien in geometrisch verschiedenen Werkzeugen verpresst werden. Alle Proben werden aus Sk6204 mit einer Anfangsdichte von $\rho_{\text{abs}} = 7,02 \text{ g/cm}^3$, gefertigt. Um das Einlegen der Proben und das Auswerfen des Presslings zu vereinfachen, werden an den Proben und Werkzeugen Formschrägen vorgesehen. Da diese für die grundlegende Probengestalt und daraus resultierende Materialflüsse unbedeutend sind und um die Lesbarkeit zu verbessern, werden sie in den nachfolgenden Prinzipskizzen nicht berücksichtigt.

Die erste Probenform entspricht in ihrer, in Abbildung 19.1a angeführten, vereinfachten Darstellung einem Hohlzylinder (Zylinderprobe). Dieser wird etwas kleiner als die Bohrung des Werkzeuges ausgeführt, um Spiel für das Einlegen der Probe bereitzustellen. Der Vorgang des Verpressens der Vorform mit den in Abbildung 19.1a angeführten Anfangsabmessungen zu dem in Abbildung 19.1b angeführten Fertigteil basiert auf überwiegender Höhenänderung des Bauteils und repräsentiert somit einen klassischen Nachpressvorgang. Daher wird dieser Vorgang den Untersuchungen zum Kalibrieren mit global und lokal erwärmten Proben zu Grunde gelegt. Die Zylinderprobe findet auch Anwendung in den Untersuchungen zur Umformbarkeit, wird in diesen aber in einem anderen Werkzeug zu einem Fertigteil unterschiedlicher Abmessungen als in Abbildung 19.1b dargestellt verpresst. Die Querschnittsfläche des Fertigteils beträgt $850,6 \text{ mm}^2$ was für eine Presskraft von 900 kN zu einer Pressung von $10,8 \text{ to/cm}^2$ und für eine Presskraft von 600 kN zu einer Pressung von $7,2 \text{ to/cm}^2$ führt.

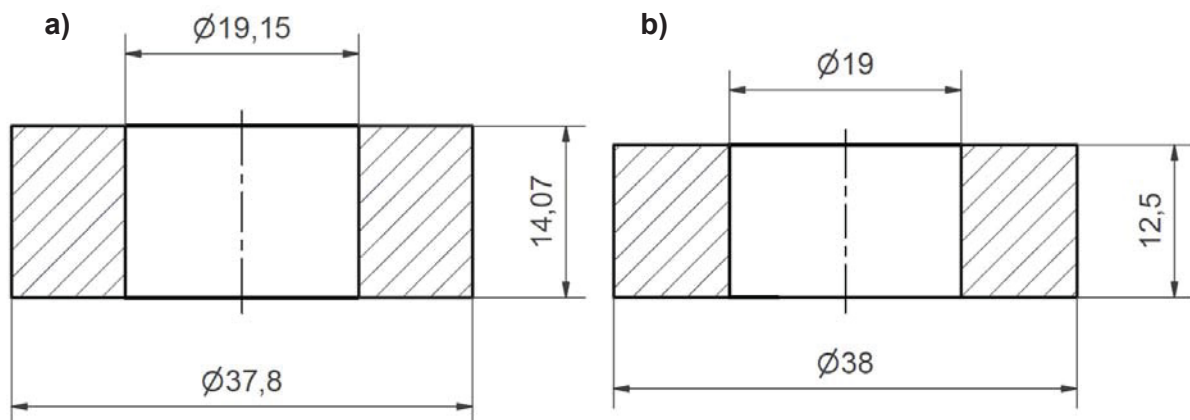


Abbildung 19.1: Vereinfachte Gestalt und Nennabmessungen der Zylinderprobe (a) und des kalibrierten zylindrischen Fertigteils (b).

Die zweite Vorform entspricht in ihrer in Abbildung 19.2a angeführten vereinfachten Darstellung einem Kegel mit axialer Durchgangsbohrung (Kegelprobe). Diese Probe wird zu der in Abbildung 19.2b dargestellten Geometrie verpresst, die die geometrischen Verhältnisse an einem Kegelrad in vereinfachter Form repräsentiert. Für den dazu benötigten Umformvorgang ist ein Materialfluss nötig, der im kalten Prozess als nicht erreichbar gilt. Dementsprechend sind Vorform und Endgeometrie für die Untersuchungen zur Umformbarkeit geeignet. Darüber hinaus ermöglicht die gewählte End- bzw. Werkzeuggeometrie ein Einlegen und Verpressen von Zylinderproben.

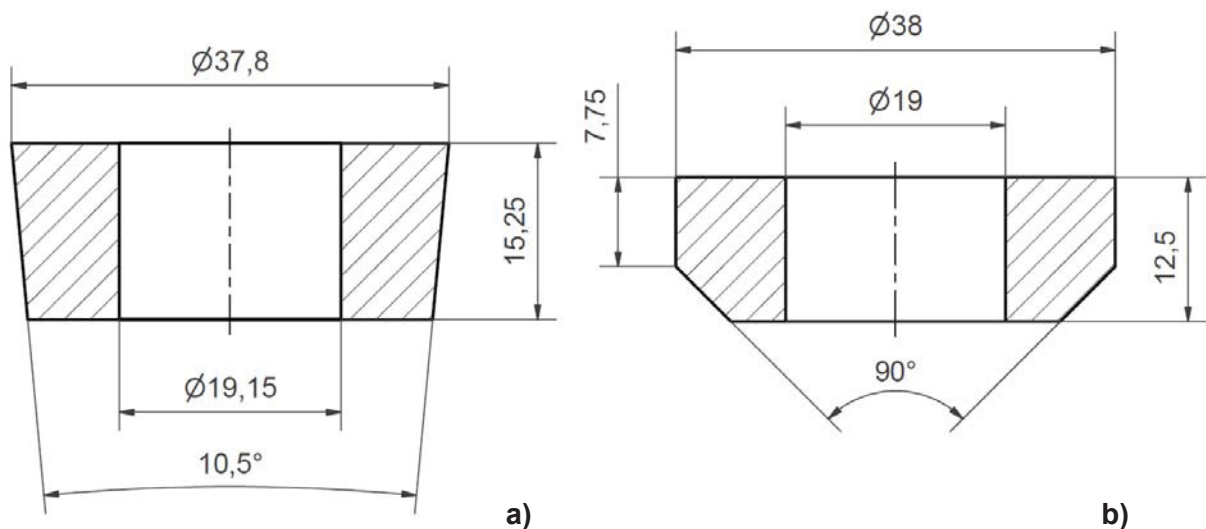


Abbildung 19.2: Vereinfachte Gestalt und Nennabmessungen der Kegelprobe (a) und des kalibrierten Fertigteils mit kegelradtypischen Geometrieverhältnissen (b).

19.2.2 Versuchsvorrichtung

Für die Versuchsdurchführung wird eine hydraulische Presse mit einer maximalen Pressenkraft von 1 MN am Lehrstuhl für Umformtechnik an der Montanuniversität Leoben genutzt. Unter Berücksichtigung der baulichen Gegebenheiten der Presse wurde eine Versuchsvorrichtung konstruiert, die schematisch in Abbildung 19.3 dargestellt ist.

An der Versuchsvorrichtung können drei Hauptbaugruppen unterschieden werden. Es sind dies die am Querhaupt montierte Stempereinheit, die am Pressentisch montierte Sockeleinheit und die in der Sockeleinheit liegende Innendorneinheit.

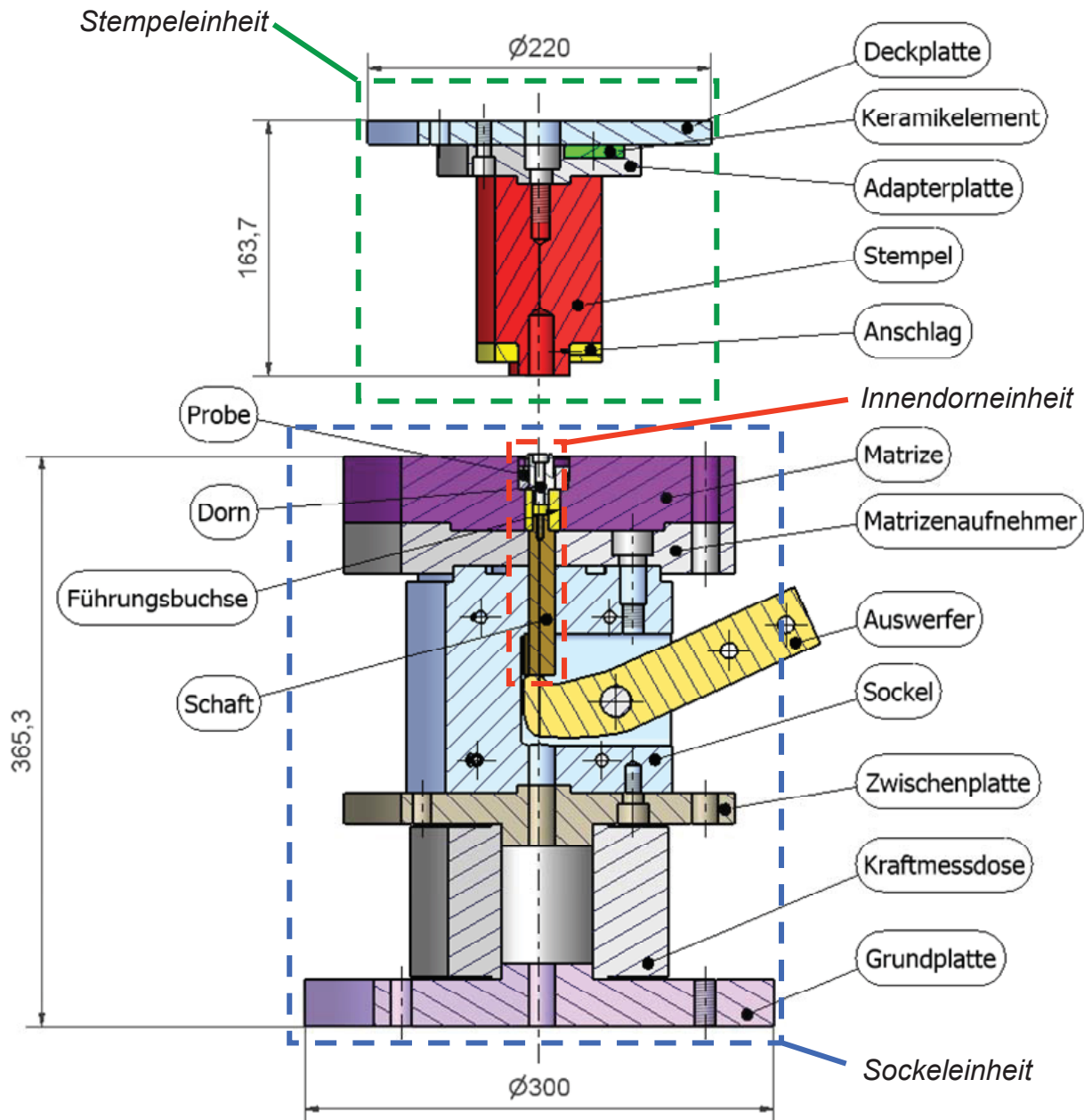


Abbildung 19.3: In die Hauptbaugruppen Stempel-, Innendorn- und Sockeleinheit untergliederte Versuchsvorrichtung.

Die Sockeleinheit trägt das formgebende Werkzeug, die Matrize. Durch einen zylindrischen Abschnitt unterhalb der Gravur bzw. Kavität gewährleistet die Matrize zudem Positionierung und Führung der Innendorneinheit. Die Matrize ist mit einem Matrizenaufnehmer verschraubt, der zwei Aufgaben erfüllt. Die erste besteht im Positionieren der Matrize. Durch enges Passungsspiel gewährleistet der Matrizenaufnehmer eine reproduzierbare Lage der Matrizenwerkzeuge und ermöglicht so einen raschen und unkomplizierten Matrizenwechsel. Die zweite Aufgabe besteht im Stützen der Matrize während des Pressens und dem Einleiten der Presskräfte in den Sockel. Obwohl der Sockel hohe mechanische Druckbelastungen erfährt, ist die Kontaktfläche zum Matrizenaufnehmer auf das Nötigste ausgeführt, um die

Wärmeleitung vom Aufnehmer in den Sockel zu erschweren. Da die Wärmeleitung nicht vermeidbar ist, weist der Sockel Bohrungen und Anschlüsse für Kühlwasser auf, um die darunterliegenden Bauteile vor thermischer Belastung zu schützen. Innerhalb des Sockels liegt ein Auswerfer, der nach dem Hebelprinzip arbeitet. Mit diesem wird die Innendorneinheit gehoben um den Pressling auszuwerfen. Die Innendorneinheit besteht für diesen Zweck aus drei Bauteilen, dem Dorn, der das negative Profil des zu fertigenden Bauteils aufweist, der Führungsbuchse, die in der Matrize gleitet, und einem Schaft, um die für den Auswurf benötigte Kraft aufzunehmen und zu übertragen. Der Sockel wird an seinem Fuß mit einer Zwischenplatte verspannt. Durch diese ist es möglich, die Sockeleinheit mit oder ohne Kraftmessdose zu verwenden. Zudem weist sie umlaufende Bohrungen mit einem Teilkreisradius auf, der jenem von Matrize und Matrizenaufnehmer entspricht. Daraus erwächst die Möglichkeit, über Bolzen die Matrize und den Matrizenaufnehmer mit der Adapterplatte oder der Grundplatte zu verspannen, sollten die für die Montage der Matrize am Matrizenaufnehmer verwendeten Schrauben die thermische Belastung nicht ertragen. Unterhalb der Adapterplatte ruht die für die Kraftaufzeichnung verwendete Kraftmessdose, die auf einer Grundplatte aufliegt, mit der die Presskräfte großflächig in den Pressentisch eingeleitet werden. Um das Auspressen des Fertigteils auf anderem Wege als dem Nutzen des Hebelsystems zu ermöglichen, weist die Sockeleinheit bzw. ihre Bauteile eine durchgehende axiale Bohrung auf. Somit kann beispielsweise ein zusätzlicher Schieber von der Unterseite eingeführt werden, der unter hydraulischer Beaufschlagung das Fertigteil auspresst.

Von den Bauteilen der Stempereinheit tritt nur der Stempel in Kontakt mit der Probe. Dieser ist mit engem Spiel zu Dorn und Matrize ausgeführt, um den mit der Matrize und Bauteilen der Innendorneinheit gebildeten Innenraum gegen Materialflüsse nach außen abzudichten. Der Stempel ist an dem, der Matrize zugewandten, Ende abgesetzt, um Anschläge aufnehmen zu können. Mit diesen wird das weggesteuerte Verpressen auf einheitliche Endhöhen gewährleistet. An den Stempel schließt eine Adapterplatte an, die vier wärmeisolierende Keramikelemente trägt. Dadurch wird der Wärmefluss in das Querhaupt der Presse verringert, und auf eine aufwändige Wasserkühlung kann verzichtet werden. Um den Keramikelementen eine ebene Auflage zu bieten und den Einbau der Stempereinheit in die Presse zu vereinfachen, werden der Stempel und die darin befindlichen Keramikelemente mit einer Deckplatte verspannt, die Bohrungen zur Montage am Pressenquerhaupt aufweist.

Sowohl Sockeleinheit als auch Stempereinheit werden mittels umlaufender Heizbänder beheizt. Diese sind durch eine großflächige Anlage und eine gleichmäßige

Temperaturabgabe über den Umfang gekennzeichnet. Zudem sind keine strukturschwächenden baulichen Maßnahmen wie Bohrungen an den beheizten Bauteilen notwendig, wie sie Heizpatronen erfordern. Ein Nachteil der Heizbänder besteht für die geplante Anwendung aber im Abstand von beheiztem Umfang und Kontaktzone zum Werkstück. Aufgrund des Temperaturgefälles in radialer Richtung muss der Außenumfang auf höhere Temperaturen gegenüber der Kontaktzone zum Werkzeug gebracht werden, wodurch die thermische Belastung steigt.

Zum Erwärmen der Proben werden zwei unterschiedliche Methoden angewandt. Um die Proben über den gesamten Querschnitt auf einheitliche Temperaturen bis 600 °C zu erwärmen, kommt ein Konvektionsofen zum Einsatz. Dazu werden die Proben in ein Behältnis eingelegt und im Ofen erwärmt. Wenn die Probe die Zieltemperatur erreicht hat, wird sie im Behältnis, das die Probe vor dem Auskühlen schützt, zur Versuchsvorrichtung bewegt. Dort wird ein Schieber an der Unterseite des Behältnisses geöffnet und die Probe gleitet, geführt durch den Innendorn, in das Matrizenwerkzeug.

Als zweite Möglichkeit, vorrangig zum Erwärmen des Probenrandes, kommt ein Induktorsystem zum Einsatz. Hierfür werden an der Matrize Haltescheren montiert, die die Probe tragen. Bei Erreichen der Zieltemperatur werden die Haltescheren geöffnet und die Probe fällt, geführt durch den Innendorn, in die Matrize. Nach dem Wegschwenken der Induktionsschleife kann der Pressvorgang gestartet werden. Dieses System kann auch genutzt werden, um Proben über ihren gesamten Querschnitt zu erwärmen. Allerdings ist es dann notwendig, ein Pendeln im Bereich der Zieltemperatur einzuplanen, um einen Angleich der Temperatur über den Probenquerschnitt durch Wärmeleitung zu ermöglichen. Die so erwärmten Proben werden jedoch nicht die Homogenität der im Konvektionsofen erwärmten Proben aufweisen.

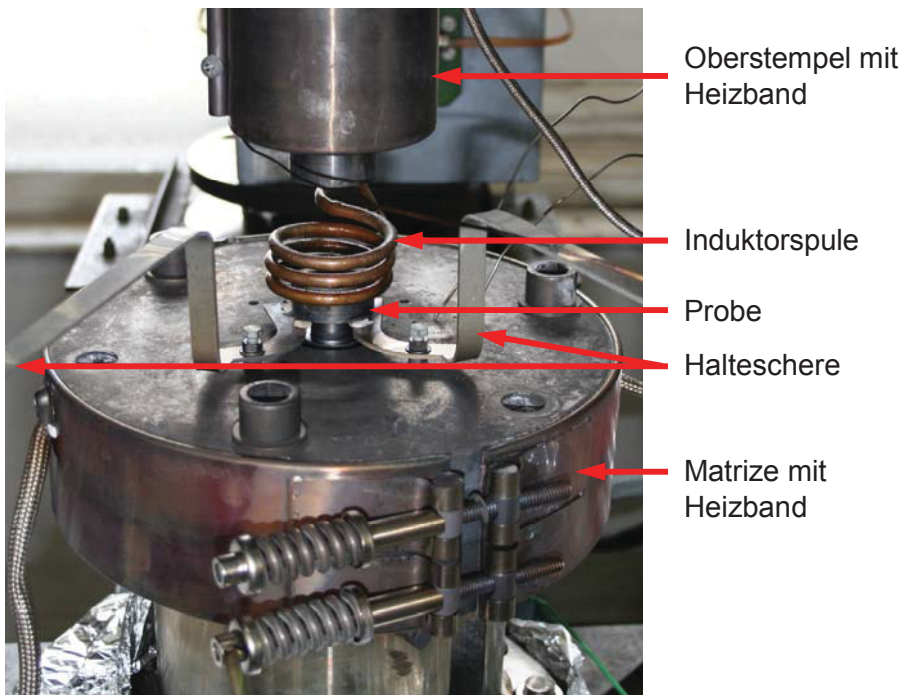


Abbildung 19.4: Versuchsaufbau zum induktiven Erwärmen von Proben. Die Probe wird auf einer Halteschere erwärmt. Diese wird nach Erreichen der Zieltemperatur geöffnet und die Probe gleitet in die Matrize.

20. HWU – Globales Verdichten durcherwärmter Bauteile

Ziele der Untersuchungen zum globalen Verdichten durcherwärmter Bauteile sind das Erkennen von Kraftbedarf und erreichter Dichte durch die HWU sowie das Definieren von dafür geeigneten Werkzeug- und Werkstücktemperaturen.

20.1 Versuchsblock 1 – Kraftänderung und Werkstücktemperatur

Gemäß dem in Kapitel 19.1.1 angeführten Versuchplan werden Proben bis 550 °C verpresst. Die für Versuche mit 600 °C Probentemperatur notwendige Werkzeugtemperatur kann mit der Versuchsvorrichtung nicht erreicht werden. Deshalb werden Versuche mit der größtmöglichen erreichbaren Werkzeugtemperatur durchgeführt, mit der das geforderte Verhältnis von Werkzeug- zu Probentemperatur eingehalten wird. Die Probentemperatur in diesen Versuchen beträgt 587 °C.

In Abbildung 20.1 ist der Kraftbedarf für das weggesteuerte Verpressen der Proben auf gleiche Endhöhen und somit gleiche Enddichten angeführt. Die Ermittlung des Kraftbedarfs für das Verpressen mit Anschlag ist in [Sch10] erklärt.

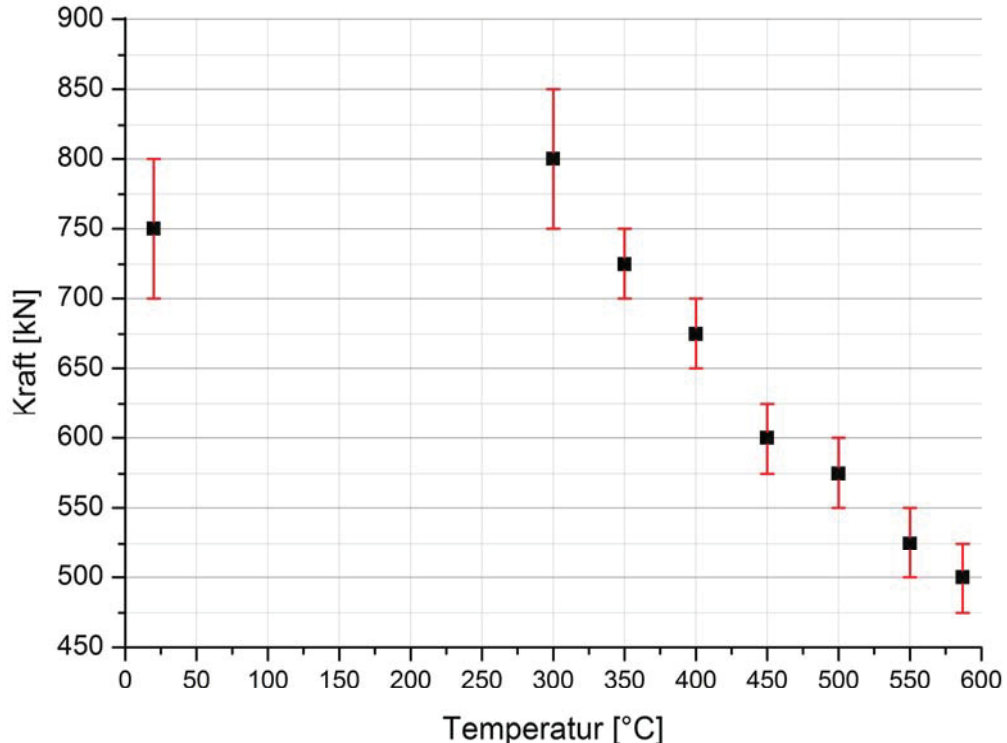


Abbildung 20.1: Änderung des Kraftbedarfs mit der Temperatur, um gleichartige Proben auf gleiche Endhöhe zu verpressen [Sch10]. Ab 400 °C wird eine Kraftersparnis erzielt.

Gegenüber dem Verpressen bei Raumtemperatur ist für das Kalibrieren mit 300 °C eine höhere, für 350 °C eine ähnlich hohe Stempelkraft erforderlich. Dieses Verhalten ist auf die Blausprödigkeit des Werkstoffes zurückzuführen. Während der Kraftbedarf von Versuchen mit 400 °C noch nahe jenem bei Raumtemperatur liegt, sinkt dieser ab 450 °C deutlich und nimmt bis zur höchsten untersuchten Proben temperatur von 587 °C weiter ab. Mit 587 °C Prozesstemperatur wird gegenüber der Kaltumformung eine Ersparnis an Presskraft von ca. 30 % erreicht. Als Grenztemperatur, ab der die HWU für den untersuchten Prozess nützlich ist, werden 450 °C erkannt. Ergänzende Betrachtungen zur Höhe der Grenztemperatur erfolgen in Kapitel 20.4.

20.2 Versuchsblock 2 – Temperaturdifferenz Werkzeug/Werkstück

Aufgrund der deutlichen Kraftersparnis ab Proben temperaturen von 450 °C werden die Versuche im Versuchsblock 2 mit 450 °C Proben temperatur und Werkzeugtemperaturen bis 600 °C durchgeführt. Durch das weggesteuerte Verpressen auf gleiche Endhöhe weisen alle Fertigteile einheitlich eine globale Dichte von $\rho_{abs} = 7,43 \text{ g/cm}^3$ auf. Um zu erkennen, ob und wie sehr die Temperaturdifferenzen von Werkzeug und Werkstück Einfluss auf die Dichteverteilung in der Probe haben, werden Schlibfbilder des Probenrandes und der Mitte des Probenquerschnittes gemäß Abbildung 20.2 angefertigt.

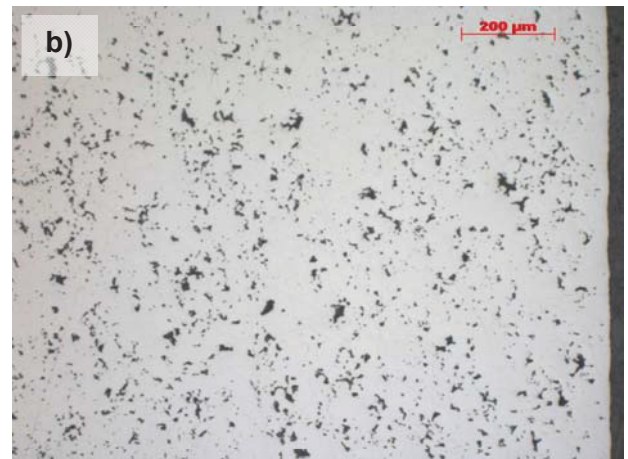


Abbildung 20.2: Lage der Bereiche M1 und M2, die zum Erstellen der Schlibfbilder herangezogen werden, im Probenquerschnitt [Sch10].

Für die Region M1, die in der Mitte des Probenquerschnittes liegt, wird unabhängig von der Temperaturdifferenz zwischen Werkzeug und Werkstück eine gleichmäßige Porenverteilung gefunden. Auch in der Größe und Gestalt der Poren sind keine Unterschiede erkennbar. Somit kann angenommen werden, dass die unterschiedlichen Werkzeugtemperaturen keinen Einfluss auf das Zentrum des Querschnittes haben. Für die untersuchte Region am Probenrand (M2) sind Schlibfbilder in Abbildung 20.3 dargestellt.



$T_{WS} = 450\text{ °C}, T_{WZ} = 450\text{ °C}$



$T_{WS} = 450\text{ °C}, T_{WZ} = 500\text{ °C}$



$T_{WS} = 450\text{ °C}, T_{WZ} = 550\text{ °C}$



$T_{WS} = 450\text{ °C}, T_{WZ} = 600\text{ °C}$

Abbildung 20.3: Schliffbilder des Bereichs M2 in 100-facher Vergrößerung für Proben des Versuchsblocks 2. Für Temperaturdifferenzen von Werkzeug und Werkstück bis 100 °C wird kein Einfluss auf die Dichteverteilung festgestellt. Eine Differenz von 150 °C bewirkt eine erhöhte Randdichte.

Für die Bauteiltemperatur von 450 °C wird bis zu einer Temperaturdifferenz von 100 °C (Abbildung 20.3a, b, c) keine Änderung in der Verteilung, Größe oder Gestalt der Poren gefunden. Eine Randporosität aufgrund einer gegenüber der Werkzeugtemperatur höheren Bauteiltemperatur, herbeigeführt durch die Umformwärme, wird nicht erkannt. Demgemäß kann in Anwendungen, die dem Zweck des einheitlichen Verdichtens über den gesamten Querschnitt dienen, die Umformwärme vernachlässigt und die Werkzeugtemperatur gleich der Bauteiltemperatur gewählt werden. Eventuell ist dies für Prozesse, in denen ein höheres Maß an Umformwärme frei wird, zulässig, solange der Wärmeübergang von Werkstück zu Werkzeug ein ausreichendes Erwärmen des Werkzeuges an den Kontaktflächen ermöglicht.

Ein Effekt der Temperaturdifferenz auf die Poren bzw. Dichteverteilung wird für eine Temperaturdifferenz von 150 °C (Abbildung 20.3d) beobachtet. Das so kalibrierte Fertigteil

weist im Gegensatz zu jenen, die mit kleineren Temperaturdifferenzen verpresst werden, unterhalb der Oberfläche eine einige 10 µm dünne Schicht erhöhter Dichte auf. Dies deutet auf eine Erwärmung der Proben am Probenrand durch den Werkzeugkontakt hin, die zu einer lokalen Abnahme der Fließspannung führt. Somit gilt für das gleichmäßige Verdichten über den gesamten Bauteilquerschnitt, dass die Temperaturdifferenz nicht zu groß gewählt werden darf, um einen Anstieg der Dichte an den Kontaktflächen des Werkzeugs zu vermeiden. Im Umkehrschluss bekräftigt diese Beobachtung die These, dass durch Temperaturdifferenzen die Bauteildichte im Kalibrierprozess lokal beeinflussbar ist. Auf diesem Ansatz basieren die Untersuchungen in Kapitel 22. Eine weitere Untersuchung im Rahmen des Versuchsblock 2 mit höheren Temperaturdifferenzen ist mit der vorhandenen Versuchsvorrichtung jedoch nicht möglich.

Zu einem unerwarteten Ergebnis führt der Versuch den Schmiedeeffekt nachzustellen. Die mit 500 °C in das kalte Werkzeug eingelegte Probe weist nach dem Kalibrieren keine erhöhte Randporosität auf. Der aus der Literatur dokumentierte Schmiedeeffekt (Kapitel 3.2.2) kann somit nicht nachgewiesen werden. Eine mögliche Ursache hierfür können die gegenüber dem Sinterschmiedeprozess wesentlich kleineren Temperaturdifferenzen von Werkstück und Werkzeug sein. Eine andere Erklärung kann in der Änderung der Fließspannung mit der Temperatur liegen. Sollte die Fließspannung am Probenrand durch das Auskühlen ein ähnlich hohes Niveau erreichen wie für das wärmere Probeninnere, ist mit einem gleichmäßigen Dichteanstieg zu rechnen. Um dies abzuklären, wäre es notwendig, Fließkurven für den Probenwerkstoff aufzunehmen und die Temperaturverteilung der Probe während der Umformung aufzuzeichnen. Letzteres ist mit dem gewählten Versuchsaufbau nicht möglich. Eine dritte mögliche Ursache für das Ausbleiben des Schmiedeeffektes stellt das Schmiermittel und die Art und Weise der Applikation dar. Womöglich sind das Aufsprühen einer dünnen Schicht und das Verdampfen des Trägermediums vor der Umformung vorteilhaft gegenüber anderen Schmierensystemen wie der Sprühschmierung mit einer Wasser-Grafit suspension.

20.3 Versuchsblock 3 – Dichteänderung

Um das Ausmaß eines möglichen Dichtezugewinns durch HWU bei gleichen Presskräften wie im kalten Prozess zu erfassen, werden in Abbildung 20.4 die mit halbwarm verpressten Proben erzielten Dichtewerte jenen des kalten Prozesses gegenübergestellt. Für den Vergleich werden zwei Kraftniveaus, 600 und 900 kN, herangezogen.

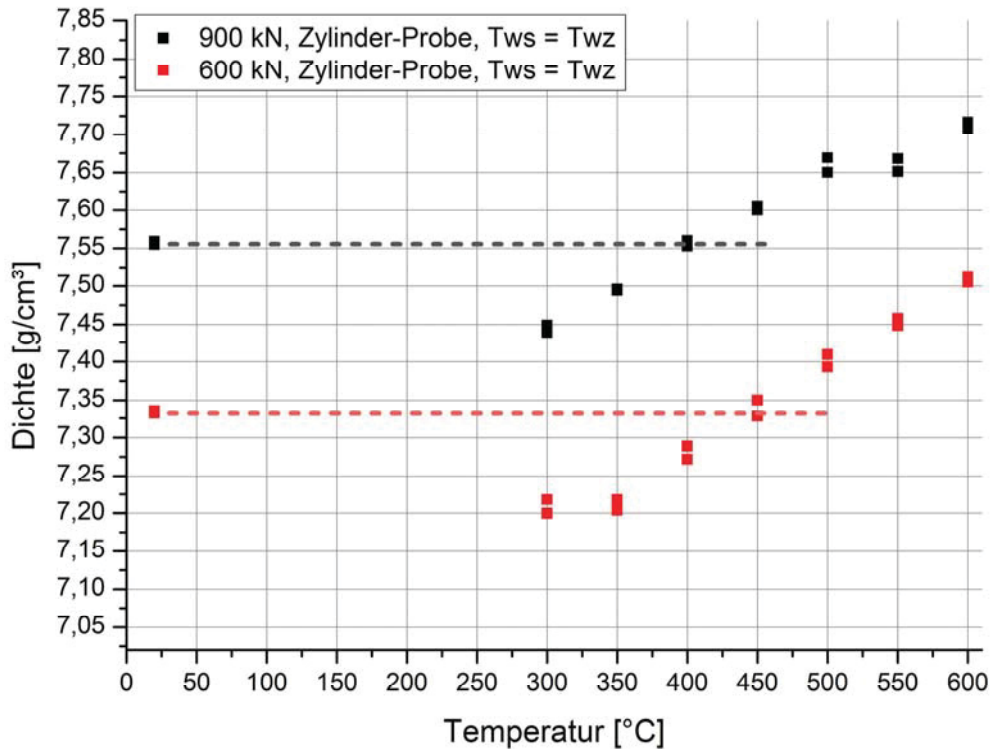


Abbildung 20.4: Änderung der erreichten Enddichte mit der Temperatur bei konstanter Presskraft [Sch10]. Ab einer Grenztemperatur, die von der Presskraft beeinflusst wird, werden mittels HWU höhere Bauteildichten erzielt.

Mit beiden Kraftniveaus wird für ein Kalibrieren bei 300 und 350 °C eine geringere Dichte im Fertigteil erzielt als bei Raumtemperatur. Dies stimmt mit der Beobachtung aus Kapitel 20.1 überein, gemäß derer Proben bei 300 und 350 °C einer höheren Presskraft bedürfen, um gleiche Dichteniveaus zu erreichen als bei Raumtemperatur verpresste. Weiters ist in der erzielten Dichteänderung für beide Kraftniveaus eine stetige Zunahme der Fertigteilendichte für Temperaturen größer 350 °C ersichtlich. Allerdings ist für die beiden Kraftniveaus eine unterschiedliche Grenztemperatur, ab der die HWU einen Nutzen in Form höherer Dichte erzielt, erkennbar. Für die Versuche mit 600 kN wird für Temperaturen höher 450 °C ein Dichtezugewinn gegenüber der Kaltumformung erzielt, mit 900 kN Presskraft liegt die Grenztemperatur bei 400 °C. Da mit 900 kN Presskraft eine stärkere Höhen- und Dichteänderung einhergeht als mit 600 kN, ist es naheliegend, dass die Grenztemperatur, ab der die HWU einen Nutzen erzielt, nicht nur von der Umformtemperatur, sondern auch vom Ausmaß der Umformung abhängt. Gründe hierfür können umformungsbedingte Verfestigungsvorgänge des Werkstoffes sein. Daher werden zur genaueren Analyse Fließkurven des verwendeten Werkstoffes für unterschiedliche Temperaturen bestimmt und miteinander verglichen.

20.4 Ergänzende Betrachtungen anhand der Fließkurven

Die Ergebnisse der Fließkurvenaufnahme für Proben mit einer Anfangsdichte von $\rho_{abs} = 7,02 \text{ g/cm}^3$ sind in Abbildung 20.5 dargestellt. Im Verlauf der Fließkurve für 200 °C sind deutlich Ungleichmäßigkeiten erkennbar, die typisch für das Wechselspiel aus Verfestigung und Entfestigung im Bereich der Blausprödigkeit sind. Ein weiteres Indiz für die Blausprödigkeit ist die scheinbare Abnahme der Fließspannung für Umformgrade $\varphi > 0,7$. Im Versuch kann an den verpressten Proben gegen Ende des Presshubes eine zunehmende Rissbildung beobachtet werden. Aufgrund der Blausprödigkeit liegt der Kraftbedarf für eine Umformung bei 200 °C wesentlich höher als bei Raumtemperatur. Auch für 300 °C werden höhere Kräfte benötigt, was die in Abbildung 20.4 gezeigte Dichteeinbuße für diese Temperatur erklärt. Weiters erklärt dies den in Kapitel 20.1 erkannten höheren Kraftbedarf, um gleiche Dichte wie bei Raumtemperatur zu erzielen.

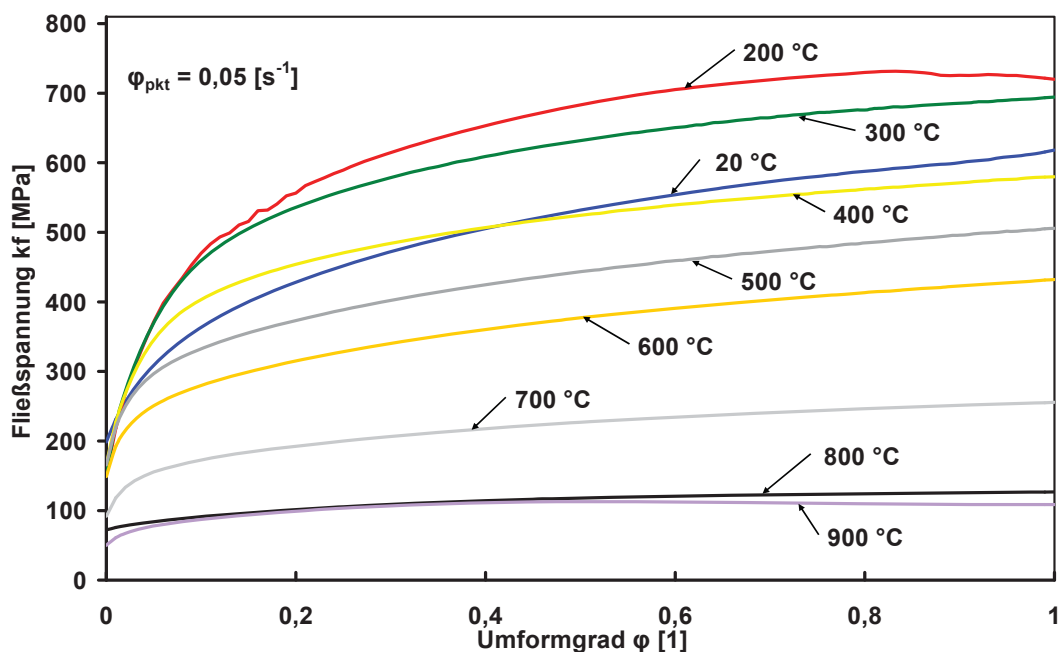


Abbildung 20.5: Fließkurven des Werkstoffes Sk6204 für unterschiedliche Temperaturen. Eine Abnahme der Fließspannung gegenüber Raumtemperatur ist für Temperaturen kleiner 500 °C fallweise für größere Umformgrade gegeben.

Eine Erklärung für die in Versuchblock 3 erkannte Abhängigkeit der Grenztemperatur, ab der eine HWU zu höheren Dichten gegenüber der Raumtemperatur führt, wird aus dem Vergleich der Fließkurven bei Raumtemperatur und 400 °C erhalten. Für Umformgrade $\varphi < 0,42$ ist die Fließspannung bei 400 °C höher als bei Raumtemperatur, für Umformgrade $\varphi > 0,42$ ist sie kleiner. Daraus folgt, dass für ein Kalibrieren bei 400 °C für ein weggesteuertes Pressen erst ab Erreichen von Umformgraden $\varphi > 0,4$ eine

Presskraftersparnis und für das kraftgesteuerte Pressen ein Zugewinn an Dichte gegenüber dem kalten Prozess zu erwarten ist. Es existiert also ein Temperaturbereich innerhalb der Halbwarmumformung, in dem die Grenztemperatur vom Umformgrad abhängig ist. Durch weitere Fließkurvenaufnahmen können dieser Bereich genauer eingegrenzt und Aussagen über zu erzielende Mindestumformgrade getätigt werden. Mittels der verfügbaren Fließkurven ist jedoch absehbar, dass der Bereich umformgradabhängiger Grenztemperaturen mit 500 °C bereits verlassen wird, da die entsprechende Fließkurve stets unter jener der Raumtemperatur zu liegen kommt. Die Existenz umformgradabhängiger Grenztemperaturen ist auch für andere Werkstoffe zu erwarten. Beispielsweise weist der in Kapitel 3.2.2 beschriebene, für die Zahnradproduktion genutzte Werkstoff ebenfalls Fließkurven im Bereich der HWU auf, die erst mit höheren Umformgraden unter dem jeweiligen Niveau der Fließspannung bei Raumtemperatur zu liegen kommen.

Anhand der Fließkurven des Werkstoffs Sk6204 im Temperaturbereich von 700 bis 900 °C (Abbildung 20.5) ist anzunehmen, dass eine wesentlich bedeutsamere Verringerung der Presskraft bzw. ein erheblich größerer Dichtezugewinn erreichbar ist, wenn es gelingt die Prozesstemperaturen über 600 °C zu erhöhen, ohne das Bauteil negativen Einflüssen wie Verzunderung oder Schmiedeeffekt auszusetzen. Als besonders aussichtsreich erscheint der Temperaturbereich zwischen 600 und 800 °C. Während die Fließspannung durch ein Erhöhen der Prozesstemperatur von 500 auf 600 °C einen Abfall um rund 15 % erfährt, ist für das Anheben der Prozesstemperatur von 600 auf 700 °C eine Abnahme von rund 40 % gegeben. Durch Erhöhen der Temperatur auf 800 °C tritt eine weitere bedeutsame Abnahme der Fließspannung auf. Da die Fließkurven für 800 und 900 °C nahezu gleich sind, erscheint das Anwenden von Temperaturen größer 800 °C als unzweckmäßig. Um abzuklären, ob im Temperaturbereich zwischen 700 und 800 °C eine Grenztemperatur auftritt, ab der Fließkurven ähnlich jener bei 800 °C erhalten werden, werden weiterführende Fließkurvenaufnahmen empfohlen.

Zwar kann anhand der Fließkurven keine Erklärung für das Ausbleiben des Schmiedeeffektes in Versuchsblock 2 (Kapitel 20.2) gegeben werden, da das Abkühlverhalten der Probe nicht bekannt ist, jedoch wird die These ähnlich hoher Fließspannungen für unterschiedliche Temperaturen bekräftigt. So ist erkennbar, dass die Fließspannungen von 20 bis 500 °C bis $\varphi = 0,03$ nahe beieinander liegen. Zudem legt der Vergleich der Fließkurven für 400 und 500 °C nahe, dass in diesem Temperaturfenster für Umformgrade bis $\varphi = 0,4$ Temperaturniveaus existieren, die zu gleichen Fließspannungen führen, wie sie bei Raumtemperatur auftreten. Somit kann die Probe, trotz lokal

unterschiedlicher Temperaturen, Fließspannungen ähnlich hohen Niveaus aufweisen, was zu einem gleichmäßigen Dichtezugewinn über den gesamten Querschnitt führt.

21. HWU – Umformbarkeit durcherwärmter Bauteile

Mit den Untersuchungen zur Umformbarkeit wird überprüft, ob mit der HWU zukünftig bessere Formfüllungen erreicht und Bauteile höherer Komplexität gefertigt werden können. Die experimentelle Versuchsdurchführung erfolgt laut Planung (Kapitel 19.1.2) für Versuchsblock 4. In diesem werden Proben sowohl weg- als auch kraftgesteuert zur Endform mit kegeligem Abschnitt verpresst. Aus den weggesteuerten Versuchen wird auf die Änderung der Formfüllung mit der Umformtemperatur geschlossen, aus den kraftgesteuerten Versuchen die durch die Prozesstemperatur bedingte Änderung der Enddicke abgeleitet.

Zuerst werden Kegelproben bei Temperaturen von 350 bis 600 °C sowie Raumtemperatur weggesteuert auf gleiche Endhöhen verpresst und anhand der Gestalt des Fertigteils auf die Formfüllung rückgeschlossen. In Abbildung 21.1 werden Proben ausgewählter Temperatur im Bereich der HWU einer bei Raumtemperatur verpressten Probe gegenübergestellt.



$T_{WS} = T_{WZ} = 20 \text{ °C}$



$T_{WS} = T_{WZ} = 350 \text{ °C}$



$T_{WS} = T_{WZ} = 450 \text{ °C}$



$T_{WS} = T_{WZ} = 550 \text{ °C}$

Abbildung 21.1: Konturvergleich der bei unterschiedlichen Temperaturen mit konstantem Weg verpressten Proben [Sch10]. Mit höherer Temperatur wird eine bessere Ausformung erreicht.

Von allen verpressten Proben weist das bei Raumtemperatur erhaltene Fertigteil die größten Abweichungen gegenüber der Sollkontur auf. Zwar zeigen alle Fertigteile eine unvollständige Ausbildung der Kegelfläche, doch an der kalt verpressten Probe wird der größte Übergangsradius zum zylindrischen Abschnitt der Probe gefunden. Mit steigender Umformtemperatur wird der kegelige Abschnitt zunehmend besser ausgebildet, und der Übergangsradius zum zylindrischen Abschnitt nimmt ab. Daraus folgt eine Verbesserung der Formfüllung durch höhere Umformtemperaturen, auch wenn mit keiner Probe eine vollständige Formfüllung erreicht wird.

Die unterschiedlichen Formfüllungen, trotz gleicher Endhöhen der Proben, sind auf die Möglichkeit der Reduktion des Porenvolumens des Sinterwerkstoffes zurückzuführen. Somit muss eine Höhenreduktion des Bauteils nicht zwangsweise zu Querflüssen im Werkzeug führen, solange das Porenvolumen reduziert und somit die Dichte gesteigert werden kann. In diesem Zusammenhang ist die lokale Werkstoffverfestigung von Bedeutung. Da für das Erzeugen der geforderten Endgeometrie aus der Anfangskontur hohe lokale Umformgrade im Bereich des kegeligen Abschnittes notwendig sind, ist für diesen die Verfestigung von besonderer Relevanz. Erwartungsgemäß wird im Kalibrierprozess schon frühzeitig ein Werkstofffluss an der freien Fläche auftreten. Diese erfährt daher eine deutlich höhere Umformung als die allseitig umschlossene Region im zylindrischen Abschnitt der Matrize. Wenn aber ein Werkstoff stark verfestigt, wird die Fließspannung über ein geringes Maß an Ausformung stark anwachsen, was höhere Kräfte für den weiteren Materialfluss bedingt. Da diese Kräfte über den darüberliegenden Abschnitt des Bauteils eingebracht werden müssen, wächst dort die Belastung an, was zur Verdichtung des höher liegenden Abschnittes führt. Je höher die Verfestigung, desto stärker die auftretende Verdichtung und umso kleiner die Formfüllung.

Diese Annahme wird durch den Vergleich von erreichten Formfüllungen und Fließkurven bei unterschiedlicher Prozesstemperatur bestätigt. In den in Abbildung 20.5 dargestellten Fließkurven ist ab 400 °C eine Abnahme an Verfestigung für zunehmende Umformtemperaturen erkennbar. Die in Abbildung 21.1 erkannte Verbesserung der Formfüllung für zunehmende Umformtemperaturen bestätigt die Überlegungen zur Bedeutung der Verfestigung für die Formfüllung. Daraus erwächst eine neue Erkenntnis für die Temperaturwahl von HWU-Prozessen für Sinterwerkstoffe. Soll durch die HWU vorrangig eine Verbesserung der Formfüllung erzielt werden, wird die Anwendung einer Temperatur empfohlen, für die nur eine geringe Verfestigung des Werkstoffes auftritt. Anders gesagt kann durch für das Überführen kalter Prozessen, in denen eine unzureichende Formfüllung

auftritt, in die HWU eine Verbesserung der Ausformung erwartet werden. Daraus erwachsen neue Gestaltungsmöglichkeiten.

Um die Bedeutung der HWU auf die globale Dichte zu erfassen, werden kegelige Proben kraftgesteuert verpresst. Für diese wird die erreichte globale Dichte bestimmt und ergänzend zu den weggesteuerten Versuchen die Formfüllung untersucht. Zwar ist der Anstieg der globalen Dichte auch Gegenstand des Versuchsblocks 3 in Kapitel 20.3, jedoch sind für die Versuche im Versuchsblock 4 größere Werkstoffflüsse und ein höherer Scherspannungsanteil zu erwarten. Daher kann aus dem Vergleich der in den unterschiedlichen Versuchsblöcken erzielten Enddichten auf die Bedeutung des Umformgrades rückgeschlossen werden.

Aus den mit 900 kN Presskraft durchgeführten Versuchen werden prozesstemperaturbedingte Unterschiede in der erreichten Formfüllung besonders deutlich. Diese werden anhand ausgewählter Proben in Abbildung 21.2 veranschaulicht.



$T_{WS} = T_{WZ} = 20 \text{ °C}$



$T_{WS} = T_{WZ} = 350 \text{ °C}$



$T_{WS} = T_{WZ} = 450 \text{ °C}$



$T_{WS} = T_{WZ} = 550 \text{ °C}$

Abbildung 21.2: Konturvergleich der bei unterschiedlichen Temperaturen kraftgesteuert verpressten Kegelpföben [Sch10]. Mit höheren Temperaturen wird die Profiltreue verbessert.

Wie für die weggesteuerten Versuche erreicht die bei Raumtemperaturen verpresste Probe die geringste Ausformung. Abermals wird eine Verbesserung der Formfüllung für ansteigende Temperaturen beobachtet und die Erkenntnisse aus den weggesteuerten Versuchen bekräftigt. Für 550 °C wird nahezu vollständige Formfüllung erreicht. Das Fertigteil ist durch ein geradliniges Profil am kegeligen und zylindrischen Abschnitt, sowie scharfe Übergangsradien gekennzeichnet

In Abbildung 21.3 werden die mit den Kegelproben für unterschiedliche Umformtemperaturen bei einer Presskraft von 900 kN erreichten Fertigteildichten jenen der Zylinderproben gegenübergestellt.

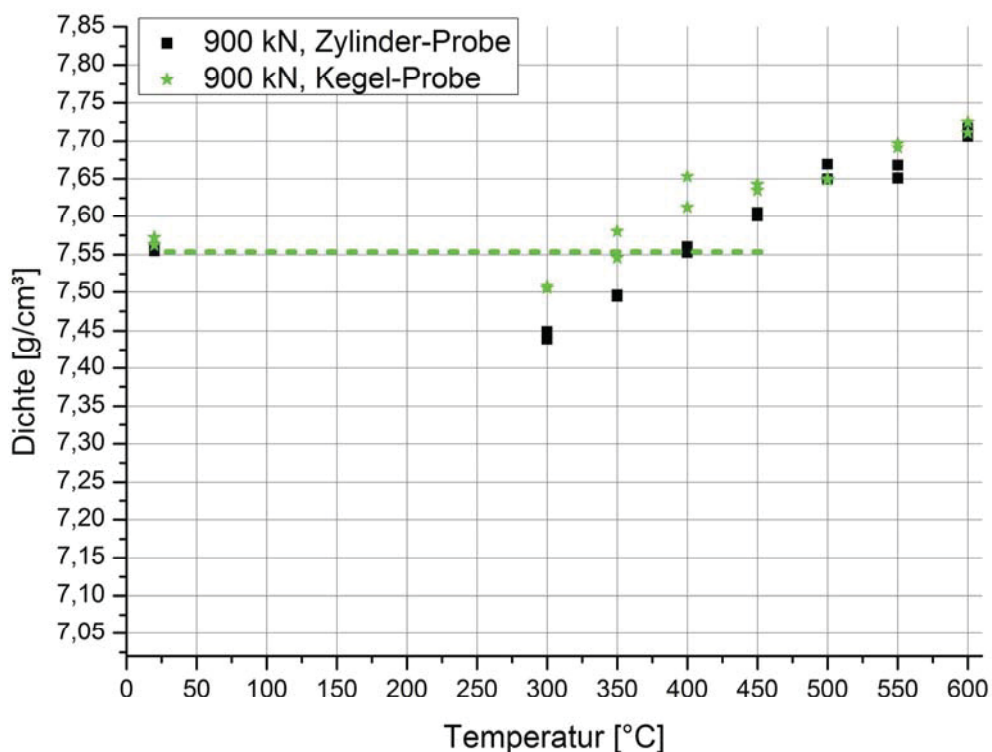


Abbildung 21.3: Mit Kegel- und Zylinderproben mit gleicher Presskraft erreichte globale Dichte für unterschiedliche Temperaturen. Durch die geometriebedingte größere Umformung erreichen die Kegelproben höhere Dichteniveaus als die Zylinderproben.

Der Vergleich mit den zylindrischen Geometrien zeigt, dass mit den kegeligen Fertigteilen für Umformtemperaturen bis 450 °C höhere Dichten und für Temperaturen über 450 °C annähernd gleiche Dichten erzielt werden. Durch den deutlichen Zugewinn an Dichte im Temperaturbereich bis 450 °C liegt für die kegeligen Fertigteile auch die Grenztemperatur, ab der gleiche bzw. erstmal höhere Dichten wie im kalten Prozess erreicht werden, mit 350 °C tiefer. Dieses Verhalten wird auf die größere Umformung der kegeligen Proben sowie das Vorhandensein eines Freiraums bis zum Ende der Umformung zurückgeführt. Wie in

Kapitel 20.3 erläutert, wird mit der HWU mit zunehmender Umformung schon für niedrigere Temperaturen eine Krafterparnis erzielt, da die Werkstoffverfestigung gegenüber dem kalten Prozess kleiner ausfällt. Die Bedeutung von Freiräumen wird in den Untersuchungen zum Kaltkalibrieren in Kapitel 16.4 erklärt. Auf die Existenz eines Freiraumes bis zum Ende des Presshubs wird aus der unvollständigen Ausformung der Fertigteile geschlossen. Somit ist der hydrostatische Spannungsanteil an der resultierenden Gesamtpresskraft geringer, weshalb mehr Dichte erzielt wird. Für Proben über 450 °C wird mit der gewählten Presskraft bereits nahezu vollständige Formfüllung erreicht. Daher findet die Verdichtung am Ende des Presshubs überwiegend unter hydrostatischem Druck statt. Aufgrund gleichen Durchmessers und ähnlicher Probenhöhe ist für beide Endgeometrien ein ähnliches Maß an hydrostatischem Druck anzunehmen, weshalb trotz unterschiedlicher Anfangsgeometrien gleiche globale Enddichten erreicht werden.

Um noch größere Umformungen zu untersuchen und den Ansatz des Fertigungs gleicher Endgeometrien aus unterschiedlichen Vorformen zu überprüfen, werden zylindrische Vorformen zu kegeligen Fertigteilen verpresst. Dies erfolgt zuerst für 500 °C. Mit dieser Temperatur werden bereits vollständig ausgeformte Fertigteile erhalten, deren Dichte um 0,3 bis 0,4 g/cm³ höher liegt als jene der mit kegeligen Vorformen erhaltenen Fertigteile. Die höhere Enddichte wird auf die größeren Werkstoffflüssen zurückgeführt, die zur vollständigen Ausformung des Bauteils notwendig sind, da die zylindrische Vorform größere geometrische Unterschiede zur Endgeometrie aufweist als die kegelige Vorform. Dadurch tritt erst später eine nahezu vollständige Formfüllung und daraus resultierende Verdichtung unter hydrostatischem Druck auf. Demgemäß tritt über einen großen Pressweg eine Umformung mit Scherung auf, wodurch die Verdichtung gegenüber jener unter überwiegend hydrostatischem Druck gefördert wird.

Während ein Verpressen der Zylinderproben am kegeligen Werkzeug bei 500 °C erfolgreich möglich ist, werden für diesen Vorgang bei Raumtemperatur in Abbildung 21.4 mehrere Mängel erkannt. Zum einen erreicht die Probe nur eine unzureichende Ausformung und weist zudem Riefen (rote Ovale in Abbildung 21.4) auf. Die erreichte Dichte liegt unter jener des halbwarmen Prozesses. Zum anderen wird die Matrize in den Bereichen der roten Ovale in Abbildung 21.5 beschädigt. Damit gilt der untersuchte Kalibriervorgang bei Raumtemperatur als nicht durchführbar. Dies bestätigt dem halbwarmen Prozess ein größeres Anwendungsspektrum.



Abbildung 21.4: Zylinderproben die bei Raumtemperatur (a) und 500 °C (b) zur Endgeometrie der Kegelproben verpresst wurden. An der kalt verpressten Proben sind Riefen (rote Ovale) und eine geringere Ausformung erkennbar [Sch10].



Abbildung 21.5: Schäden an der Kegelmatrize (rote Ovale) nach dem Umformen einer kalten Zylinderprobe [Sch10].

22. HWU – Lokales Verdichten mit Temperaturgradienten

Ziel der Versuche zum Verdichten mit lokalen Temperaturgradienten ist das Erzeugen von randzonenverdichteten Fertigteilen im konventionellen Kalibriervorgang. Dieser Ansatz wird durch die Ergebnisse aus Kapitel 20.2 bekräftigt. Für die Versuchsdurchführung werden zwei Konzepte zum Einbringen von Temperaturgradienten in das Bauteil betrachtet. Es sind dies ein Erwärmen des Bauteilrandes mittels Induktion und das Erwärmen über den Kontakt des Bauteils zu den beheizten Werkzeugen.

22.1 Versuchsblock 5 – Lokales Verdichten mittels induktivem Randzonenerwärmen

Um das Ausmaß der mit den verfügbaren Anlagen erzielbaren Temperaturgradienten zu erfassen, werden Voruntersuchungen durchgeführt. Dazu werden Proben mit der Induktionsanlage erwärmt und die Temperaturverteilung in bzw. über die Probe gemessen. Dazu kommen Thermoelemente und eine Wärmebildkamera zum Einsatz. Da die Werkzeuge die Probe während des Kalibrierens vollständig umschließen, können Änderungen der Temperatur nicht gemessen werden. Umso mehr ist es notwendig, über Wissen um die Temperaturverteilung am Ende des Aufheizvorganges zu verfügen.

Um die radiale Temperaturverteilung im Probenquerschnitt zu bestimmen, wird, wie in Abbildung 22.1 veranschaulicht, eine Probe mit Thermoelementen versehen. Die radiale Temperaturverteilung wird auf halber Probenhöhe gemessen. Dazu wird durch Bohrungen ein Thermoelement auf halber Querschnittsbreite eingebracht und je eines auf halber Distanz von Probenmitte zu innerem bzw. äußerem Probenrand. Um die Temperatur am Probenrand zu ermitteln, wird eine axiale Ausnehmung vorgesehen, in die ein Thermoelement eingelötet wird. Um zusätzlich Informationen über die Temperaturverteilung in Höhenrichtung zu erhalten, werden noch zwei weitere Thermoelemente am Probenrand in Ausnehmungen nahe der Stirnseiten gelötet.

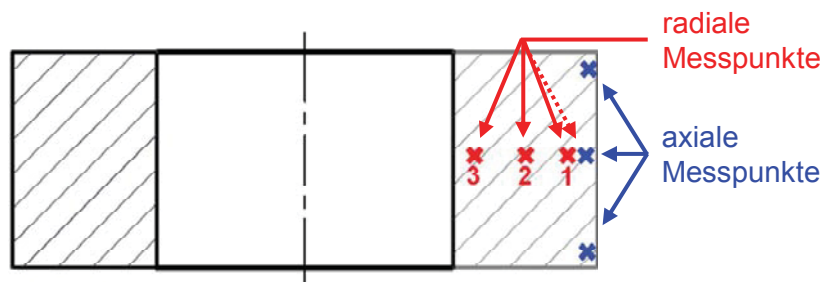


Abbildung 22.1: Anordnung der Messpunkte um die Temperaturverteilung einer Probe in radialer und axialer Richtung zu ermitteln nach [Sch10].

Die mit den Thermoelementen versehene Probe wird mit dem Induktionssystem erwärmt und so die lokalen Aufwärmkurven bestimmt. Aufgrund messtechnischer Einschränkungen ist jedoch nur die gleichzeitige Aufnahme von drei Temperaturkurven möglich. Um die Auswirkungen des induktiven Erwärmens für einen größeren Zeit- und Temperaturbereich zu erfassen, werden 900 °C als Zieltemperatur für den Probenrand gewählt. Das Ergebnis für die Thermoelemente über den Probenquerschnitt auf halber Probenhöhe ist in Abbildung 22.2 dargestellt.

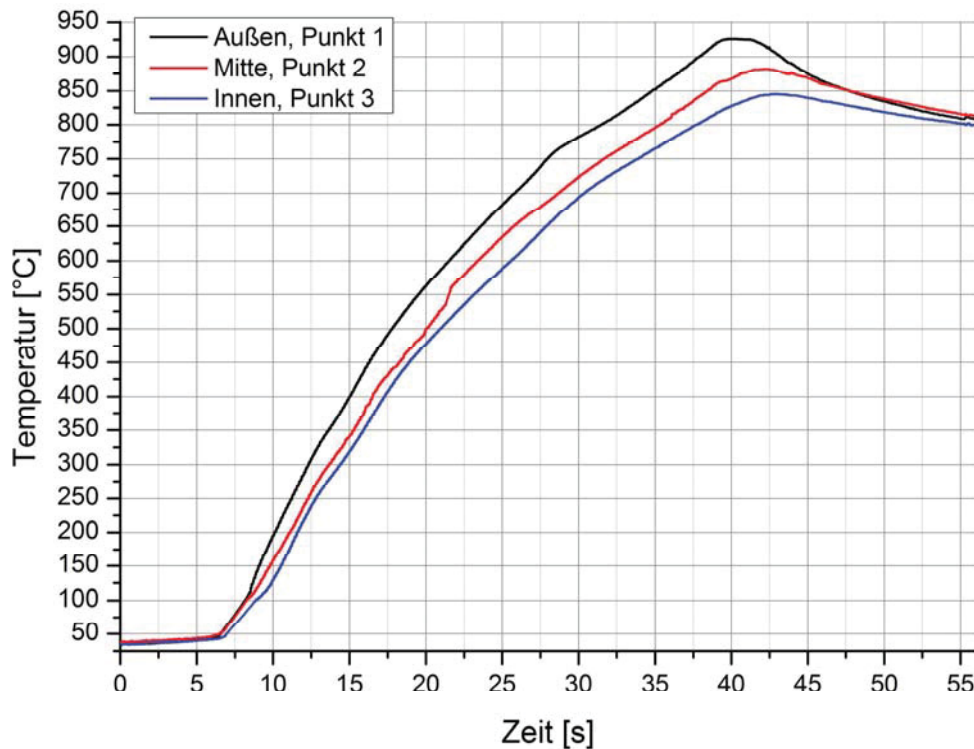


Abbildung 22.2: Temperaturverläufe an den radialen Messpositionen während des induktiven Aufheizvorganges [Sch10]. Zwischen äußerster und innerster Messposition ist eine deutliche Temperaturdifferenz erkennbar.

Ein Vergleich der Kurven zeigt, dass während des Aufheizvorganges ein Temperaturgradient mit abnehmender Temperatur von der äußersten zur innersten Messposition auftritt, allerdings beträgt die Temperaturdifferenz selten mehr als 100 °C. Jedoch erwachsen Ungenauigkeiten in der Temperaturmessung aus dem Durchmesser der Thermoelemente, der 1,1 mm beträgt, weshalb diese immer einen Schnittwert eines größeren Volumens als Messwert ausgeben. Aufgrund des gefundenen Temperaturgefälles ist jedoch davon auszugehen, dass der Probenrand höhere Temperaturen als die äußerste Messposition im Probenquerschnitt erreicht, wodurch das Randzonenverdichten begünstigt werden sollte.

Über die Probenhöhe werden am Probenrand keine nennenswerten Unterschiede im Aufheizvorgang beobachtet.

Als zweite Möglichkeit, um den radialen Temperaturgradienten zu erfassen, wird eine Thermokamera eingesetzt. Da in den Aufheizversuchen mit den Thermoelementen keine relevante Abweichung der Temperatur in Höhenrichtung beobachtet wird, wird davon ausgegangen, dass die radiale Erwärmung annähernd gleichmäßig über die Probenhöhe erfolgt. Daher kann aus Beobachtungen an der Probenoberfläche auf das Probeninnere rückgeschlossen werden.

In Abbildung 22.3 sind das Realbild und die thermografische Aufnahme einer induktiv beheizten Probe dargestellt. Bereits am Realbild (Abbildung 22.3a) ist die radiale Temperaturdifferenz deutlich an einem Ring glühenden Werkstoffvolumens, der ein noch metallisch-graues Inneres umschließt, erkennbar. Anhand der thermografischen Aufnahme in Abbildung 22.3b wird für den glühenden ringförmigen Randbereich eine Temperatur von rund 700 °C festgestellt. Die noch nicht glühenden, weiter innen liegenden Regionen, weisen eine Temperatur von 500 °C auf. Damit wird die Vermutung einer insgesamt höheren Temperaturdifferenz als mit den Thermoelementen gemessen von Probenrand zu Probeninnerem bestätigt.

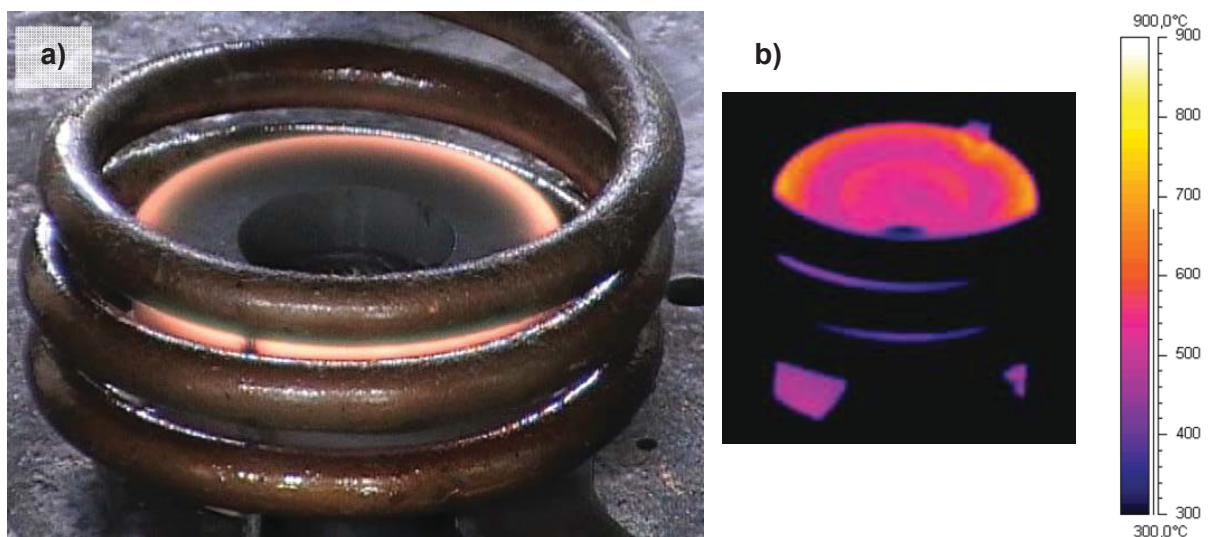


Abbildung 22.3: Die Momentaufnahmen einer induktiv erwärmten Probe im Realbild (a) und im Wärmebild (b) zeigen eine deutliche Temperaturerhöhung am Bauteilrand [Sch10].

Da aus den Vorversuchen Informationen über das Temperaturgefälle in den Proben verfügbar sind, werden in einem nächsten Schritt gradiert erwärmte Proben verpresst. Diese werden auf 800 °C Endtemperatur am Probenrand erwärmt. Da zwischen Ende der Aufheizphase und Beginn der Umformung aufgrund der maximal verfügbaren

Pressengeschwindigkeit ca. 8,5 Sekunden liegen, kann keine Aussage zur tatsächlichen Temperaturverteilung der Proben zu Beginn der Umformung getätigt werden. Es ist jedoch davon auszugehen, dass die Temperaturdifferenz von Probenrand zu Probeninnerem aufgrund der Wärmeleitung abnimmt. Dennoch sind Unterschiede im Vergleich der Schliffbilder, die auf halber Probenhöhe nahe des äußeren (Abbildung 22.4) und des inneren Probenrandes (Abbildung 22.5) angefertigt wurden, erkennbar.

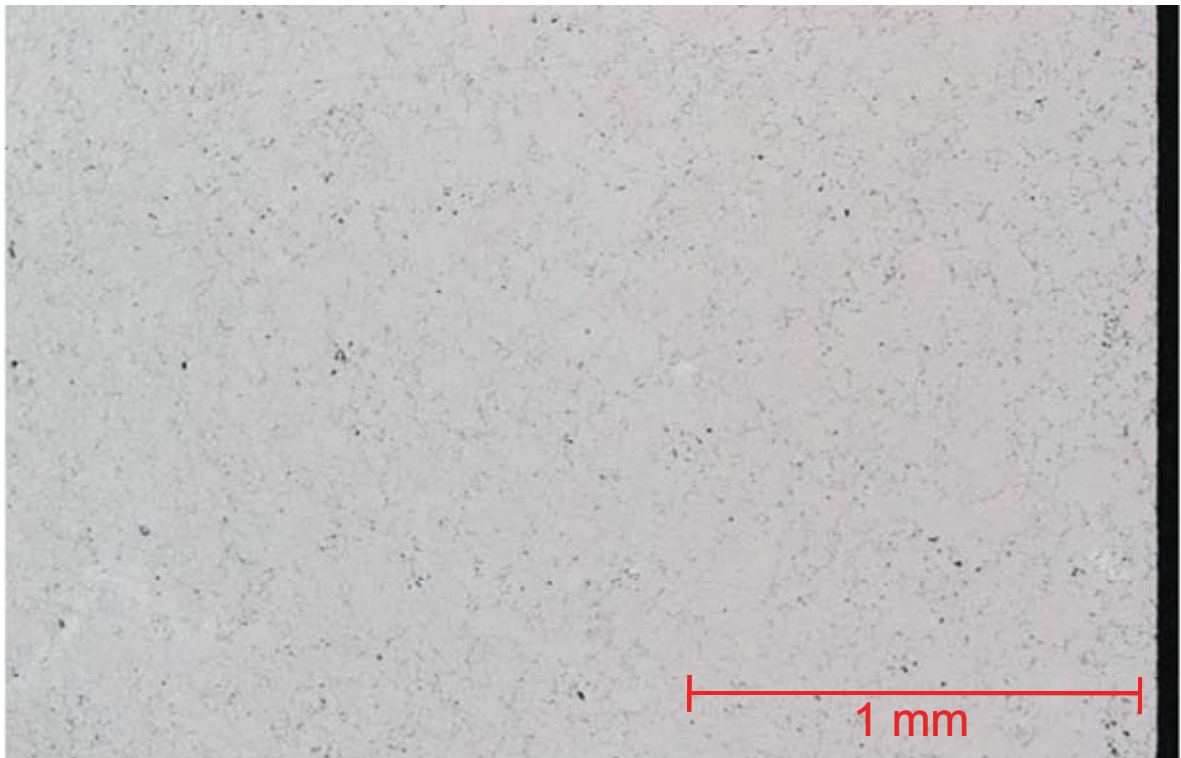


Abbildung 22.4: Im Schliffbild des äußeren Probenrandes ist bei 50-facher Vergrößerung nur eine geringe, einheitlich verteilte Porosität erkennbar.

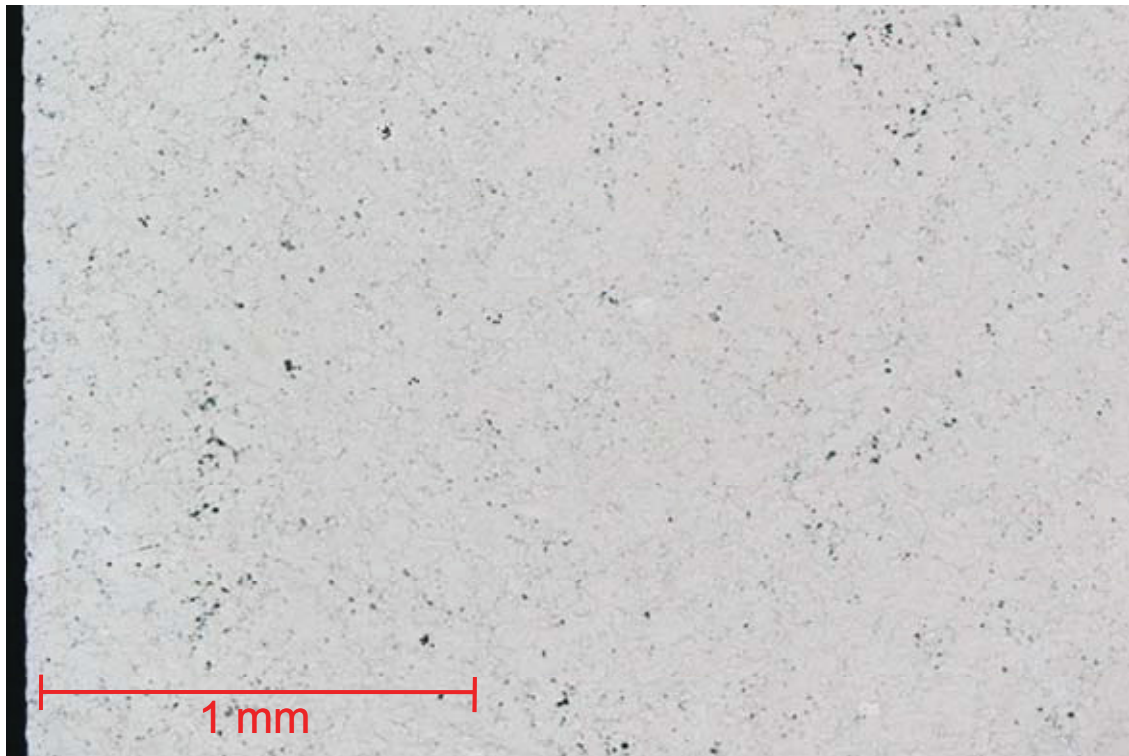


Abbildung 22.5: Im Schlibbild des Inneren Probenrandes sind bei 50-facher Vergrößerung größere Poren gegenüber Abbildung 22.4 erkennbar.

Der äußere Ausschnitt weist gegenüber dem inneren weniger und kleinere Poren und somit eine höhere Dichte auf. Damit gilt das lokale Verdichten im Kalibrierprozess durch zuvor eingebrachte Temperaturgradienten als durchführbar. Allerdings werden in der getätigten Versuchsdurchführung einige Nachteile erkannt, die in späteren Anwendungen zu vermeiden sind. So sind die Aufheizzeiten im Laborversuch aufgrund eingeschränkter Anlagenleistung um ein Vielfaches höher, als gemäß Rücksprache mit dem Industriepartner für industrielle Umsetzungen akzeptabel ist. Dieser Mangel ist jedoch durch entsprechende Anlagentechnik behebbar. Mit leistungsstärkeren Induktionssystemen kann auch der Temperaturgradient erhöht werden und somit der Effekt der lokalen Verdichtung verstärkt werden. Des Weiteren werden in der betrieblichen Praxis Pressen mit einer höheren Verfahrensgeschwindigkeit, als sie im Laborversuch angewendet wurde, zum Einsatz kommen. Damit ist ein radialer Ausgleich der Temperatur durch Wärmeleitung nicht zu erwarten.

Eine bedeutende Erkenntnis erwächst aus der Betrachtung der erwärmten Proben der Voruntersuchungen sowie der erwärmten und anschließend verpressten Proben. Durch das Schmieren der Proben vor dem Pressen und das rasche Erwärmen mittels Induktor gelingt es, Proben auf bis zu 900 °C ohne sichtbare Zunderbildung aufzuheizen. Das bedeutet, dass durch rasches induktives Erwärmen und Schmieren der Proben vor dem Verpressen höhere Temperaturen für die HWU genutzt werden können. Dies ist insbesondere von Interesse, als

die Fließkurven in Kapitel 20.3 eine bedeutsame Abnahme der Fließspannung für Temperaturen größer 600 °C bis 800 °C zeigen und so höhere Enddichten bzw. kleinere Presskräfte in Aussicht stellen.

22.2 Versuchsblock 6 – Lokales Verdichten mit Bauteilerwärmung über Werkzeugkontakt

Durch das Verpressen kalter Proben an beheizten Werkzeugen soll während des Pressvorganges ein Temperaturanstieg, der zu einer lokalen Erniedrigung der Fließspannung in einer der Kontaktzone nahen Schicht führt, erzielt und so deren Verdichtung gegenüber den tieferliegenden Regionen begünstigt werden. Vorteilhaft an dieser Variante ist der Entfall des zusätzlichen Erwärmungsvorganges der Probe vor dem Pressen. Damit wird gegenüber der in Versuchsblock 5 untersuchten Variante eine Ersparnis an Anlagentechnik erzielt.

Um das Ausmaß der Probenerwärmung durch den Werkzeugkontakt abschätzen zu können und Informationen über die Temperaturverteilung in der Probe während des Erwärmens zu erhalten, werden Voruntersuchungen durchgeführt. In diesen wird die in Kapitel 22.1 erklärte, mit Thermoelementen versehene Probe in das Werkzeug eingelegt und die Erwärmung an unterschiedlichen Messpositionen aufgezeichnet. Der Aufwärmvorgang wird für Werkzeugtemperaturen von 400 bis 550 °C in 50 °C Schritten bestimmt. Dieser läuft für alle untersuchten Temperaturen qualitativ gleich ab und wird anhand des Aufwärmvorganges für einen Werkzeugtemperatur von 550 °C in Abbildung 2.1 veranschaulicht.

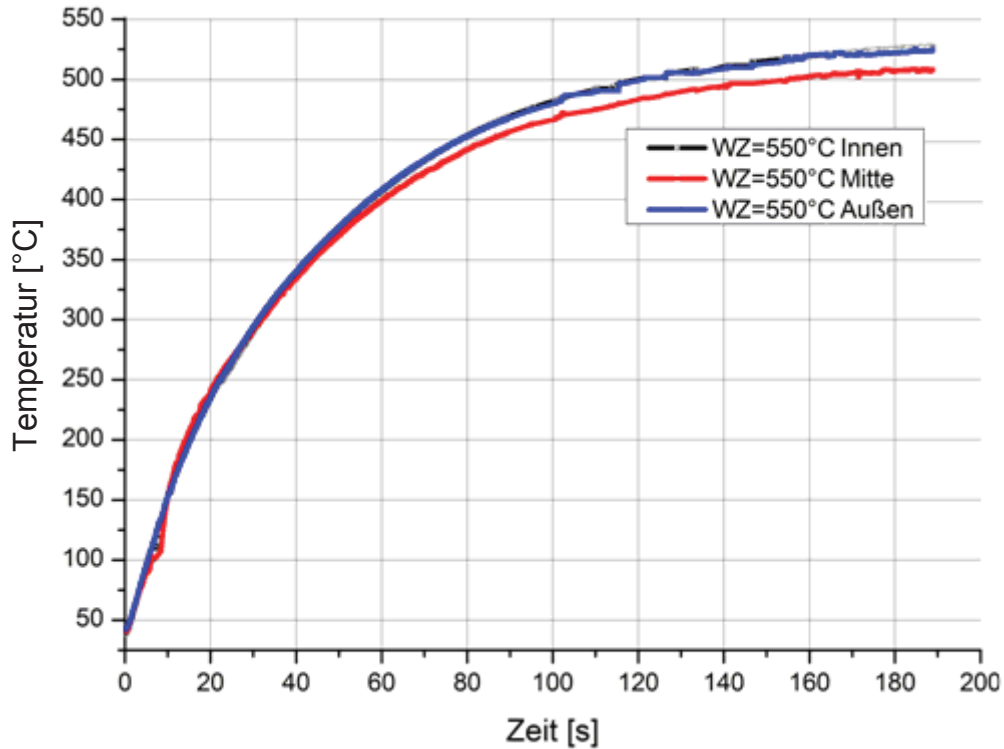


Abbildung 22.6: Temperaturanstieg in der Probe an den radialen Messpositionen nach dem Einlegen in das 550°C warme Gesenk. Es werden keine nutzbaren Temperaturdifferenzen über den Probenquerschnitt erzielt.

Während für das induktive Erwärmen in Kapitel 22.1 für die Messpositionen auf halber Probenhöhe Temperaturdifferenzen von rund 100 °C gefunden werden (Abbildung 22.2), liegt die Differenz bei Erwärmung durch Werkzeugkontakt im HWU relevanten Temperaturbereich über 300 °C stets unter 25 °C. Die geringe Temperaturdifferenz ist auf mehrere Ursachen zurückzuführen. Zum einen werden Werkzeug und Proben gegenüber der theoretischen Zylinderform leicht konisch mit unterschiedlich großen Schrägungswinkeln ausgeführt. Dadurch ist theoretisch nur ein Linienkontakt über einen Umfang der Probe gegeben. Daher steht in Relation zur Gesamtmasse der Probe nur ein sehr kleiner Querschnitt für den Wärmetransport zur Verfügung. Somit erfolgt die Probenerwärmung langsam, erkennbar an der hohen Zeitspanne bis zum Erreichen von Temperaturen über 500 °C, weshalb die Erwärmung tiefer liegender Regionen durch länger anhaltende Wärmeleitung begünstigt wird. Als zweite Ursache neben der kleinen Kontaktfläche wird die geringe Stegbreite der Probe gefunden. Da sowohl der äußere als auch der innere Umfang der Probe mit einem beheizten Werkzeug in Kontakt stehen, wirkt die kleine Stegbreite nachteilig, da sie das Erwärmen bis hin zur Querschnittsmitte durch Wärmeleitung gegenüber breiteren Bauteilen begünstigt. Das Erwärmen der Probe durch den Kontakt zum Dorn und der Matrize ist deutlich in den nahezu deckungsgleichen Verläufen der inneren und äußeren Messposition erkennbar.

Aufgrund der kleinen bis kaum vorhandenen Temperaturgradienten sowie der für praxisnahe Anwendungen nicht vertretbaren Aufwärmzeiten werden die Versuche gemäß Versuchsplan in Kapitel 19.1.3 als nicht zweckmäßig eingestuft und unterlassen. Daraus folgt jedoch nicht, dass der Ansatz der Erwärmung durch Werkzeugkontakt vollständig zu verwerfen ist. Vielmehr ist ein Überdenken und Neuausrichten des Vorganges notwendig.

Für die Erwärmung des Bauteilquerschnittes sind die Lage der Kontaktflächen und ihr Verhältnis zum erwärmenden Bauteilquerschnitt von besonderer Bedeutung. Daher ist es nahe liegend, den Temperaturanstieg im Rohling über die Kontaktflächen, die in der Phase der Vorformgestaltung gewählt werden, zu beeinflussen. Für die vorliegende Aufgabenstellung erscheint es zweckmäßig, die Kontaktzone zum Werkzeug am äußeren Umfang durch Profiländerung der Vorform zu vergrößern. Um die Erwärmung durch den Innendorn zu verringern, sollte die Vorform mit größerem Bohrungsdurchmesser ausgeführt werden um einen Luftspalt zwischen Vorform und Werkzeug einzustellen. Insgesamt sollten diese Maßnahmen zu einem rascheren Temperaturanstieg am äußeren Bauteilrand und größeren Temperaturdifferenzen innerhalb des Rohlings führen. Allerdings sind keine Proben für das Überprüfen dieser Idee verfügbar.

Eine weiterführende Überlegung Schillers [Sch10] betrifft das Fertigen von Zahnrädern. Schiller weist darauf hin, dass die Zähne ein sehr großes Verhältnis von Kontaktfläche zu dahinterliegendem Volumen aufweisen und nur über einen kleinen Querschnitt zur Wärmeleitung in Richtung Bauteilkern verfügen. Schiller erwartet daher einen Wärmestau im Bereich der Verzahnung, was deren Verdichtung fördern sollte. Sollte dies in der Praxis bestätigt werden, erwüchse daraus der Vorteil zukünftig Bauteile mit erhöhter lokaler Dichte zu fertigen, ohne externer Erwärmungsaggregate zu bedürfen. Neben Einsparungen an Analgentechnik würde dies auch eine Ersparnis an Prozesszeit bedeuten.

23. HWU – Ergänzende Untersuchungen

In den Untersuchungen zum induktiven Randzonenerwärmen in Kapitel 22.1 werden Abschnitte von Proben auf Temperaturen bis 900 °C ohne erkennbare Verzunderung erhitzt. Somit ist für die HWU von Sinterbauteilen grundsätzlich ein größeres Temperaturfenster als jenes, das in der Versuchsplanung in Kapitel 19 aufgrund der Untersuchungen von F. Planitzer [Pla07] angenommen wird, in Betracht zu ziehen. Unter der Annahme, dass die Temperatur der Werkzeuge größer oder gleich der Bauteiltemperatur sein muss, um die als Schmiedeeffekt bezeichnete verstärkte Randporosität zu vermeiden, erfolgte eine Einschränkung des Temperaturbereichs auf die mit den Werkzeugen maximal erreichbare Temperatur von 600 °C. Jedoch zeigen die Untersuchungen in Kapitel 20.2, dass ein Umformen an kälteren Werkzeugen nicht zwangsweise zu einer verstärkten Randporosität führen muss. Dies stellt in Aussicht, induktiv über 600 °C erwärmte Rohlinge an kühleren Werkzeugen zu verpressen, um noch höhere Dichten ohne schädliche Randporosität zu erzielen. Um den Effekt erhöhter Bauteiltemperaturen auf die erzielte Dichte und eine mögliche Randporosität zu erfassen, werden ergänzende Untersuchungen mit induktiver Erwärmung für Versuchsblock 3 durchgeführt.

Um das Ausmaß an Dichtezugewinn durch Umformtemperaturen über 600 °C festzustellen, werden die Experimente im Versuchsblock 3 für eine Presskraft von 600 kN um Versuche mit induktiv erwärmten Proben ergänzt. Hierfür wird die Proben temperatur vor dem Beginn des Pressens von 450 bis 900 °C in 50 °C Schritten gesteigert. Um eine gleichmäßige Temperatur über den Probenquerschnitt einzustellen, wird die Probe nach erstmaligem Erreichen der Zieltemperatur am Probenrand für 30 Sekunden auf Zieltemperatur gehalten, um einen Temperatúrausgleich über den Querschnitt durch Wärmeleitung zu ermöglichen. Dem folgt das Verpressen der Probe. Die Werkzeuge weisen in allen Versuchen eine Temperatur von 450 °C auf. Dieses Temperaturniveau wird in den Kapiteln 20 und 21 für unterschiedliche Umformgrade als höchste jener Grenztemperaturen erkannt, die in den verschiedenen Umformoperationen erstmals zu einem Dichtezugewinn durch die HWU führen. Durch Wahl der entsprechenden Werkzeugtemperatur soll sichergestellt werden, dass der Werkstoff zu keinem Zeitpunkt eine zu niedrige Temperatur und somit zu kleine Umformbarkeit erreicht.

An dieser Stelle ist als Nachteil der induktiven Erwärmung am verwendeten Versuchsaufbau anzumerken, dass die Probe nicht unmittelbar nach dem Erwärmungsvorgang verpresst werden kann. Stattdessen vergehen aufgrund der Notwendigkeit, die Induktionsschleife vor dem Pressbeginn aus dem Pressraum zu entfernen, und der beschränkten

Pressengeschwindigkeit rund 8,5 Sekunden zwischen Ende der Aufheizphase und erster Umformung. Da die Probe in dieser Zeit abkühlt, kann nicht genau erfasst werden, mit welcher Temperatur sie das Werkzeug erreicht. Vielmehr ist davon auszugehen, dass die Probentemperatur bei Beginn der Umformung unter der am Ende des Aufheizvorganges liegt. Obwohl die Bauteiltemperatur im Versuch nicht exakt erfasst wird, können qualitative Aussagen getroffen werden. Vermutlich kann in späteren Anwendungen die Rohlingstemperatur niedriger als im Experiment gewählt werden, um gleiche Enddichten zu erhalten, wenn ein Auskühlen der Rohlinge durch unmittelbares Verpressen verhindert wird.

Die Dichten der aus den ergänzenden Versuchen erhaltenen Fertigteile werden in Abbildung 23.1 jenen der regulären Versuche aus Versuchsblock 3 gegenübergestellt.

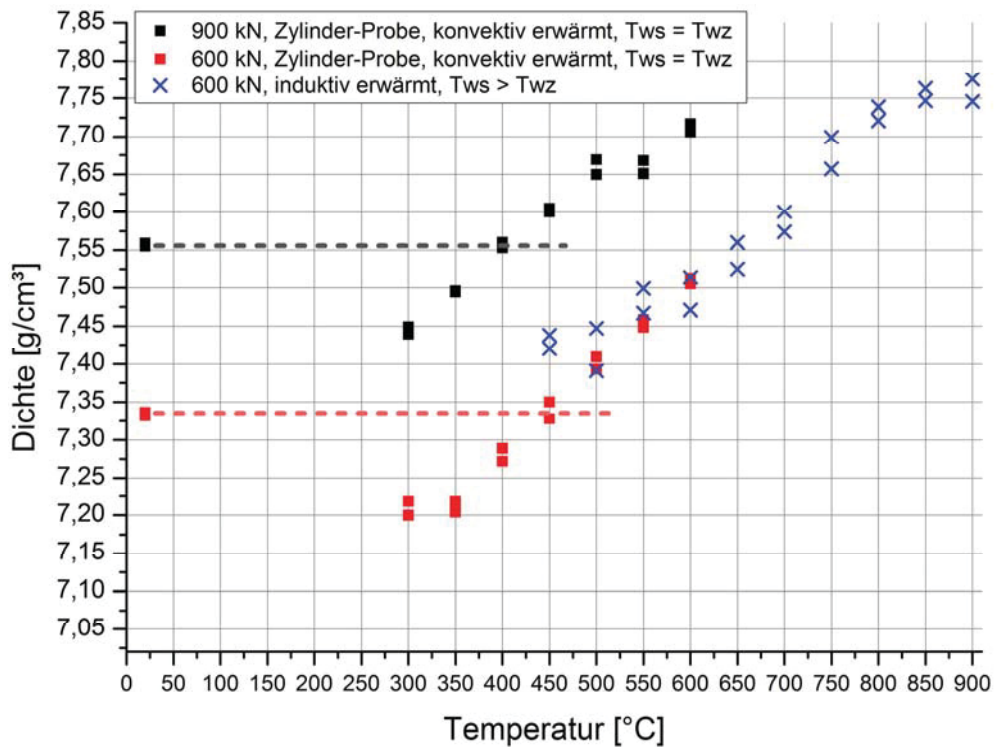


Abbildung 23.1: Vergleich der Dichteniveaus, die mit konvektiv und induktiv erwärmten Proben erzielt werden. Aufgrund der mittels induktiven Erwärmens zunderfrei erreichbaren höheren Temperaturen werden bei gleicher Presskraft höhere Fertigteildichten erzielt bzw. werden gleiche Dichten mit kleinerer Presskraft erreicht.

Die höhere Dichte der induktiv erwärmten Proben bei 450 °C ist auf Regelprobleme in der induktiven Erwärmung zurückzuführen. Durch starkes Pendeln in der Temperaturführung bzw. Heizleistung wurden die Proben vermutlich mit zu hoher Temperatur verpresst. Allerdings ist für die besser einstellbaren Temperaturen von 500 bis 600 °C eine gute Übereinstimmung in den erreichten Dichtewerten von induktiv und konvektiv erwärmten

Proben gegeben. Für höhere Temperaturen ist eine deutliche Steigerung der Dichte erkennbar. Bereits mit 650 °C werden mit einer Presskraft von 600 kN höhere globale Dichten erreicht als bei Raumtemperatur mit einer um 50 % höheren Presskraft von 900 kN. Für die gewählte Presskraft ist für Temperaturen von 350 bis 800 °C vereinfacht eine lineare Steigerung der Dichte erkennbar. Für höhere Temperaturen fällt die Zunahme geringer aus, da die Enddichte immer näher der Volldichte zu liegen kommt.

Von den Proben angefertigte Schliffbilder zeigen keine erhöhte Randporosität, obwohl die Werkzeuge, mit Ausnahme des Versuchs bei 450 °C, kühler sind als die Proben. Wie in den Untersuchungen in Kapitel 20.2 kann der aus der Literatur bekannte Schmiedeeffekt (Kapitel 3.2.2) nicht nachgewiesen werden.

24. HWU – Resümee und Ausblick

Die Idee der Halbwarmumformung von Sinterbauteilen ist nicht auf ein Verfahren beschränkt, sondern ein verfahrensunabhängiger Ansatz, um das Prozessspektrum bestehender Verfahren gegenüber einer Kaltumformung zu erweitern. Anhand der zukünftig zu erwartenden Anforderungen an Sinterbauteile werden drei Hauptanforderungen an halbwarmer Prozesse, die einzeln oder kombiniert gefordert werden können, erkannt. Gegenüber dem kalten Prozess sollen HWU-Verfahren einen verstärkten lokalen Dichteanstieg an im Einsatz hoch belasteten Querschnitten herbeiführen, höhere Dichten über den gesamten Querschnitt erzielen und das Fertigen komplexerer Bauteile ermöglichen.

Um zu überprüfen, ob durch höhere Umformtemperaturen ein Nutzen in Form eines größeren Bauteilsspektrums gegenüber der Kaltumformung erzielt werden kann, werden praktische Versuche in einem Temperaturbereich von 300 bis 900 °C an Proben mit einer Anfangsdichte von $\rho_{abs} = 7,02 \text{ g/cm}^3$ ausgeführt und dem kalten Versuch gegenübergestellt. Für die Versuchsdurchführung wird die am häufigsten angewandte Sekundäroperation des Kalibrierens gewählt. Zum einen ist aufgrund der zahlreichen Anwendungen ein Erweitern der Prozessgrenzen dieses Verfahrens besonders erstrebenswert, zum anderen kann in der Versuchsauswertung auf das in den Kapiteln 12 bis 17 gewonnene Prozessverständnis zurückgegriffen werden.

Aufgrund der Literaturrecherche wird zu Beginn der Versuche von zwei Einschränkungen hinsichtlich Bauteil- und Werkzeugtemperatur ausgegangen. Die erste betrifft die Bauteiltemperatur, die anfangs nach oben mit 600 °C beschränkt wird, um ein Verzundern der Proben zu vermeiden. Diese Einschränkung mag zwar für konvektiv an Luft erwärmte Proben gelten, jedoch zeigen die Versuche, dass auch Probertemperaturen bis 900 °C ohne Oberflächenoxidation erreichbar sind. Dazu werden die Proben vor dem Erwärmen mit dem Schmiermittel bestrichen, weshalb während des Erwärmens ein Schutzfilm an der Probenoberfläche verbleibt. Zudem bedarf im Versuchsaufbau das induktive Erwärmen im Bereich von einigen 10 Sekunden eines wesentlich kürzeren Zeitraums als das konvektive Erwärmen im Ofen mit typischen Zeiten von einigen 10 Minuten. Dies ist insofern relevant, als die Zunderbildung eine Funktion von Temperatur und Zeit ist.

Die zweite Erwartung, die zu anfänglichen Begrenzungen in den anwendbaren Temperaturen führt, besteht in den veranschlagten, einzuhaltenden Temperaturdifferenzen von Werkzeug und Bauteil. Hintergrund hierfür ist die Annahme, dass durch gegenüber dem

Werkstück kühlere Werkzeuge eine erhöhte Randporosität im Fertigteil erzielt wird. Allerdings wird diese unerwünschte, als Schmiedeeffekt bezeichnete Wechselwirkung in den Versuchen zur HWU nicht gefunden. Somit ist es in der HWU möglich, Bauteile mit gegenüber den Werkzeugen höheren Temperaturen zu verpressen.

Wegen der Blausprödigkeit des Werkstoffes ist darauf zu achten, dass die HWU erst ab Überschreiten einer Grenztemperatur Vorteile in Form geringerer Presskräfte, höherer Dichten und größerem Umformvermögen gegenüber der Kaltumformung bringt. Diese Grenztemperatur ist jedoch keine feste Größe und wird vom Ausmaß der Umformung beeinflusst. Da die Verfestigung mit zunehmenden Temperaturen über 300 °C kontinuierlich abnimmt, sinkt mit zunehmendem Umformgrad die Grenztemperatur, nach deren Überschreiten Vorteile gegenüber dem kalten Prozess erreicht werden. Anhand der Fließkurven und der Versuchsergebnisse ist davon auszugehen, dass für den untersuchten Werkstoff die Grenztemperatur stets über 300 °C liegen wird.

In den praktischen Versuchen zum globalen Verdichten ist deutlich eine Abnahme an benötigter Stempelkraft nach Überschreiten der Grenztemperatur erkennbar. Für die mit einer Proben temperatur von 600 °C und einer Pressung von 7,2 to/cm² erreichte Enddichte ist im kalten Prozess eine um 50 % höhere Pressung von 10,8 to/cm² nötig. Die HWU lässt somit für Anwendungen, in denen die Enddichte der Bauteile gegenüber der bisherigen Anwendung nicht gesteigert werden soll, eine mechanische Entlastung der Werkzeuge erwarten.

Dieser Vorteil, der aus der geringeren Fließspannung und kleinerer Verfestigung bei höherer Temperatur erwächst, ist auch umgekehrt nutzbar, um bei gleicher Stempelkraft wie im kalten Prozess höhere Dichten zu erreichen. Der Beweis hierfür wird in den Untersuchungen zum globalen Dichteanstieg erbracht. Bei einer Pressung von 7,2 to/cm² wird mit zunehmender Proben temperatur bis 900 °C ein Anstieg der Dichte auf rund 7,75 g/cm³ herbeigeführt, während kalt nur 7,33 g/cm³ erreicht werden. Dies ist insofern bedeutsam, als gemäß den Erfahrungen des Industriepartners bei Raumtemperaturen eine Pressung von rund 10 to/cm² nötig ist, um eine Dichte im Bereich von 7,6 g/cm³ zu erzielen. Höhere Pressungen resultieren oftmals in kritischen Werkzeugbelastungen, weshalb der konventionelle Kalibrierprozess hinsichtlich erreichbarer Enddichten begrenzt ist. Diese Einschränkungen scheinen für den HWU Prozess, der im Laborversuch bereits mit um 28 % kleinerer Pressung (7,2 to/cm²) Dichten im Bereich größer 7,75 g/cm³ erzielt, nicht mehr zu gelten. Somit stellt die HWU das Fertigen von Bauteilen höherer Enddichte bzw. von Bauteilen, die derzeit aufgrund zu hoher Werkzeugbelastungen nicht herstellbar sind, in

Aussicht. Vermutlich existiert ein Temperaturbereich, in dem im halbwarmen Prozess die Pressenkraft gegenüber der kalten Prozessführung geringer ausfällt und dennoch eine höhere Enddichte erreicht wird.

Ein weiterer Vorteil der Halbwarmumformung ist die erkannte bessere Umformbarkeit des Werkstoffes oberhalb des Temperaturbereichs der Blausprödigkeit. So wird bei gleicher Pressung über der Grenztemperatur für ansteigende Temperaturen eine zunehmend bessere Formfüllung gefunden. Diese wird auf die für höhere Temperaturen abnehmende Verfestigung des Werkstoffes zurückgeführt. Der verbesserte Werkstofffluss erlaubt es zudem, gleiche Fertigteile aus unterschiedlichen Vorformen zu fertigen, was kalt nicht möglich ist. Dieses Verhalten eröffnet neue Möglichkeiten in der Vorformgestaltung von zukünftigen HWU Prozessen. Diese müssen nicht mehr so eng am Fertigteil ausgeführt werden. Die höhere Umformbarkeit kann auch genutzt werden, um unterschiedliche Bauteile aus einheitlichen Vorformen herzustellen. Denkbar ist dies für Zahnräder mit unterschiedlichen Zahnprofilen, die beispielsweise aus Profilverschiebungen resultieren. Weiters ist zu erwarten, dass geometrisch feinere Konturen sowie komplexere Bauteile gefertigt werden können. Die größeren geometrischen Freiheiten in der Vorformgestaltung können genutzt werden, um den Materialfluss während des Kalibrierens zu beeinflussen. So ist es denkbar, Vorformen mit größeren Spaltmaßen auszuführen, um den Anstieg der Presskraft zu verzögern oder ausbleiben zu lassen. Eine andere Möglichkeit besteht im Einbringen von Scherspannungen, um die Verdichtung zu fördern, indem größere radiale Werkstoffflüsse herbeigeführt werden. Ergänzend werden Untersuchungen empfohlen, um das Ausmaß des Zugewinns an Verformungsvermögen durch die HWU beschreiben zu können.

Eine weitere Möglichkeit, die Bauteileigenschaften zu beeinflussen ist durch das gradierte Vorwärmen der Bauteile mittels Induktion gegeben. Dadurch erfährt das Bauteil an den zuvor erwärmten Regionen einen höheren Dichteanstieg als in den kühleren Regionen. Somit wird es im Kalibrierprozess möglich, anstelle eines gleichmäßigen Dichteanstiegs über den gesamten Querschnitt eine verstärkte Randzonenverdichtung herbeizuführen. Damit wird das Bauteilspektrum um die Möglichkeit, randzonenverdichtete Bauteile herzustellen vergrößert. Der Ansatz des lokalen Temperierens erscheint als allgemeine Möglichkeit, um die Verdichtung von Bauteilregionen zu begünstigen und im Speziellen eine Oberflächenverdichtung zu fördern. Die Variante des lokalen Erwärmens durch Werkzeugkontakt war für den vorliegenden Versuchsaufbau nicht zielführend, kann es aber für andere Sekundäroperation sein.

In Summe bestätigen die Versuchsergebnisse die an die HWU als Methode zum Erweitern der Prozessspektren bestehender Verfahren gestellten Anforderungen. So können Bauteile gleicher Enddichte bei kleineren Prozesskräften und somit reduzierten mechanischen Werkzeugbelastungen gefertigt werden bzw. ist es möglich, bei gleichen Kräften Bauteile mit höherer Dichte herzustellen. Durch die zunehmende Umformbarkeit des Werkstoffes mit höheren Temperaturen erwachsen größere Freiheiten in der Vorformgestaltung und steigt die Formfüllung, was die Produktion komplexer Bauteilgeometrien in Aussicht stellt. Eine Bestätigung erfährt der Ansatz der Umformung lokal erwärmter Bauteile, um in den erwärmten Regionen einen vermehrten Dichteanstieg zu bewirken. Dadurch wird es möglich, in Prozessen, die kalt aufgrund eines hohen hydrostatischen Spannungsanteils zu einem globalen Dichteanstieg führen, halbwarm Bauteile mit Dichtegradienten zu fertigen. Als vorteilhafte Variante des Aufheizens von Bauteilen wird die induktive Erwärmung bereits mit Schmierfilm überzogener Bauteile erkannt. Auf diese Weise ist es möglich, Bauteile auf bis zu 900 °C ohne erkennbare Oberflächenoxidation zu erwärmen.

Auf den vorliegenden Ergebnissen aufbauend kann die Überführung bestehender Prozesse in die HWU angedacht werden. Aufgrund der umformgradabhängigen Grenztemperatur, ab der die HWU einen Nutzen bietet, ist davon auszugehen, dass Verfahren unterschiedlich von der HWU profitieren werden. Die Thematik, wie sehr einzelne Verfahren von der HWU profitieren können und wie die entsprechenden industriellen Umsetzungen zu gestalten sind, bietet ausreichend Aufgabenstellungen für weiterführende Arbeiten. Eine Möglichkeit, um den für unterschiedliche Verfahren zu erwartenden Nutzen der HWU abschätzen zu können, bietet die Umformsimulation. Daher ist als nächster Schritt eine Modellbildung für die HWU von Sinterbauteilen anzudenken. Ein derartiges Modell kann auch später eingesetzt werden, um praktische Versuche einzusparen und die Konstruktionsphase von Vorformen und Werkzeugen zu unterstützen.

25. Zusammenfassung und Ausblick

Anhand der Literaturrecherche und Gesprächen mit dem Industriepartner werden zwei wesentliche Anforderung für zukünftige Anwendungen von PM-Bauteilen gefunden. Es sind dies höhere Festigkeiten, erzielt durch höhere Bauteildichten, und die Möglichkeit, komplexere Geometrie zu fertigen. Dadurch sollen höher belastbare Bauteile herstellbar sein und neue Produktgruppen erschlossen werden.

Um die Randzone von lokal hoch beanspruchten Bauteilen zu verfestigen, wird der Ansatz des Randzonenverdichtens mittels PM-Fließpressen gewählt. Mittels virtueller Parameterstudien werden erstmals geometrische Einflussgrößen des Werkzeuges und des Bauteils systematisch untersucht und dadurch deren Einfluss auf das erzielte Dichteprofil, die dafür benötigte Presskraft sowie der resultierenden Werkzeugbelastung erkannt. Um das Wirken der Einflussgrößen zu verstehen, erfolgt eine detaillierte Betrachtung des Verdichtungsvorganges. In dieser werden Gesetzmäßigkeiten gefunden, die für die Erstellung einer graphischen Methode zur Extrapolation von Dichteprofilen sowie zur Formulierung von Näherungsformeln für den Kraftbedarf und das zu erwartende Dichteprofil in der einstufigen Prozessführung genutzt werden. Derartiges war zuvor in der Literatur zur Pulvermetallurgie nicht zu finden. Die für das PM-Fließpressen entwickelten Methoden sollten aufgrund ihres allgemeinen Ansatzes auch auf andere Verfahren zum Randzonenverdichten von PM-Bauteilen übertragbar sein. Mit der erkannten Wirkung der Reibung in Zusammenspiel mit dem Öffnungswinkel auf den radialen Materialfluss sowie der festgestellten Sättigung von Dichteprofilen können teilweise Widersprüche in der Literatur aufgelöst werden. Um die Erkenntnisse zum Wirken der geometrischen Größen technisch besser nutzbar zu machen, werden sie in Konstruktionsrichtlinien zusammengefasst, und mit diesen wird ein Werkzeugkonzept zum Erzielen einer Randdichte nahe der theoretischen Dichte über eine geforderte Schichttiefe erstellt. In praktischen Versuchen werden sowohl das Werkzeugkonzept als auch die Konstruktionsrichtlinien bestätigt. Das frühzeitig erkannte hohe Potential des PM-Fließpressens veranlasste den Industriepartner, bereits während der Forschungstätigkeiten das industrielle PM-Fließpressen vorzubereiten. Unterstützt durch die in der Forschungstätigkeit gewonnenen Erkenntnisse werden bereits heute Bauteile mittels PM-Fließpressens im industriellen Maßstab gefertigt. Zukünftig wird der Konstrukteur in der Werkzeugauslegung durch die im Zuge der Forschungstätigkeit entwickelten Methoden zum Abschätzen von Presskraft und Dichteprofil sowie die erstellten Konstruktionsrichtlinien unterstützt.

Der untersuchte Prozess des Kaltkalibrierens bietet die Möglichkeit, die Dichte einzelner Bauteilabschnitte und/oder das gesamte Bauteil zu verdichten. Obwohl Kalibrieren das gängigste Sekundärverfahren zur Verbesserung der Maßhaltigkeit und Formtreue von Sinterbauteilen darstellt und auch das Nachpressen zur Dichtesteigerung häufige Anwendung findet, ist kaum Literatur zu den beiden Verfahren verfügbar, und in der industriellen Praxis treten immer wiederkehrende Aufgabenstellungen auf, die einen hohen Entwicklungsaufwand bedingen. Zudem werden bereits heute fallweise die Prozessgrenzen, die durch Presskräfte und Werkzeugbelastung gegeben sind, erreicht. Eine häufige Fragestellung in Kalibrierprozessen, die sowohl der Verbesserung der Maßhaltigkeit und Formtreue, als auch dem Steigern der Dichte dienen, ist jene nach dem auftretenden Werkstofffluss, der für Dichteverteilung, Formfüllung und Presskraftbedarf relevant ist. Um diesen zu verstehen, werden ausgewählte Kalibrieroperationen und typische Werkstoffflüsse detailliert betrachtet. Aufgrund des erkannten Verhaltens des Sinterwerkstoffes gelingt es erstmalig, Konstruktionsrichtlinien für die Vorformgestaltung zu erstellen. Diese zeigen Möglichkeiten die auftretende Presskraft und Werkzeugbelastung zu verringern und Wege zur Aufmassverteilung, um einen gezielten Dichteanstieg herbeizuführen. Dadurch wird ein Beitrag geleistet, den Kalibrierprozess weiter auszuschöpfen. Als besonders kritisch für die Werkzeuge wird der hohe hydrostatische Spannungsanteil, der mit einer vollständigen Formfüllung einhergeht, identifiziert. Um diesen zu verringern und das Bauteilspektrum in zukünftigen Anwendungen zu erhöhen, wird der Ansatz des Kalibrierens mit unabhängig voneinander bewegten Oberstempeln für weitere Forschungen vorgeschlagen.

Den Forderungen höherer Festigkeit und komplexerer Geometrien wird mit der Halbwarmumformung von Sinterbauteilen begegnet. Die Halbwarmumformung, die eine Möglichkeit zur Modifikation bestehender Prozesse darstellt, wird zweckmäßig an der am häufigsten angewandten Sekundäroperation, dem Kalibrierprozess, in praktischen Versuchen entwickelt. Gleichzeitig erfährt der Kalibrierprozess damit eine neuartige Ausführung. Für den untersuchten Probenwerkstoff ist oberhalb der Blausprödigkeit mit zunehmender Temperatur eine Abnahme an Fließspannung und eine geringere Verfestigung feststellbar. Daher werden mittels Halbwarm-Kalibrieren bei gleicher Presskraft deutlich höhere Fertigteildichten als im kalten Prozess erzielt bzw. sind gleiche Dichten mit deutlich geringeren Presskräften erzielbar. Die Grenztemperatur, ab der halbwarm Vorteile gegenüber der Kaltumformung erzielt werden, ist vom Umformgrad abhängig und nimmt mit zunehmendem Umformgrad ab. Eine Besonderheit des Halbwarm-Kalibrierens stellt der neuartige Ansatz des Umformens einer gradiert erwärmten Vorform dar. Durch Ausnützen der Temperaturabhängigkeit der Fließspannung gelingt es in einem Umformschritt, der kalt zu einem Dichteanstieg über das ganze Bauteil führt, halbwarm eine Oberflächenverdichtung

zu erzielen. Mit dieser neuen Methode werden die Prozessgrenzen des Kalibrierens, aber vermutlich auch anderer Sekundäroperationen, durch den Parameter der Temperatur erweitert. Als ein weiterer Vorteil der halbwarmen Prozessführung wird die erhöhte Umformbarkeit des Werkstoffes erkannt. Diese wird genutzt, um halbwarm ein Bauteil zu fertigen, das so kalt nicht herstellbar ist. Somit kann die Forderung nach komplexeren Geometrien zukünftig mit der HWU erfüllt werden. Eine Besonderheit im halbwarmen Prozess stellt das Ausbleiben des Schmiedeeffektes, damit wird eine verbleibende Randporosität in sintergeschmiedeten Bauteilen bezeichnet, die durch den Kontakt der Bauteiloberfläche mit den wesentlich kühleren Werkzeugen generiert wird, dar. Somit ist es vorteilhaft möglich, die Umformung an gegenüber dem Bauteil kühleren Werkzeugen durchzuführen. Da der Ansatz der HWU von Sinterbauteilen ein neuer zu sein scheint, sind ausreichend Aufgaben für weitere Untersuchungen gegeben, um die HWU letztlich in unterschiedlichen Verfahren industriell nutzen zu können.

Obwohl in den einzelnen Aufgabenstellungen versucht wird zu verstehen, wie einzelne Größen wirken, werfen die neuen Erkenntnisse auch neue Fragen auf, die Thema weiterer Untersuchungen und Zusammenarbeit mit anderen Disziplinen sein können. Insbesondere die Weiterentwicklung der HWU wird zukünftig ein interdisziplinäres Arbeiten erfordern, um einerseits die geforderten Bauteileigenschaften zu gewährleisten und andererseits die Prozessdurchführung zu ermöglichen.

Abkürzungsverzeichnis

PM	Pulvermetallurgie
HWU	Halbwarmumformung
ρ_{theo}	theoretische Dichte [g/cm ³]
ρ_{abs}	absolute Dichte des gesinterten Bauteils [g/cm ³]
ρ_{rel}	relative Dichte [1]
f	Porosität [1]
FE	Finite Elemente
W7	firmeninterne Bezeichnung Mibas für Sinterstahl mit 0,3 % C und 0,85 % Mo
Miba	Miba Sinter Austria GmbH, Doktor-Mitterbauer-Straße 1, A-4655 Vorchdorf
φ	Umformgrad [1]
φ_{pkt}	Umformgeschwindigkeit [s ⁻¹]
d	Durchmesser eines Querschnittes [mm]
d_{end}	Enddurchmesser, Durchmesser des Fertigteils [mm]
P	Punkt am Rand der Vorform
P'	Punkt am Rand des Fertigteils, vor der Umformung ident mit P
h_i	Höhe eines Querschnittes, der durch den Index i gekennzeichnet wird [mm]
A_r	radiales Aufmaß [mm]
h_{Roh}	Höhe des Rohteils [mm]
h_{end}	Höhe des Fertigteils [mm]
μ	Reibwert [1]
LUT	Lehrstuhl für Umformtechnik an der Montanuniversität Leoben
α	Öffnungswinkel (Fließpresswerkzeuge), Schrägungswinkel (Zähne) [Grad]
R	kennzeichnender Radius (Einlaufradius) des Radienwerkzeuges [mm]
α_{TK}	Einlaftangentenwinkel des Konuswerkzeuges [Grad]
α_{TR}	Einlaftangentenwinkel des Radienwerkzeuges [Grad]
F_u	Umformkraft [N]
$F_{Stempel}$	Für den Pressvorgang benötigte Stempelkraft [kN]
$k(\alpha)$	Anstieg der Presskraft mit dem Aufmaß für einen bestimmten Winkel [kN/ μ m]
k_{spez}	spezifische Steigung, Stempelkraftzuwachs mit α , A_1 und l_{Profil} [kN/(μ m \cdot mm)]
l_{Profil}	Profillänge des Fertigteils [mm]
F_{A1}	Stempelkraft für das erste Aufmaß [N]
F_{A2}	Stempelkraft für das zweite Aufmaß [N]
A_1	erstes Aufmaß [mm]
A_2	zweites Aufmaß [mm]
F_{ges}	gesuchte Stempelkraft [N]

$x_{\rho 0}$	Abszissenwert des bekannten Dichteprofils [mm]
A_0	Aufmaß des bekannten Dichteprofils [mm]
$x_{\rho 1}$	Abszissenwert des gesuchten Dichteprofils [mm]
A_1	Aufmaß des gesuchten Dichteprofils [mm]
A	untere Asymptote [1]
C	obere Asymptote (Abstand der oberen zur unteren Asymptote) [1]
M	Zeit des maximalen Wachstums [1]
B	Wachstumsrate [1]
T	Lage des maximalen Wachstums bezüglich der Asymptoten
$\Delta\rho_{Asy.}$	Differenz von oberer und unterer Asymptote [g/cm ³]
ρ_0	Anfangsdichte der homogenen Probe [g/cm ³]
M_0	Ordinatenwert des Wendepunktes des bekannten Profils [1]
M_1	Ordinatenwert des Wendepunktes des gesuchten Profils [1]
T_{WP1}	T -Wert des Wendepunktes des gesuchten Profils [1]
T_{WP2}	T -Wert des Wendepunktes des bekannten Profils [1]
$\Delta\rho_{WP}$	Dichtedifferenz zwischen Wendepunkt und unterer Asymptote [g/cm ³]
$T_{\%}$	prozentueller Abstand zwischen Wendepunkt und unterer Asymptote [1]
$B_{A=100\mu m}$	B-Wert für ein radiales Aufmaß von 100 μm
$B_{\alpha=30^\circ}$	B-Wert für einen Öffnungswinkel von 30°
ρ	Reibwinkel [Grad]
$V_{Vorform}$	Volumen der unverformten Vorform [cm ³]
V_{end}	Volumen der Soll-Bauteilgeometrie am Ende des Kalibrierens [cm ³]
Sk6204	firmeninterne Bezeichnung Mibas für Sinterstahl mit 0,2 % C und 0,85 % Mo
J	Querkontraktionszahl [1]
E	E-Modul [N/mm ²]
$V_{end, Wellen.}$	Volumen des Wellenrings am Fertigteil [cm ³]
$V_{end, Zahnr.}$	Volumen des Zahnringes am Fertigteil [cm ³]
$V_{Aufmaß}$	Volumen des in die Vorform eingebrachten Aufmaßes [cm ³]
$h_{Zahn,i}$	Höhe des Zahnes [mm] nach einem Stempelhub von i Millimetern
$\rho_{Zahn,i}$	Dichte des Zahnes [mm] nach einem Stempelhub von i Millimetern
si	Inneres Spaltmaß zwischen Vorform und Werkzeug [mm]
sa	Äußeres Spaltmaß zwischen Vorform und Werkzeug [mm]

Literaturverzeichnis

- [Abd95] Abdel-Rahman M., M. N. El-Sheikh: Workability in forging of powder metallurgy compacts, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 54 (1995), 97 – 102
- [Abr98] Abramov V. O., O. V. Abramov, F. Sommer, O. M. Gradov, O. M. Smirnov: Surface hardening of metals by ultrasonically accelerated small metal balls, *Ultrasonics*, Vol. 36 (1998), 1013 – 1019
- [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>
- [Aza06] Azadbeh M., C. Gierl, H. Danninger: Elastic properties of Cr-Mo alloyed sintered steels: A comparison of dynamic and static Young's moduli, *Powder Metallurgy Progress*, Vol. 6 (2006), Issue 1, 1 – 10
- [Bay08] Bayer E., M. Niegl, H. Polanetzki, P. Thümmeler, M. Lahres, H. Maier, M. Stöer, H. Wieland: Device and method for surface peening, Intern. Patentanmeldung, Internat. Veröffentlichungsnummer: WO 20081104155 A1, Internat. Veröffentlichungsdatum: 04.09.2008
- [Bei99] Beiss P.: Oberflächenverdichten – Pulvermetallurgische Formgebung im Wandel, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1999, 83 – 106
- [Ben00] Bengtsson S., S. Dizdar, M. Svensson: Material aspects of selectively densified transmission gears, *Proceedings of 2000 Powder Metallurgy World Congress*, Kyoto, Japan, 2000, 967 – 970
- [Ben01] Bengtsson S., L. Fordén, S. Dizdar, P. Johansson: Surface densified PM transmission gear, *Proceedings of the International Conference on Powder Transmission Components, Advances in High Performance Powder Metallurgy Applications*, Michigan, 2001, 21 - 28
- [Ben04] Bengtsson S., D. Caudebec, F. Wattenberg, M. Asti, P. Zingale, G. Rau: Application requirements and material selection of surface densified PM gears for automotive gearboxes, *Proceedings of the Euro PM2004, Powder Metallurgy World Congress 2004*, Vienna, Austria, 2004, 401 – 406
- [Bro86] Broszeit E., H. Steindorf, G. Schlieper: Surface rolling of sintered materials, *Horizons of Powder Metallurgy, Part I*, Düsseldorf, 1986, 403 – 406
- [Buc07] Buchmayr, B.: Skriptum zur Vorlesung Umformtechnik für Werkstoffwissenschaftler, Lehrstuhl für Umformtechnik, Montanuniversität Leoben, 2007

- [Cap06] Capus J.: Surface-densified PM gears: new hope in new transmissions, Metal Powder Report, Vol. 61 (2006), Issue 5, 18 - 21
- [Cap08] Capus J.: PM gears: RWTH Aachen points a way forward, Metal Powder Report, Vol. 63 (2008), Issue 9, 12 – 15
- [Cap09] Capus J.: Co-operation helps on the tough road to PM transmission gears, Metal Powder Report, Vol. 64 (2009), Issue 2, 26 – 28
- [Cha07] Chakravarthy P., Uday Chakkingal, P. Venugopal: Influence of temperature on the forming limit diagrams of sintered PM preforms of steel, accepted manuscript, Materials Science and Engineering A, PII: S0921-5093(07)01557-2 DOI: doi:10.1016/j.msea.2007.08.023 Reference: MSA 23407
- [Cha96] Chardin H., F. Grillon, M. Jeandin, M. Frainais: Superficial densification of PM parts using ultrasonic shot-peening, International Journal of Powder Metallurgy, Vol. 32, Issue 2, 1996, 245 – 254
- [Che09] Cheppe P., V. Desfontaine, J.-M. Durchazeaubeneix: Shot, devices, and installations for ultrasonic peening, and parts treated thereby, Patent Application Publication, Pub. No.: US 200910288463 A1, Pub. Date: 2009-11-6
- [Chi07] Chiesa A. J.: Forging/Coining method, International Patent Application Publication, Pub. No.: WO 2007/081993 A2, Pub. Date: 2007-07-19
- [Chm77] Chmura W., R. S. Slusarski, C. B. Burk: Method for the controlled mechanical working of sintered porous powder metal shapes to effect surface and subsurface densification, United States Patent, Pub. No.: US4059879, Pub. Date: 1977-11-29
- [Col68] Cole A. B.: Improvements in or relating to the production of gear wheels, Patent Specification, Great Britain, Pat.-No.: 1,125,952, Pub. Date: 1986-09-05
- [Dal05] J. R. Dahl: Powder forged or C-70 steel? Now the MPIF strikes back, Metal Powder Report, Vol. 60 (2005), Issue 2, 14 – 17
- [Dan94] Danninger H., D. Spoljaric, G. Jangg: Characterization of pressed and sintered ferrous materials by quantitative fractography, Praktische Metallographie/Practical Metallography, Vol. 31 (1994), Issue 2, 56 – 69
- [Dan96] Danninger H.: Pulvermetallurgie – Beispiele für den Produkteinsatz, Schriftenreihe des Wirtschaftsförderungsinstituts Nr. 276, 1996, 16 – 21
- [Def06a] Deform2D™ Version 9.0 – Users's Manual, Columbus, Ohio, 2006
- [Def06b] Deform3D™ Version 6.0 – Users's Manual, Columbus, Ohio, 2006
- [Doe86] Doege E.; H. Meyer-Nolkemper, I. Saeed: Fließkurvenatlas metallischer Werkstoffe, Hanser-Verlag, München, 1986

- [Exn92] Exner H. E., H. Danninger: Powder metallurgy of steel, in: Gmelin Handbook of Inorganic Chemistry, Metallurgy of Iron, fourth totally revised edition, Vol. 10a, Practice of Steelmaking 4, Hrsg. H. Hiebler, begr. L. Gmelin, Springer Verlag, 1992
- [Fer99] Ferguson H., S. K. Smith: Precision cold forging of a PM preform to produce a high density spur gear, SAE Technical Papers, Society of Automotive Engineers Inc., 1999, 23 – 28
- [Fis81] Fischmeister H. F., E. Arzt: Eine Theorie zur Verdichtung duktiler Metallpulver, Tagungsband, VII Internationale Pulvermetallurgische Tagung in der Deutschen Demokratischen Republik, Dresden, 1981, 105 – 117
- [Fis83] Fischmeister H. F., E. Arzt: Densification of powders by particle deformation, Powder Metallurgy, Vol. 26 (1983), Issue 2, 82 – 88
- [For05] Fordén L., S. Bengtsson, M. Bergström: Comparison of high performance PM gears manufactured by conventional and warm compaction and surface densification, Powder Metallurgy, Vol. 48 (2005), Issue 1, 10 – 12
- [Fuh95] Fuhrman W. J.: Method of making roll-finished gears, United States Patent, Patent No.: US 5230234, Date of Patent: 1993-07-27
- [Geb07] Gebhardt A.: Skript zur Vorlesung Werkstoffkunde III, Kapitel 3, Fachhochschule Aachen, online im Internet, http://www.fh-aachen.de/index.php?id=3509&no_cache=1&file=739&uid=8106, Abfrage: 07.01.2007, 10:20 Uhr MEZ
- [Gei10] Geiman T. E.: Method of forming composite powder metal gear, United States Patent Application Publication, Pub. No.: US 2010/0322812 A1, Pub. Date: 2010-12-23
- [Gei93] Geiger R.: Umformen mit hohen hydrostatischen Drücken, hydrostatisches Strang- und Fließpressen, in: Umformtechnik – Handbuch für Industrie und Wissenschaft, Band 4: Sonderverfahren, Prozeßsimulation, Werkzeugtechnik, Produktion, Zweite, völlig neubearbeitete und erweiterte Auflage, Hrsg.: K. Lange, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 1993
- [Gro05] Groche P.: Technologie der Fertigungsverfahren I – Wintersemester 2005 / 2006, Skriptum, Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen, Technische Universität Darmstadt, online im Internet, <http://www.limb-online.de>, Abfrage 10.09.07; 14:12 Uhr [MEZ]
- [Hat06a] Hatzenbichler T., M. Brunbauer, R. Köppl, F. Planitzer: Abschlussbericht zum MCL-Projekt M8 – Simulation des Nachverdichtens pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder, Materials Center Leoben Forschung GmbH, 2006

- [Hat06b] Hatzenbichler T., F. Planitzer, B. Buchmayr, R. Köppl, W. Ecker: Determination of material parameters for porous materials, Proceedings of the 9th Esaform Conference on Material Forming, Glasgow, 2006, 155 – 158
- [Hat07] Hatzenbichler T., 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
- [Hat10] Hatzenbichler T., B. Buchmayr, O. Harrer, F. Planitzer: Effect of different contact formulations used in commercial FEM software packages on the results of hot forging simulations, La Metallurgia Italiana, no 11-12/2010, 2010, 11 – 15
- [Hat11] Hatzenbichler T.: Projektstatus Februar 2008, Vortragsfolien, interne Besprechung, in: Neue Verfahren zum Oberflächenverdichten von hoch belasteten Bauteilen aus P/M-Werkstoffen, Abschlussbericht zum MCL-Projekt A3.5, Hrsg.: T. Hatzenbichler, C. Planitzer, F. Planitzer, Materials Center Leoben Forschung GmbH, Leoben, 2011
- [Her82] Hertz H.: Über die Berührung fester elastischer Körper, Journal für die reine und angewandte Mathematik, Ausgabe 92, 1882, 156 – 171
- [Hop91] Hoppe M., R. Kopp: Eigenspannungen in gezogenen und gerichteten Stäben und Drähten, Draht, Jg. 42 (1991) Nr. 12, 885 – 892 u. 894
- [Hup84] Huppmann W.: Mit wenigstens einer Verzahnung versehener Sintermetallkörper, Patentschrift, Bundesrepublik Deutschland, Pat.-Nr.: DE 3325037 C1, Veröffentlichungstag der Patenterteilung: 12.07.84
- [Hup87] Huppmann W.: Sintered metal body with at least one toothing, United States Patent, Pat. No. 4,708,912, Pat. Date: 1987-11-24
- [Jan04] Jandeska W., G. Hoffmann, R. Slattery, F. Hanejko, A. Rawlings, T. Murphy: Toughening PM gear parts for arduous roles, Metal Powder Report, Vol. 59 (2004), Issue 9, 48 – 58
- [Joh06] Johnson P.K.: Powder Metallurgy Grows Despite Challenges, ADVANCED MATERIALS & PROCESSES, Vol. 164 (2006), Issue 1, 52 – 54
- [Joh10] Johansson S. C., K. Frisk, A. Gustafson, L. Malmber, S. Bengtsson, L. Nyborg: Surface modification of PM gearlever, World PM2010 CD Proceedings, PM2010 POWDER METALLURGY World Congress & Exhibition, Florence, Italy, 2010
- [Jon96] Jones P., K. Buckley-Golder: Method of producing bearings, United States Patent, Pat. No. 5,540,883, Pat. Date: 1996-07-30

-
- [Jon97] Jones P., K. Buckley-Golder, R. Lawcock, R. Shivanath: Densification Strategies for high endurance PM components, International Journal of Powder Metallurgy, Vol. 33 (1997), Issue 3, 37 – 44
- [Jon98] Jones P., R. Lawcock: Hi-density forming process, United States Patent, Pat. No. 5,754,973, Pat. Date: 1998-05-19
- [Jon00] Jones P., R. Lawcock: High density forming process with powder blends, United States Patent, Pat. No. 6,143,240, Pat. Date: 2000-11-07
- [Jon01] Jones P., R. Lawcock: High density forming process with ferro alloy and prealloy, United States Patent, Pat. No. 6,193,927, Pat. Date: 2001-02-27
- [Kar11] v. Kármán Th.: Festigkeitsversuche unter allseitigem Druck. Zeitschrift des Vereins deutscher Ingenieure, Springer-VDI-Verlag, Düsseldorf, VDI-Z, Jg. 55 (1911) H. 2, 1749 – 1757
- [Kau09a] Kauffmann P., C. Gorgels, F. Klocke: Rollability of case-hardening PM steels, Advances in Powder Metallurgy & Particulate Materials 2009, Proceedings, Conference on Powder Metallurgy and Particulate Materials, PowderMet 2009, Las Vegas, 2009, Kapitel 6, 59 – 66
- [Kau09b] Kauffmann P., C. Gorgels, F. Klocke: Gear-rolling study, Advances in Powder Metallurgy & Particulate Materials 2009, Proceedings, Conference on Powder Metallurgy and Particulate Materials, PowderMet 2009, Las Vegas, 2009, Kapitel 6, 47 – 58
- [Klo06] Klocke F., W. König: Fertigungsverfahren 4 – Umformen, 5., neu bearbeitete Auflage, VDI-Buch, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2006
- [Klo07] Klocke F.: Unterlagen zur Vorlesung Fertigungstechnik II – Pulvermetallurgie, Vorlesungsfolien, Laboratorium für Werkzeugmaschinen und Betriebslehre, Lehrstuhl für Technologie der Fertigungsverfahren, online im Internet, http://www.wzl.rwth-aachen.de/de/629c52491e476b86c1256f580026aef2/ftii_v2.pdf30, Abfrage 10.01.2007, 17:41 Uhr [MEZ]
- [Klo10] Klocke F., C. Gorgels, E. Gräser, P. Kauffmann, T. Zundel, G. Kotthoff, F. Wattenberg: PM gear testing, World PM2010 Proceedings, E. World Powder Metallurgy Congress & Exhibition, Vol. 3, Florence, Italy, 2010, 317 – 326
- [Kob78] Kobayashi M., A. Kamada, R. Iwamura, T. Hayasaka: Effect of small cold-reductions on mechanical properties of sintered steels, Powder Metallurgy Vol. 21 (1978), Issue 3, 143 – 148
- [Kob89] Kobayashi S., 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] König W., G. Röber, R. Strehl: Pulverschmieden von Zahnrädern in Schichtverbundtechnik, Umformtechnik, Jg. 26 (1992), Nr. 6, 426 – 430
- [Kön85] König W., K. Steffens, H.-W. Hofmann: Zahnräder durch Fließpressen fertigen, Industrieanzeiger Nr. 26, 107. Jg. (1985), Nr. 26, 14 – 16
- [Kot03] Kotthoff G.: Neue Verfahren zur Tragfähigkeitssteigerung von gesinterten Zahnrädern, Dissertation, Fakultät für Maschinenwesen, RWTH Aachen, 2003
- [Kro66] Kroneis M., E. Krainer: Über die Warmformgebung von Stählen im Temperaturbereich des Ac1-Punktes, Berg- und Hüttenmännische Monatshefte, Jg. 111 (1966), Nr. 11, 523 – 534
- [Kru07] Kruzhanov V., V. Arnhold, G. Kotthoff: Verfahren und Vorrichtung zum Masswalzen, Internat. Patentanmeldung, Internat. Veröffentlichungsnummer: WO 20071144120 A2, Internat. Veröffentlichungsdatum: 21.12.2007
- [Kuh71a] Kuhn H. A., M. M. Hagerty, H. L. Gaigher, A. Lawley: Deformation characteristics of iron-powder compacts, in: Modern Developments in Powder Metallurgy, Vol. 4: Processes, New York Plenum Press, 1971, 463 – 473
- [Kuh71b] Kuhn H. A., C. L. Downey: Deformation characteristics and plasticity theory of sintered powder materials, International Journal of Powder Metallurgy, Vol. 7 (1971), Issue 1, 15 – 25
- [Kuh74] Kuhn H. A.: Process and apparatus for densifying powder metal compact to form a gear havng a hub portion, and preferred powder metal compact shape for use therewith, United States Patent, Pat. No. 3,842,646, Pat. Date: 1974-10-22
- [Kuh90] Kuhn H. A., B. Lynn: Powder forging, MPIF – Metal Powder Industries Federation, Princeton, 1990
- [Lie08] Liewald M., S. Rudolf, A. Felde: Fließpressen mit Druckspannungsüberlagerung, wt Werkstattstechnik online, Jg. 98 (2008), Nr. 10, 876 – 879
- [Lor95] Lorenz B.: Ein Beitrag zur Theorie der Umformung pulvermetallurgischer Ausgangsformen, Habilitationsschrift, TU Bergakademie Freiberg, 1995
- [Mad00] Madigan M. T., J. M. Martinko, J. Parker: Mikrobiologie, begr. D. Brock, Spektrum Akademischer Verlag GmbH Heidelberg Berlin, Berlin, 2000, 153 - 157
- [Man84] Manolache V., B. Scheib, L. Albano-Müller, W. Huppmann: Verfahren zur pulvermetallurgischen Herstellung eines Verbundformteils, (Patent-) Offenlegungsschrift, Patentnummer: DE 3305879 A1, Offenlegungstag: 30.8.84
- [Mat93] Matzer F.: Skriptum zur Vorlesung Pulvermetallurgie, Lehrstuhl für Metallkunde und metallische Werkstoffe, Montanuniversität Leoben, 1993

- [Mib09] Verdichtungswerkzeug, Österreichische Patentanmeldung, Patentnummer: AT 505 947 A1 2009-05-15, Veröffentlichungsdatum: 15.05.2009, Patentinhaber: Miba Sinter Austria GmbH
- [Mic07] Micoulaut M., S. Mechkov, D. Retraint, P. Viot, M. François: Granular gases in mechanical engineering: on the origin of heterogeneous ultrasonic shot peening - granular gases in mechanical engineering, Granular Matter, Vol. 9 (2007), Numbers 1 – 2, 25 – 33
- [Mit08] Mitterer C.: Skriptum zur Vorlesung Pulvermetallurgie, Lehrstuhl für Metallkunde und metallische Werkstoffe, Montanuniversität Leoben, 2008
- [Nak72] Nakagawa T., 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
- [Neu03] Neugebauer R., H. Hartwig, M. Geiger, S. Bitter: Halbwarmumformung von Stahl: Prozessgrundlagen, SCHMIEDE-JOURNAL, September 2003, 12 – 14, online im Internet: www.metallform.de/periodica/00000687.pdf, Abfrage: 09.03.2010, 12:12 Uhr [MEZ]
- [Ngu89] Nguyen Q.-T.: Entwicklung des Warmpressens zur Herstellung hochdichter und hochfester Sinterformteile, Dissertation, Institut für chemische Technologie anorganischer Stoffe, Technische Universität Wien, 1989
- [Nie09] Nies N., D. Peters: Expected changes in PM part compaction, Advances in Powder Metallurgy & Particulate Materials 2009, Proceedings, Conference on Powder Metallurgy and Particulate Materials, PowderMet 2009, Las Vegas, Kapitel 3, 26 – 41
- [Oh93] Oh S.-G., Y.-T. Im: An experimental study on densification of sintered iron PM cylindrical billets in forward extrusion, Journal of Materials Processing Technology, Jg. 37 (1993), 499 – 511
- [Par00] Parteder E.: Ein Modell zur Simulation von Umformprozessen pulvermetallurgisch hergestellter hochschmelzender Metalle, Dissertation, Fakultät für Bergbau, Hüttenwesen und Geowissenschaften, RWTH Aachen, 2000
- [Pla07] Planitzer F.: Alternative Verfahren zum Nachverdichten von Zahnrädern aus PM – Werkstoffen, Diplomarbeit, Lehrstuhl für Umformtechnik, Montanuniversität Leoben, 2007
- [Pla11a] Planitzer C.: Validierung einer Simulationsstudie zum PM-Fließpressen, Projektarbeit, Lehrstuhl für Umformtechnik, Montanuniversität Leoben, 2011
- [Pla11b] Planitzer F., Hatzenbichler T., C. Planitzer, W. Schiller: Projektstatus Juni 2010, Vortragsfolien, interne Besprechung, in: Neue Verfahren zum

- Oberflächenverdichten von hoch belasteten Bauteilen aus P/M-Werkstoffen, Abschlussbericht zum MCL-Projekt A3.5, Hrsg.: T. Hatzenbichler, C. Planitzer, F. Planitzer, Materials Center Leoben Forschung GmbH, Leoben, 2011
- [Pöh08] Pöhlandt K.: Werkstoffe, in: Lange, K. (Hrsg.): Fließpressen, Wirtschaftliche Fertigung metallischer Präzisionswerkstücke, VDI-Buch, Springer, Berlin 2008
- [Röb91] Röber G.: Pulverschmieden von Zahnrädern in Schichtverbundtechnik – Beanspruchungsgerechte Herstellung und Bauteilverhalten, Dissertation, Fakultät für Maschinenwesen, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 1991
- [Sal05] Salak A., M. Selecká: Surface densification of PM steel parts by new cold stepwise extrusion method, Powder Metallurgy Progress, Vol. 5 (2005), Issue 1, 3 – 19
- [Sal90] Salak A.: Manufacturing races of rolling bearings by forging powder steels, Hutnicke Listy, Vol. 45 (1990), 418 – 426
- [San99] Sandner C.: Method and Device for producing a toothed wheel, Intern. Patentanmeldung, Internat. Veröffentlichungsnummer WO 99/22890, Internat. Veröffentlichungsdatum: 14.05.1999
- [San02a] Sandner C., R. Ratzl, B. Lorenz, T. Tobie: Sintered gears – achievable loadcarrying capacities by conventional and new production methods, VDI-Berichte Nr. 1665, Bd. I, VDI-Verlag, Düsseldorf, 2002, 295 – 310
- [San02b] Sandner C.: Method and device for producing a toothed wheel, Internat. Patentanmeldung, Internat. Veröffentlichungsnummer: WO 02/43897, Internat. Veröffentlichungsdatum: 06.06.2002
- [San04] Sandner C., J. Dickinger, H. Rößler, P. Orth: Advanced applications for sintered gears, Proceedings of the Euro PM2004, Powder Metallurgy World Congress 2004, Vienna, 2004, 657 – 662
- [San07] Sandner C.: Verfahren zum Herstellen eines Zahnrades, Internat. Patentanmeldung, Internat. Veröffentlichungsnummer: WO 20071128013 A1, Internat. Veröffentlichungsdatum 15.11.2007
- [San08] Sandner C.: Potentiale der Pulvermetallurgie bei der Zahnräderherstellung, Vortragsfolien, EPMA special PM end user Seminar – PM The Enabling Technology, Mannheim, 30.09.2008
- [Sam75] Samanta S. K.: Apparatus and method for cold extrusion of gears, United States Patent, Pat. No.: US 3,910,091; Date of Patent: 1975-10-07
- [Sar99] Saritas S., C. Dogan, R. Varol: Improvement of fatigue properties of PM steels by shot peening, Powder Metallurgy, Vol. 42 (1999), Issue 2, 126 – 130

- [Sch07a] Schatt W., K. P. Wieters, B. Kieback: Pulvermetallurgie, Technologien und Werkstoffe, 2. Auflage, Kapitel 1, Springer, Berlin, New York, 2007
- [Sch07b] Schatt W., K. P. Wieters, B. Kieback: Pulvermetallurgie, Technologien und Werkstoffe, 2. Auflage, Kapitel 8, Springer, Berlin, New York, 2007
- [Sch07c] Schikorr W.: Fertigungstechnik, Skriptum zur Vorlesung Fertigungstechnik I, Fachhochschule Stralsund, online im Internet, http://www.fh-stralsund.de/dokumentenverwaltung/dokumanagement/psfile/file/4/7_Abtra gen411348e400ef5.pdf, Abfrage: 07.02.2007, 16:16 Uhr MEZ
- [Sch07d] Schatt W., K. P. Wieters, B. Kieback: Pulvermetallurgie, Technologien und Werkstoffe, 2. Auflage, Kapitel 2, Springer, Berlin, New York, 2007
- [Sch07e] Schatt W., K. P. Wieters, B. Kieback: Pulvermetallurgie, Technologien und Werkstoffe, 2. Auflage, Kapitel 6, Springer, Berlin, New York, 2007
- [Sch07f] Schatt, W.; Wieters, K. P.; Kieback, B.: Pulvermetallurgie, Technologien und Werkstoffe, 2. Auflage, Kapitel 5, Springer, Berlin, New York, 2007
- [Sch08a] Schmid H., W. Siessl, K. Dickinger: Verfahren zur Herstellung eines einstückigen, metallischen Mehrfachrades, Vorform zur Herstellung desselben und Mehrfachrad, Internat. Patentveröffentlichung, Internat. Veröffentlichungsnummer: WO 20081049145 A1, Internat. Veröffentlichungsdatum: 02.05.2008
- [Sch08b] Schögl F., H. Schmid, C. Kronberger, D. Gebhart, J. Koller: Vorrichtung und Verfahren zum Kalibrieren eines Sinterformteils, Internat. Patentveröffentlichung, Intern. Veröffentlichungsnummer: WO 20081122062 A2, Intern. Veröffentlichungsdatum: 16.10.2008
- [Sch10] Schiller W.: Neue Konzepte zum Kalibrieren von Sinterbauteilen, Diplomarbeit, Lehrstuhl für Umformtechnik, Montanuniversität Leoben, 2010
- [Sch78] Schacher H.-D.: Kaltmassivumformen von Sintermetall, Dissertation, Institut für Umformtechnik, Universität Stuttgart, 1978
- [Sch87] Schlichtherle H.: Heißverdichten von hochfesten präzisen pulvermetallurgischen Stahlteilen, Dissertation, Fakultät für Maschinenbau, technische Universität Graz, 1987
- [Sch93] Schaub W., M. Stilz in: Umformtechnik – Handbuch für Industrie und Wissenschaft, Band 4: Sonderverfahren, Prozeßsimulation, Werkzeugtechnik, Produktion, Zweite, völlig neubearbeitete und erweiterte Auflage, Hrsg. K. Lange, Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, Berlin, 1993
- [Shi98] Shivanath R., P. Jones: Gears, United States Patent, Pat. No. 5,729, 822 Pat. Date: 1998-05-17

- [Shu95] Shugay K.: Local densification of powder structural parts, Proceedings, Euro PM 1995, 1995, 106 – 110
- [Ska50] Skaupy F.: Metallkeramik, 4. Auflage, Verlag Chemie, Weinheim, 1950
- [Sko02] Skoglund P., M. Kejzerman, I. Hauer: HVC punches PM to new mass production limits, Metal Powder Report, Vol. 57 (2002), Issue 9, 26 – 31
- [Son84] Sonsino C. M., G. Schlieper, W. J. Huppmann: How to improve the fatigue properties of sintered steels by combined mechanical and thermal surface treatments, Modern Developments in Powder Metallurgy, Vol. 17 (1985), Metal Powder Industries Federation MPIF, Princeton/N.J., 33 – 48
- [Son87] Sonsino C. M., M. Koch: Influence of shot peening on the fatigue of sintered steels under constant and variable amplitude loading, Proceeding, Third International Conference on Shot Peening, Oberursel, DGM-Informationsgesellschaft, 1987, 595 – 602
- [Son90] Sonsino C. M., J. Tengzelius, G. Schlieper: Influence of as-sintered material strength on the improvement of fatigue behaviour by surface rolling, PM into the 1990's - International Conference on Powder Metallurgy, Proceedings, PM 90, London, 1990, Vol. 1, 497 – 508
- [Sta86] Stavropoulos G.: Method of making extrusion die for extruding gears, Pat. No.: US 4580467, Date of Patent: 1986-04-08
- [Tak10] Takemasu T., T. Koide, Y. Takeda, S. Dizdar, T. Shinbutsu: Analysis and durability test of surface rolled 1P1S 1.5Cr-0.2Mo very high density gear, World PM2010 CD Proceedings, PM2010 POWDER METALLURGY World Congress & Exhibition, Florence, 2010
- [Tak82] Takeya Y., T. Hayasaka, M. Suzuki: Surface rolling of sintered gears, Metal Powder Report, Vol. 37 (1982), Issue 8, 467 – 470
- [Thi04] Thieuleux J. Y.: 'Shotgun' method can improve PM steel fatigue life, Metal Powder Report, Vol. 59 (2004), Issue 7, 48 – 52
- [Tho86] Thomson P. F.: Densification of sintered metal compacts by cold deformation, Journal of Mechanical Working Technology, Vol. 13 (1986), 219 – 227
- [Tra04] Trasorras J. R. L., A. Arbor, S. Nigarura: Powder metal clutch races for oneway clutches and method of manufacture, Patent Application Publication, Pub. No.: US 2004062673, Pub. Date: 2004-04-01
- [Tra06] Trasorras J.R.L., A. Arbor, E.T. Riley: Method and apparatus for densifying powder metal gears, Patent Application Publication, Pub. No.: US 2006/0024189 A1, Pub. Date: 2006-02-02, 2006 1 – 7
- [Tra09] Trasorras J. R. L., G. Rau, C. Dennert, P. Delarbre, D. Castro, S. Nigarura: Sintered components for transmission synchronizers, Advances in Powder

- Metallurgy & Particulate Materials 2009, Proceedings, Conference on Powder Metallurgy and Particulate Materials, PowderMet 2009, Las Vegas, 2009, Kapitel 12, 1 – 25
- [Ven87] Venugopal P., S. Venkatraman, R. Vasudevan, K. A. Padmanabhan: Force and energy during the cold choker extrusion of sintered iron preforms, Journal of Mechanical Working Technology, Vol. 15 (1987), Issue 3, 357 – 374
- [Vos87] Vossen K.: Pulverschmieden von gerad- und schrägverzahnten Zylinderrädern, Dissertation, Fakultät für Maschinenwesen, RWTH Aachen, 1987
- [Wal07] Wallner S.: Finite Elemente Simulation des Kalibrierprozesses für pulvermetallurgisch hergestellte Bauteile, Diplomarbeit, Lehrstuhl für Umformtechnik, Montanuniversität Leoben, 2007
- [Woo00] Woolf R. M., R. Parameswaran: Method of densifying powder metal preforms, Publication No.: US 6017489, Publication date: 2000-01-25
- [Woo01] Woolf R. M., E. Riley: Method and apparatus for densifying powder metal preforms, Patent No.: US 6168754, Date of Patent: 2001-01-02
- [Woo05] Woolf R. M.: Method of producing surface densified metal articles, Patent No.: US 6899846, Date of Patent: 2005-05-31
- [Xin04] Xing Y. M., J. Lub: An experimental study of residual stress induced by ultrasonic shot peening, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 152 (2004), Issue 1, 2004, 56 - 61
- [Yaz08] Yazici B. A., X. Kraft, M. Riedel: Finite element modelling of PM surface densification process, Powder Metallurgy, Vol. 51 (2008), Issue 3, 211 – 216
- [Zap79a] Zapf G.: Das Sinterformteil – Herstellung, Eigenschaften – und sein Einsatz zur Einsparung von Rohstoffen und Energie in der verarbeitenden Industrie, Teil 1/2, Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, Jg. 10 (1979), Nr. 5, 171 – 184
- [Zap79b] Zapf G.: Das Sinterformteil – Herstellung, Eigenschaften – und sein Einsatz zur Einsparung von Rohstoffen und Energie in der verarbeitenden Industrie, Teil 2/2, Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, Jg. 10 (1979), Nr. 6, 213 – 220
- [Zap81] Zapf G. : Pulvermetallurgie, in: Handbuch der Fertigungstechnik, Bd. 1. Urfomen, Hrsg. G. Spur, T. Stöferle, Carl Hanser Verlag München Wien, 1981

Anhang

Konstruktionsrichtlinien Kaltkalibrieren

1. Axialer Materialfluss – Dachschrägen

1.1 Ausgangssituation

Ziel der angeführten Konstruktionsrichtlinien ist die Hilfestellung bei der Formfindung von Vorformen, die zu einem Dichteanstieg in zuvor ausgewählten Regionen und ausreichender Formfüllung bei erträglichen Werkzeugbelastungen führen.

Die Konstruktionsrichtlinien zum axialen Materialfluss beziehen sich auf das in Abbildung 1.1 dargestellte System. In diesem wird die Vorform eines Zahnes durch ein in Achsrichtung des Zahnes bewegtes Werkzeug auf eine Zahnendhöhe von 4 mm verpresst. Die Werkzeuggeometrie wird als eine feste Größe angenommen und Verbesserungen werden nur durch Änderung der Vorform erreicht. Falls nicht ausdrücklich erwähnt, wird allen dargestellten Vorformvarianten das gleiche Anfangsvolumen mit einer Dichte von $6,9 \text{ g/cm}^3$ bzw. $\rho_{rel} = 0,878$ zu Grunde gelegt. Das Anfangsvolumen der Vorform ist um 10 % größer als das Volumen der theoretischen Endkontur (Gleichung (1.1)).

$$V_{Vorform} = V_{End} * 1,1 \text{ [cm}^3\text{]} \quad (1.1)$$

Am Zahn werden einzelne Regionen gemäß Abbildung 1.2 unterschieden. Hierzu wird der Zahn in zwei Hauptregionen unterteilt. Es sind dies der Zahnschaft und der Zahnkopf. Der Zahnschaft umfasst den zur Grundfläche prismatischen Abschnitt des Zahnes, der Zahnkopf den darüber liegenden Bereich. Aufgrund des dreieckförmigen Profils des Zahnkopfes wird nachfolgend von dreieckförmiger Aufmaßverteilung gesprochen. Am Zahnkopf werden zusätzlich die Regionen der Zahnspitze und die Dachschrägen unterschieden. Als Dachschrägen werden die ebenen Abschnitte am Zahnkopf bezeichnet. Diese weisen zueinander den Schrägungswinkel α auf. Für den Sonderfall eines radienförmigen Aufmaßes (Kuppe) wie in Abbildung 1.3b und c dargestellt, entfallen die Dachschrägen sinngemäß. Die Übergänge vom Zahnschaft zu den Dachschrägen des Zahnkopfes werden als Zahnschultern bezeichnet.

Zur Unterscheidung der einzelnen Vorformen werden diese mit einer Kurzform bezeichnet. Diese besteht aus einer Höhenangabe und einer Angabe des Schrägungswinkels der Vorform. Die Höhenangabe besteht aus dem Buchstaben „h“ gefolgt von einer Zahl, die die Soll-Endhöhe des Fertigteils in Millimeter bezeichnet. Die Angabe des Schrägungswinkels der Vorform erfolgt durch den Buchstaben „a“ gefolgt von einer Zahl, die den Schrägungswinkel in Grad bezeichnet. Höhen und Schrägungswinkelangabe werden durch

einen Unterstrich “_“getrennt. Als Beispiel für eine Vorformbezeichnung sei die Angabe „h4_a120“ angeführt, die eine Vorform bezeichnet, die auf eine Soll-Endhöhe von 4 mm gestaucht wird und einen Schrägungswinkel von 120° aufweist.

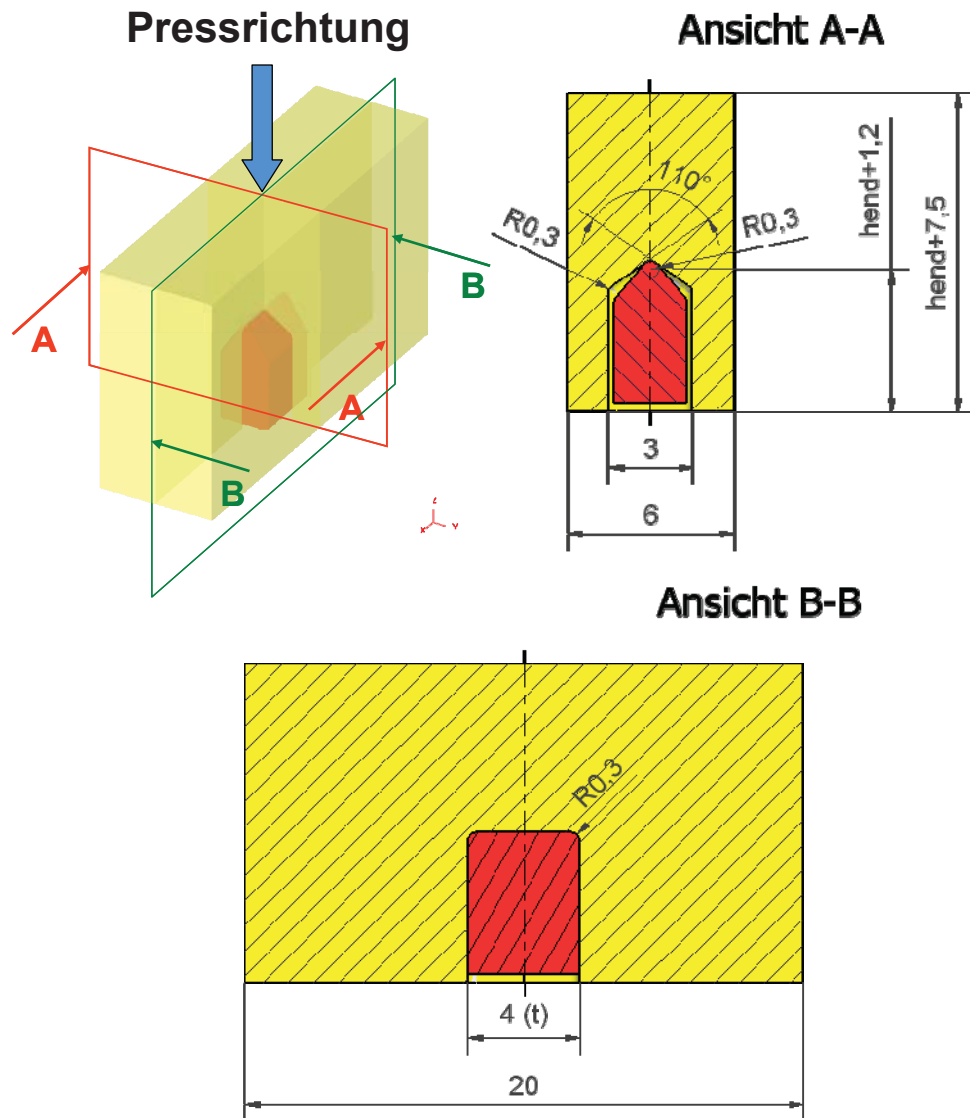


Abbildung 1.1: Modell des Verpressens einer beispielhaften Vorform (rot) mit einem axial bewegten Werkzeug (gelb) mit den Hauptabmessungen des Werkzeugs.

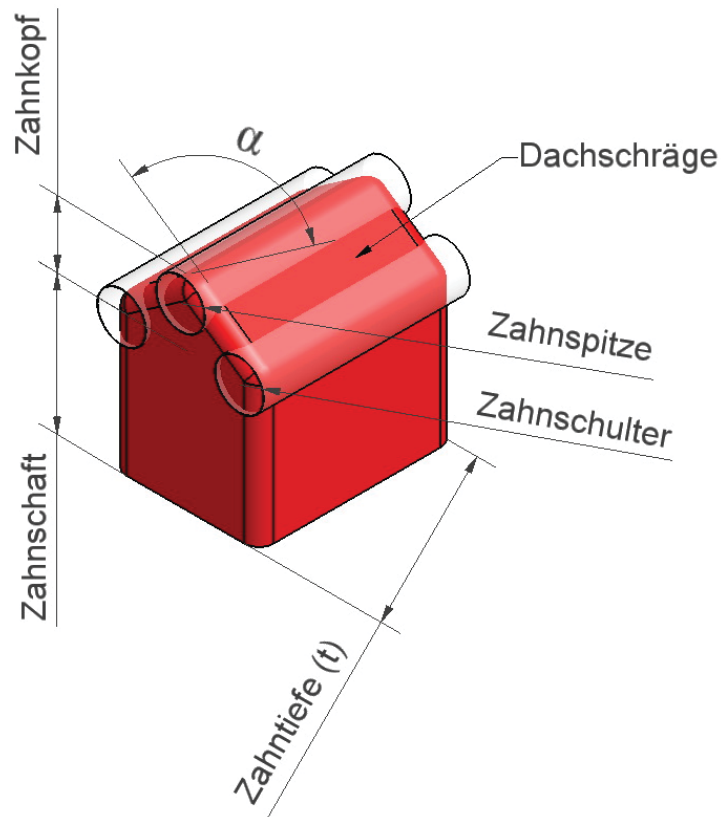


Abbildung 1.2: Bezeichnung einzelner Abschnitte der Zahngeometrie und kennzeichnender Schrägungswinkel α .

1.2 Konstruktionsrichtlinien zum axialen Materialfluss

1. Den Vorformen soll ein dreieckförmiges Profil, wie in Abbildung 1.3a dargestellt, zu Grunde gelegt werden. Mit kreisbogenförmigen Aufmaßverteilungen laut Abbildung 1.3b und c wird mit Radien gleich der halben Zahnbreite und größerem Aufmaß eine vollständige Formfüllung erreicht.
2. Um die Formfüllung an der Zahnspitze zu gewährleisten, soll der Rundungsradius der Zahnspitze von Vorformen mit dreieckverteilterm Aufmaß kleiner oder gleich dem Radius der Endgeometrie ausgeführt werden. Diese Maßnahme ist bei Durchführen der Punkte 15 und 16 nicht zwingend erforderlich, jedoch sollte der Radius möglichst nahe dem Endradius gewählt werden.

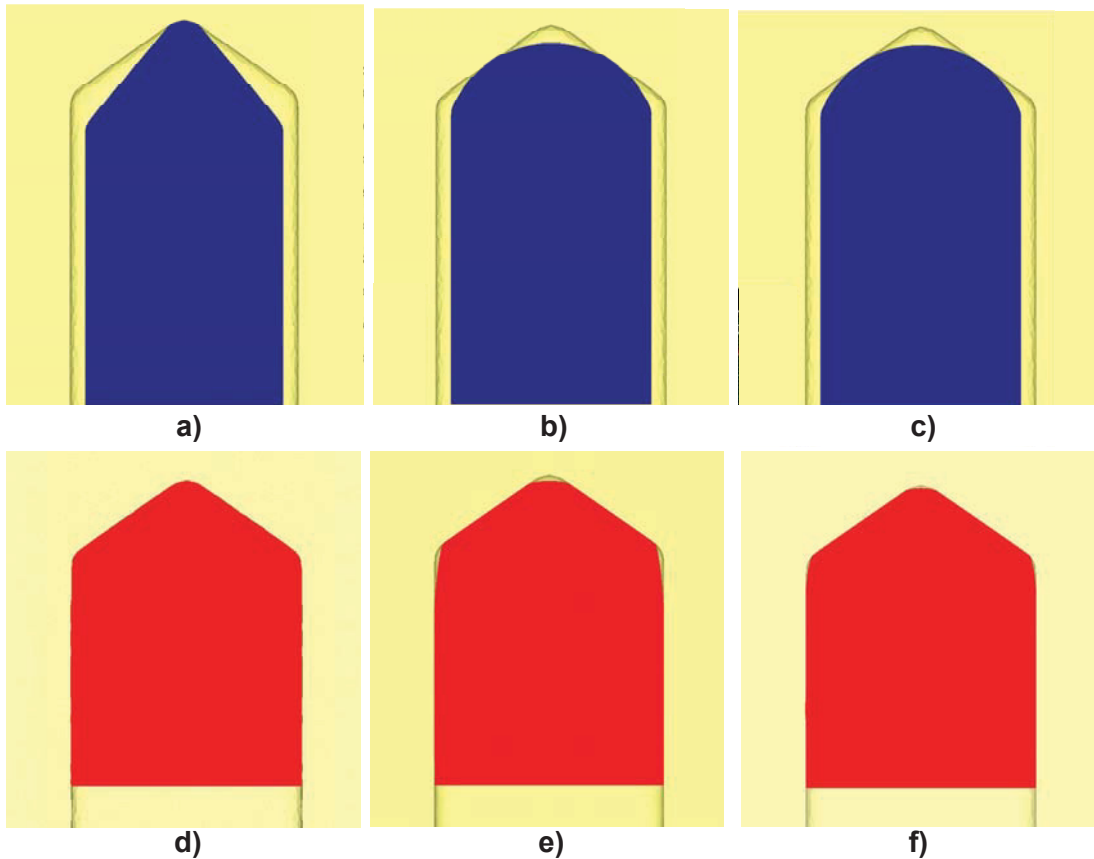


Abbildung 1.3: Unversehrte Vorformen (blau) und damit erreichte Formfüllung (rot) für eine dreieckförmige Vorform mit 10 % Aufmaß und 80° Schrägungswinkel (a), eine kreisbogenförmige Vorform mit einem Radius, der der halben Zahnbreite entspricht und 10 % Aufmaß (b) und der gleichen Bogenform mit 12,4 % Aufmaß (c).

3. Mit größer werdendem Schrägungswinkel nimmt die Umformung und Verdichtung der Zahnspitze ab, wie aus Abbildung 1.4 und Abbildung 1.6 ersichtlich ist.

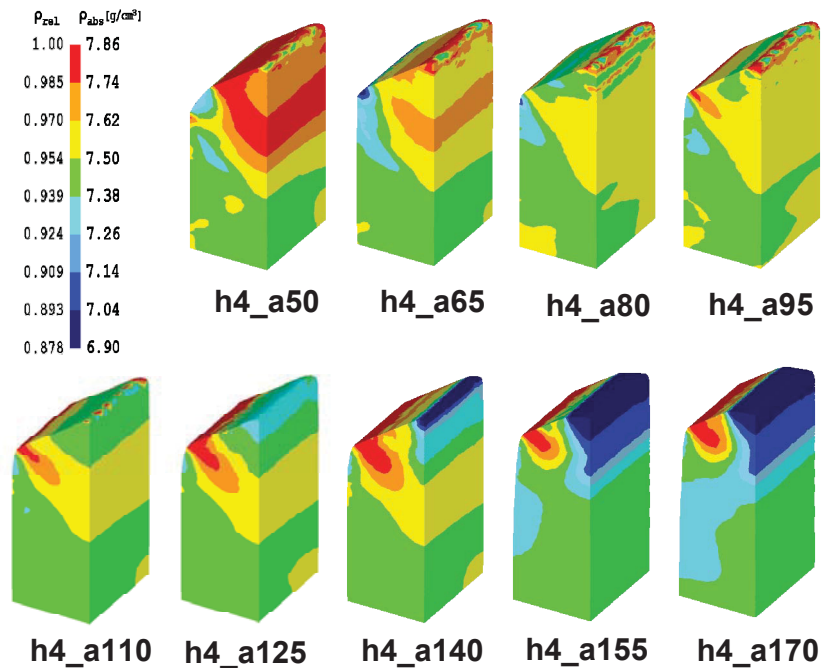


Abbildung 1.4: Änderung der Dichteverteilung mit zunehmendem Schrägungswinkel der Vorform.

4. Mit größer werdendem Schrägungswinkel erfolgt eine stärkere Umformung der Zahnschulter, erkennbar in Abbildung 1.4 und Abbildung 1.6. Dadurch wird dieser Bereich stärker verdichtet.
5. Mit größer werdendem Schrägungswinkel baucht die Vorform zunehmend stärker am Zahnfuß und immer weniger an der Schulter aus. Somit kann durch einen größeren Schrägungswinkel die Formfüllung am Zahnfuß, wie in Abbildung 1.6 angeführt, verbessert werden.
6. Vorformen mit zu kleinem Schrägungswinkel füllen die Zahnschulter nicht aus, führen aber gemäß Abbildung 1.5 und Abbildung 1.6 zur Ausformung des Schaftes. Weisen fertig kalibrierte Zähne dieses Phänomen auf, so ist der Schrägungswinkel der Vorform zu erhöhen.
7. Vorformen mit zu großem Schrägungswinkel führen gemäß Abbildung 1.5 und Abbildung 1.6 zu einem nicht ausgeformten Schaft mit typischer Verjüngung zur Schulter hin. Weisen fertig kalibrierte Zähne diese Eigenschaften in deutlicher Ausprägung auf, so ist der Schrägungswinkel der Vorform zu verringern. Wird nur eine geringe Unterfüllung (einige 1/100 Millimeter) gefunden, kann der Schrägungswinkel beibehalten und die Formfüllung durch die Punkte 16 und 18 verbessert werden.

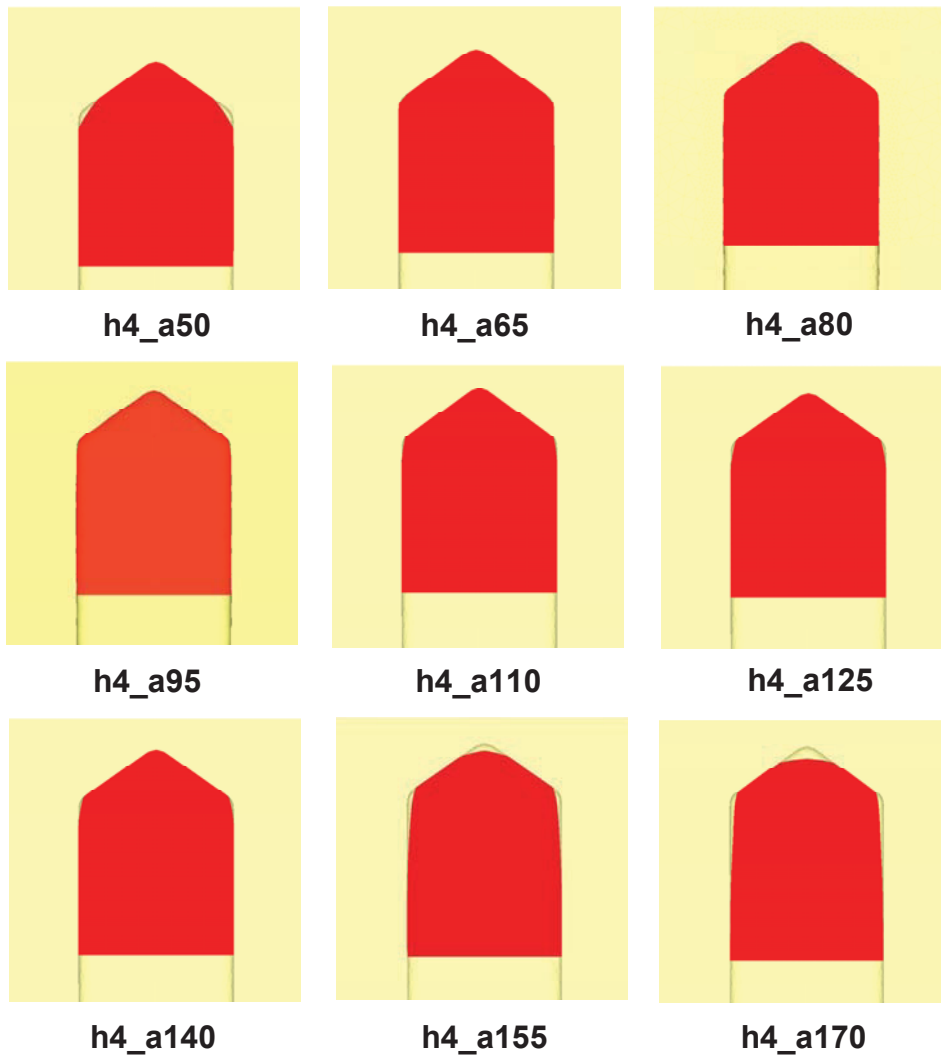


Abbildung 1.5: Werkzeug (gelb) und Vorformen (rot) unterschiedlichen Schrägungswinkels am Ende des Verpressens.

8. Je besser die Formfüllung ist, die mit dreieckförmiger Aufmaßverteilung erreicht wird, desto gleichmäßiger ist die Dichteverteilung über den gesamten Zahnquerschnitt, wie in Abbildung 1.4 und Abbildung 1.6 veranschaulicht wird. Um die Dichte einzelner Regionen zu steigern, können die in den Punkten 15 und 16 angeführten Maßnahmen ergriffen werden.
9. Unabhängig von der gewählten Vorformgeometrie tritt für Vorformen mit rein dreieckförmiger Aufmaßverteilung für eine vollständig gefüllte Gravur die gleiche maximale Pressenkraft auf.
10. Nach Erreichen einer (fast) vollständigen Formfüllung steigt die Presskraft sprunghaft an. Gegenmaßnahmen führen die Punkte 11 und 12 auf.
11. Um das Werkzeug zu entlasten, sollte ein Verpressen nach Erreichen der Formfüllung, erkennbar am exponentialen Kraftanstieg, ausbleiben. Daher sollte die

Verdichtung der Regionen höchster Enddichte zum Zeitpunkt der Formfüllung abgeschlossen sein.

12. Eine Reduktion der Pressenkraft und der Werkzeugbelastung ist durch das Vorsehen nicht vollständig gefüllter Bereiche bzw. einer Unterfüllung möglich.

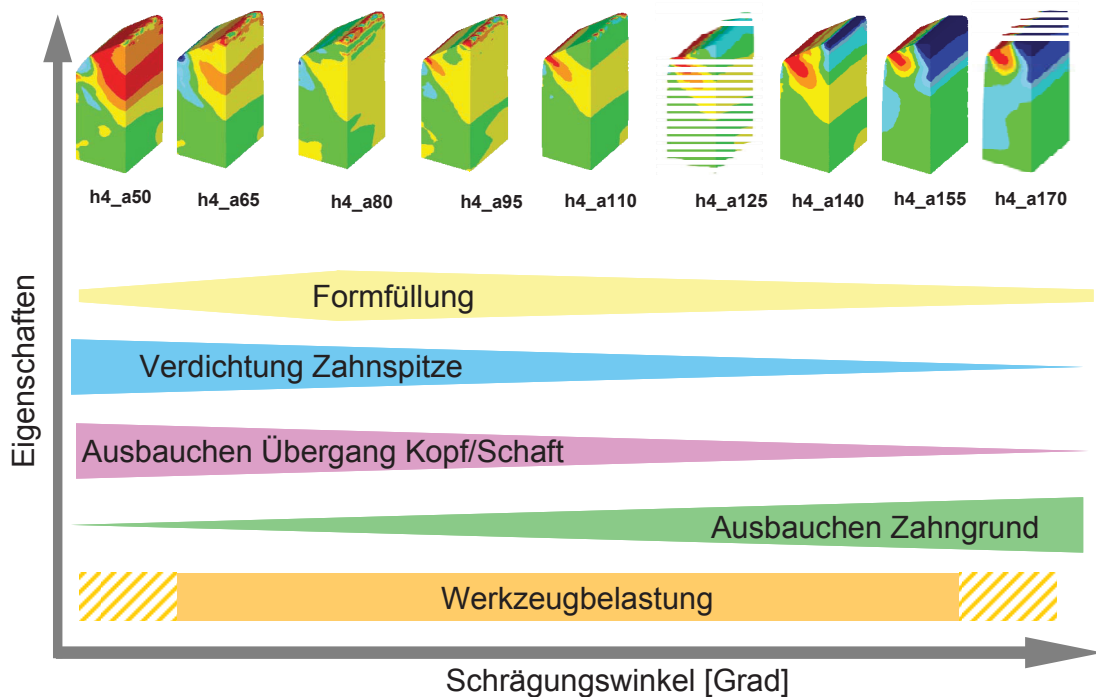


Abbildung 1.6: Quantitative Eigenschaftsänderungen des Fertigteils mit zunehmendem Schrägungswinkel der Vorform.

13. Die für eine vollständig gefüllte Gravur am Ende des Presshubes (zum Zeitpunkt der maximalen Stempelkraft) auftretende Werkzeugbelastung ist nahezu unabhängig von der gewählten Vorformgeometrie (Abbildung 1.6 und Abbildung 1.7).

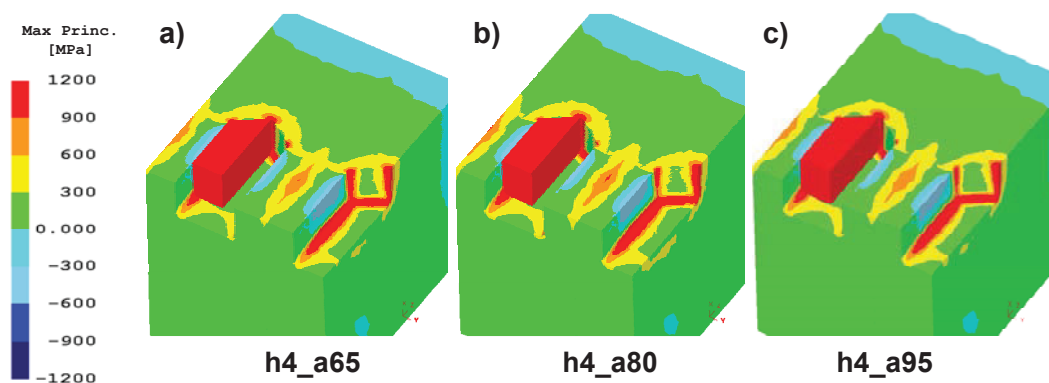


Abbildung 1.7: Halbe Zahngeometrie (rot) im Werkzeug mit Darstellung der Verteilung der größten Hauptnormalspannung im Werkzeug für verpresste Vorformen mit Schrägungswinkel 65° (a), 80° (b) und 95° d (c).

14. Ein Verpressen nach Erreichen der vollständigen Formfüllung führt zum Angleichen der Dichte und vermindert die Dichtegradienten. Nachteilig wirkt Punkt 10, vorteilhaft die Punkte 11 und 12.
15. „Durch ein radienförmiges Aufmaß an der Zahnspitze, wie in Abbildung 1.8 dargestellt, wird die Formfüllung ebendort verbessert und die Dichte der Spitze gesteigert bzw. eine tiefergehende Verdichtung erzielt. Die Dichte an der Zahnschulter nimmt bei gleichem Anfangsvolumen gegenüber der rein schräg ausgeführten Vorform ab. Für den Radius an der Zahnspitze ist Punkt 2 zu berücksichtigen.

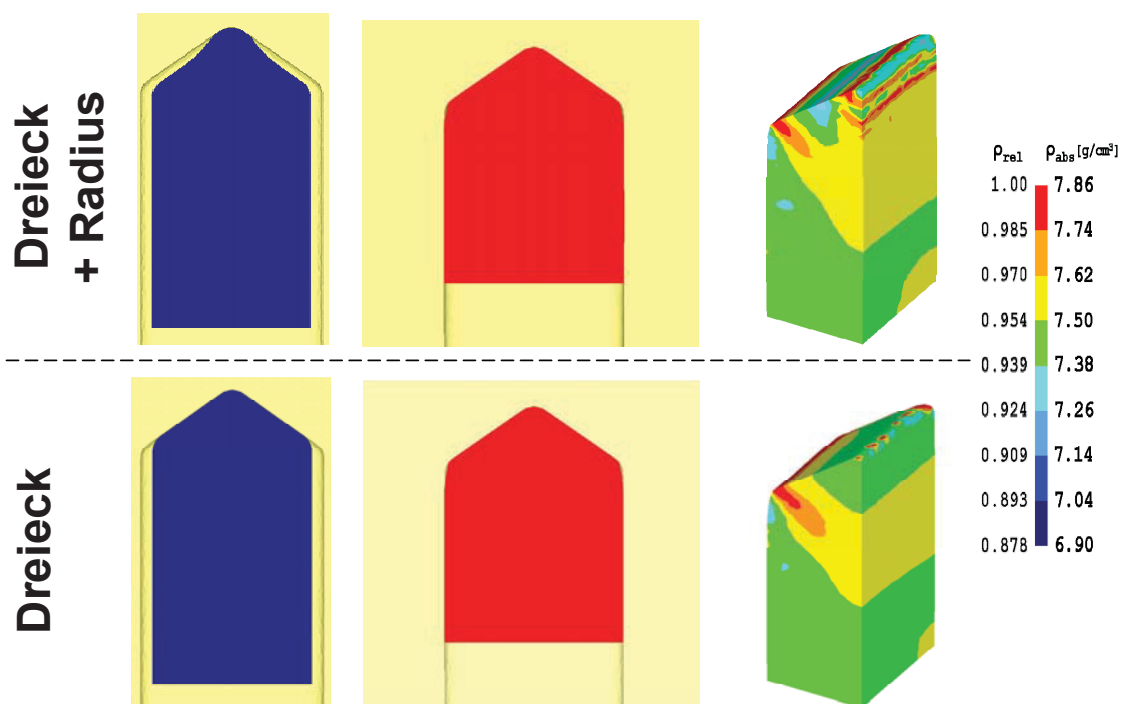


Abbildung 1.8: Vergleich von dreieckförmiger Aufmaßverteilung und kombinierter Dreieck-Radienverteilung anhand der unverpressten Vorformen (blau) im Werkzeug (gelb) und der verpressten Vorformen (rot) sowie der Dichteverteilung am Ende des Pressen.

16. Durch das Einbringen einer Freistellung an der Dachschräge, wie in Abbildung 1.9 veranschaulicht, wird gemäß Abbildung 1.10 die Verdichtung der Zahnspitze und Zahnschulter gefördert. Gegenüber einer eben ausgeführten Schräge nimmt die Dichte im mittleren Bereich der Dachschräge ab. Somit kann durch eine Freistellung das mit einer Vorform, die ohne Freistellung zur Formfüllung führt, erzielte Dichteprofil dahingehend verändert werden, dass mehr Dichte an der Spitze und am Übergang zum Schaft bei geringerer Dichte im mittlerem Bereich der Dachschräge erreicht wird. Für den Radius an der Zahnspitze ist Punkt 2 zu berücksichtigen.

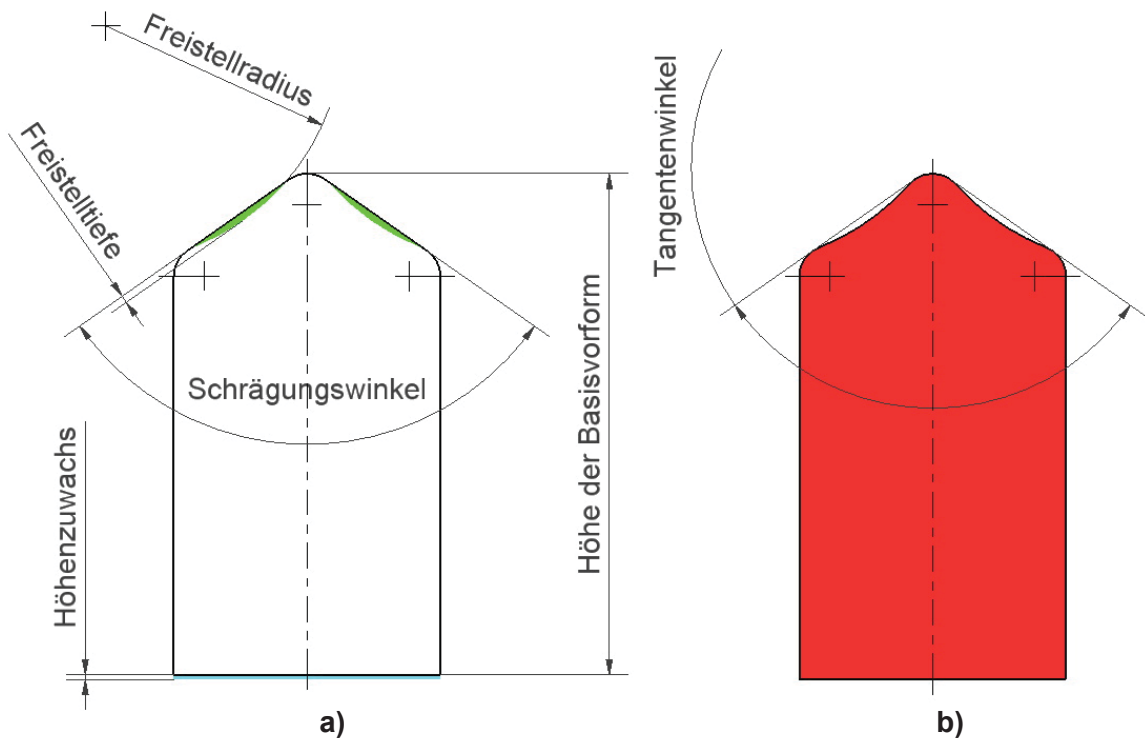


Abbildung 1.9: Um eine Vorform mit Freistellung zu erzeugen, wird an der ursprünglichen Vorform (schwarze Kontur in (a)) ein Kreisbogen an den Dachschrägen vorgesehen und das umschriebene Werkstoffvolumen (grün) in den Schaft eingebracht (türkis). Die so gewonnene Vorform (b) ist höher und stellt mehr Aufmaß an Zahnspitze und -schultern zur Verfügung.

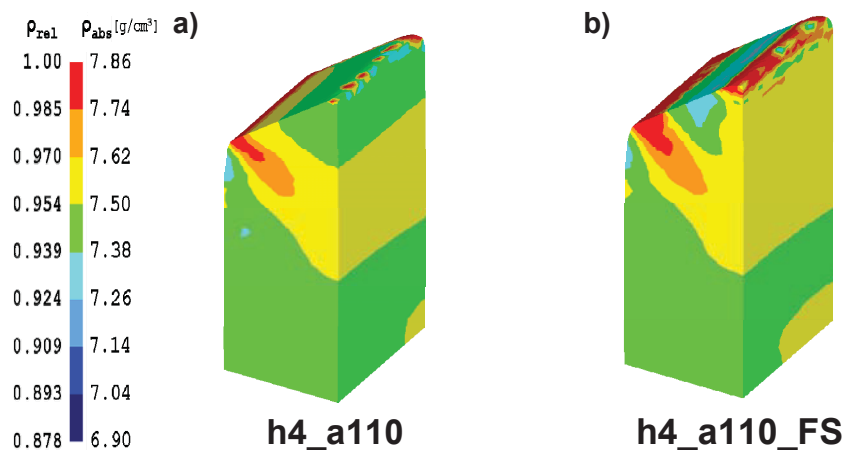


Abbildung 1.10: Dichteverteilung einer verpressten Vorform mit 110° Schrägungswinkel ohne Freistellung (a) und mit Freistellung (b).

17. Eine Freistellung nach Abbildung 1.10 hat keinen nennenswerten Einfluss auf die Formfüllung.
18. Durch ein kleiner gewähltes Spaltmaß wird das Abmessungsspektrum möglicher Vorformwinkel, die zur Formfüllung führen, erhöht. Wie in Abbildung 1.11 angeführt,

können durch Verwendung kleinerer Spaltmaße größere Schrägungswinkel in der Vorform vorgesehen werden.

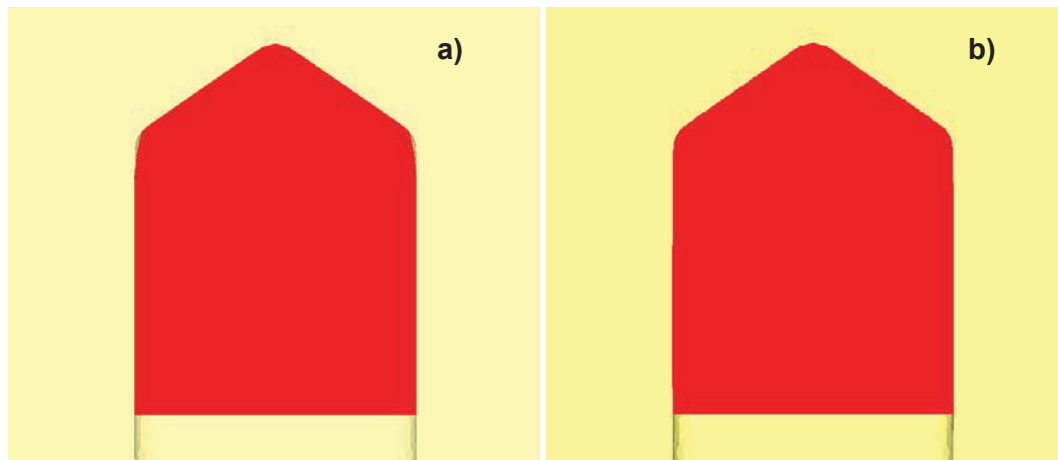


Abbildung 1.11: An der Zahnschulter einer verpressten Vorform mit 110° und Spaltmaß $0,2\text{ mm}$ auftretende unvollständige Formfüllung (a) und verbesserte Formfüllung durch Verwendung eines kleineren Spaltmaßes von $0,1\text{ mm}$ (b).

19. Ein vermindertes Spaltmaß führt (bei gleichem Anfangsvolumen) zu einer geringeren Dichte am Zahnkopf, insbesondere der Zahnschulter, wie aus Abbildung 1.12 erkennbar ist.

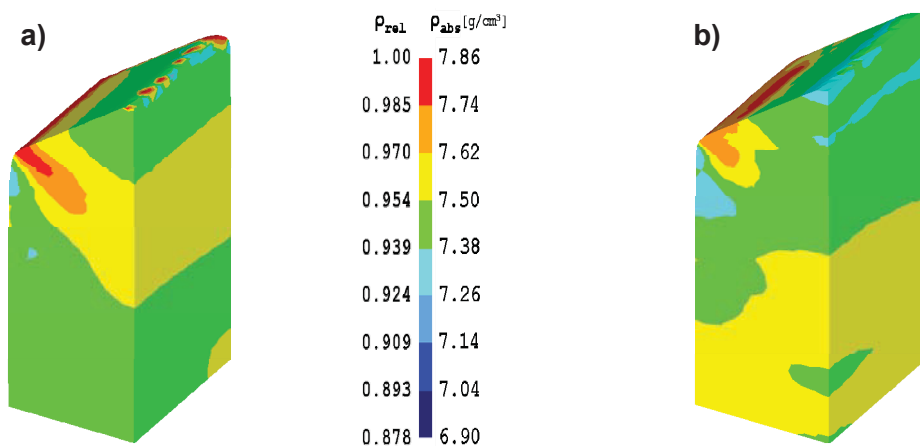


Abbildung 1.12: Dichteverteilung von Vorformen mit 110° Schrägungswinkel mit $0,2\text{ mm}$ Spaltmaß (a) und $0,1\text{ mm}$ Spaltmaß (b) nach dem Verpressen.

2. Radialer Materialfluss

2.1 Ausgangssituation

Die Konstruktionsrichtlinien zum radialen Materialfluss werden an zwei Modellen veranschaulicht. Es sind dies das Verpressen einer Vorform mit L-förmigem Profil als eine vereinfachte Abbildung des Querschnittes eines Kupplungskörpers sowie das Verpressen eines Ringes, an dem die Wirkung von Spaltmaßen gezeigt wird. Für beide Modelle gilt, dass das Anfangsvolumen der Vorform um 10 % größer ist, als das Endvolumen des theoretischen Fertigteils und die Anfangsdichte der Vorform $6,9 \text{ g/cm}^3$ bzw. $\rho_{rel} = 0,878$ beträgt.

Das Konzept des Verpressens einer Vorform mit L-förmigem Profil und die geforderten Abmessungen des fertigen Bauteils sind in Abbildung 2.1 dargestellt. Das Kalibrieren erfolgt durch eine gegenläufige Bewegung der Oberstempel und des Unterstempels, wobei alle Werkzeuge mit der (betragsmäßig) gleichen Geschwindigkeit bewegt werden. Zur Vereinfachung werden im weiteren Sprachgebrauch der „Oberstempel_innen“ und der „Oberstempel_außen“ als ein Werkzeug behandelt und als „Oberstempel“ bezeichnet.

Die Wirkung von Spaltmaßen wird an dem in Abbildung 2.2 angeführten Modell erläutert. In diesem wird eine ringförmige Vorform zu einem Ring mit Endhöhe $h = 4 \text{ mm}$ gestaucht. Dazu führen beide Stempel eine gegenläufige Bewegung mit betragsgleicher Geschwindigkeit aus. Die Bezeichnung der unterschiedlichen Vorformen erfolgt an Hand der zu Beginn des Verpressens vorhandenen Spaltmaße zum Innen- bzw. zum Außenring. Der radiale Abstand zwischen Innenring und Vorform wird als inneres Spaltmaß mit dem Kürzel „si“ bezeichnet, der radiale Abstand zwischen Vorform und Außenwerkzeug mit dem Kürzel „sa“. Beiden Kürzeln folgt eine Angabe des Spaltmaßes in mm. Die Angabe von innerem und äußerem Spaltmaß wird durch einen Bindestrich „-“ getrennt. Als Beispiel für eine Vorformbezeichnung sei hier „si0.2-sa0.8“ angeführt, die eine Vorform mit einem inneren Spaltmaß von 0,2 und einem äußeren Spaltmaß von 0,8 mm bezeichnet.

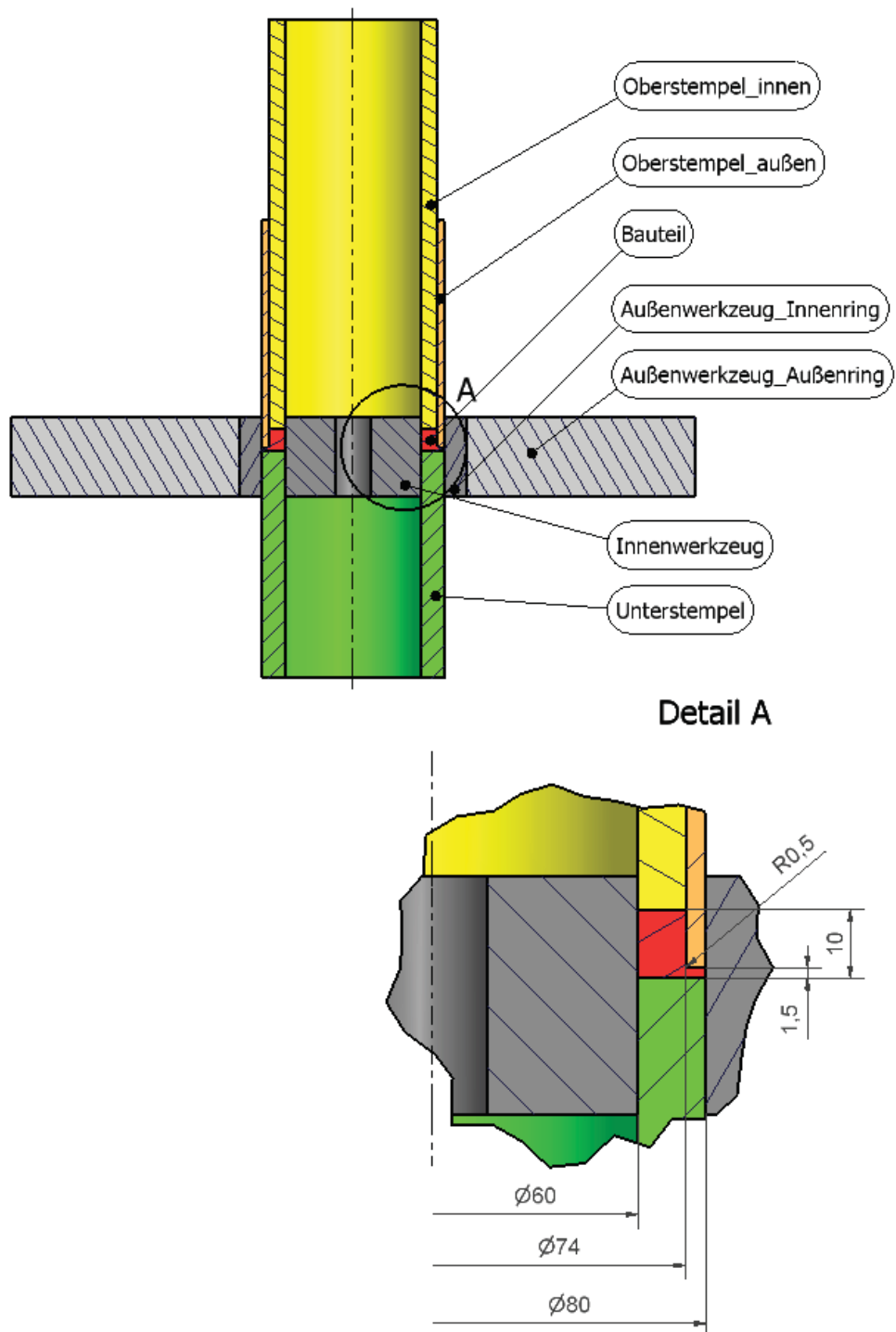


Abbildung 2.1: Modell des Kalibrierens mit radialem Werkstofffluss und Abmessungen des fertigen Bauteils.

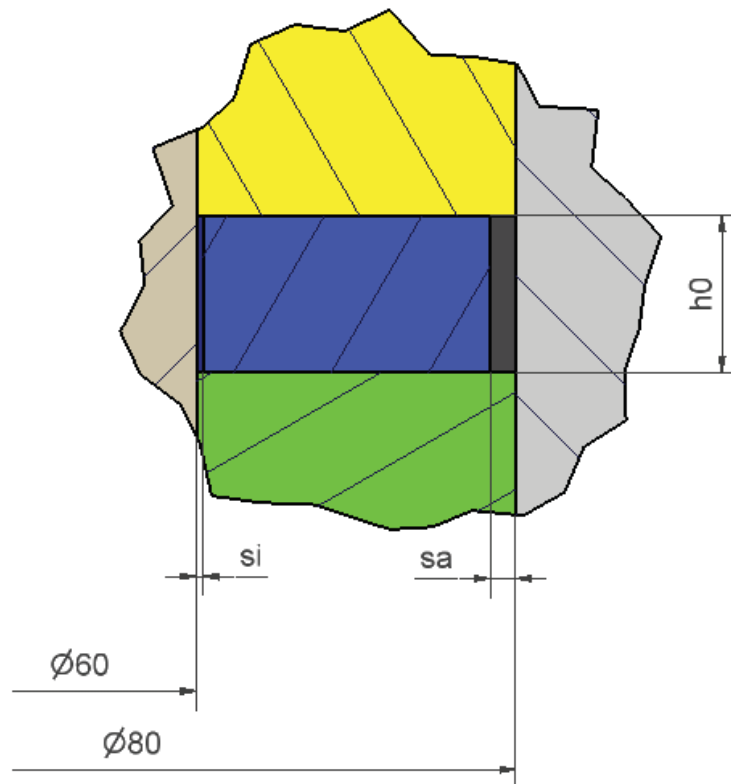
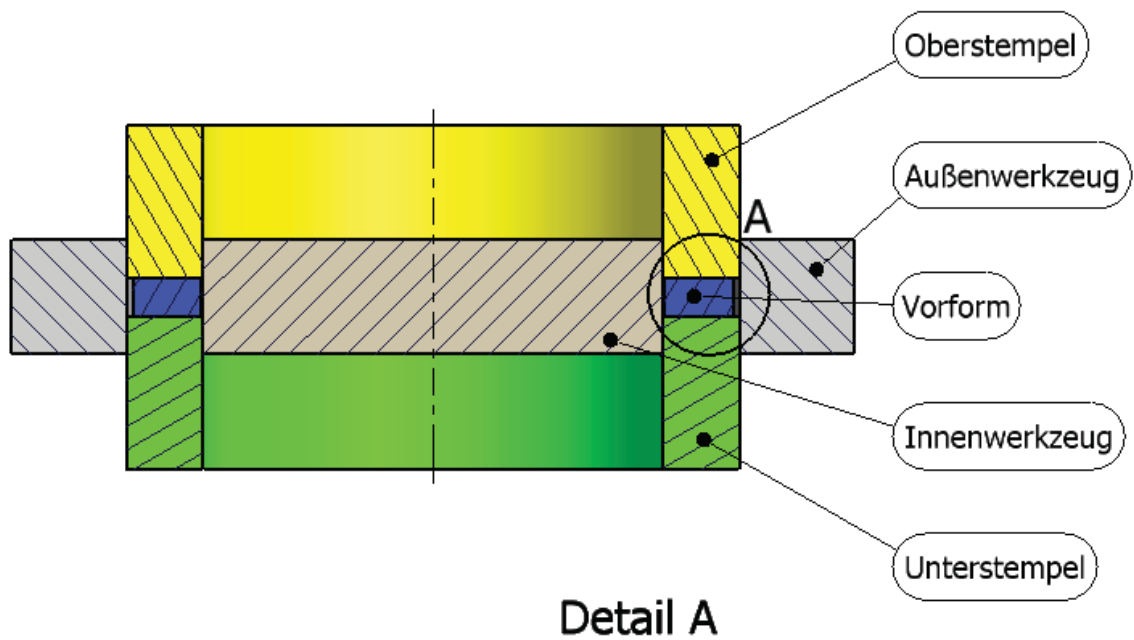


Abbildung 2.2: Modell an dem die Wirkung von Spaltmaßen abgeleitet wird, mit dargestelltem innerem Spaltmaß (si), äußerem Spaltmaß (sa) sowie der Probenanfangshöhe (h_0).

2.2 Konstruktionsrichtlinien zum radialen Werkstofffluss

1. Erfährt ein Bauteilquerschnitt eine wesentlich stärkere Verdichtung als ein benachbarter Querschnitt, setzt ein Werkstofffluss in Richtung des Abschnittes geringerer Dichte ein.

2. Fließt Material von einem Abschnitt kleinerer Höhe und größerer Dichte hin zu einem Abschnitt größerer Höhe und kleinerer Dichte, führt dies zum Ausbilden einer Tasche am Werkstück wie in Abbildung 2.3a und b dargestellt.
3. Die stärkste Taschenbildung tritt nach dem Erreichen der Voldichte des Werkstoffes des kleineren Querschnittes auf, siehe Abbildung 2.3b und c. Gegenmaßnahmen hierzu werden in den Punkten 5 und 6 angeführt.
4. Das Ausmaß einer während des Pressens auftretenden Tasche wird durch das Verpressen des Bauteilabschnittes, in dem sie ausgebildet wird, reduziert. Daher kann während des Pressens eine deutlich größere Taschenbildung auftreten, als sie am Ende des Pressens am Bauteil beobachtet wird, wie der Vergleich von Abbildung 2.3c und d zeigt.
5. Um eine Taschenbildung zu vermeiden oder zumindest zu verringern, soll ein bereits volllichter Querschnitt, der an einen Querschnitt geringerer Dichte angrenzt, nicht mehr weiter verpresst werden bzw. soll die Voldichte in einem Querschnitt erst am Ende des Presshubes erreicht werden.
6. Um eine Taschenbildung zu vermeiden oder zumindest zu verringern, kann das Aufmaß am kleineren Querschnitt reduziert und das eingesparte Werkstoffvolumen als zusätzliches Aufmaß in den größeren Querschnitt eingebracht werden. Dadurch kann es sein, dass nicht mehr der kleinere Querschnitt, sondern der größere Querschnitt zuerst verpresst wird. In diesem Fall ist auf Punkt 7 zu achten.

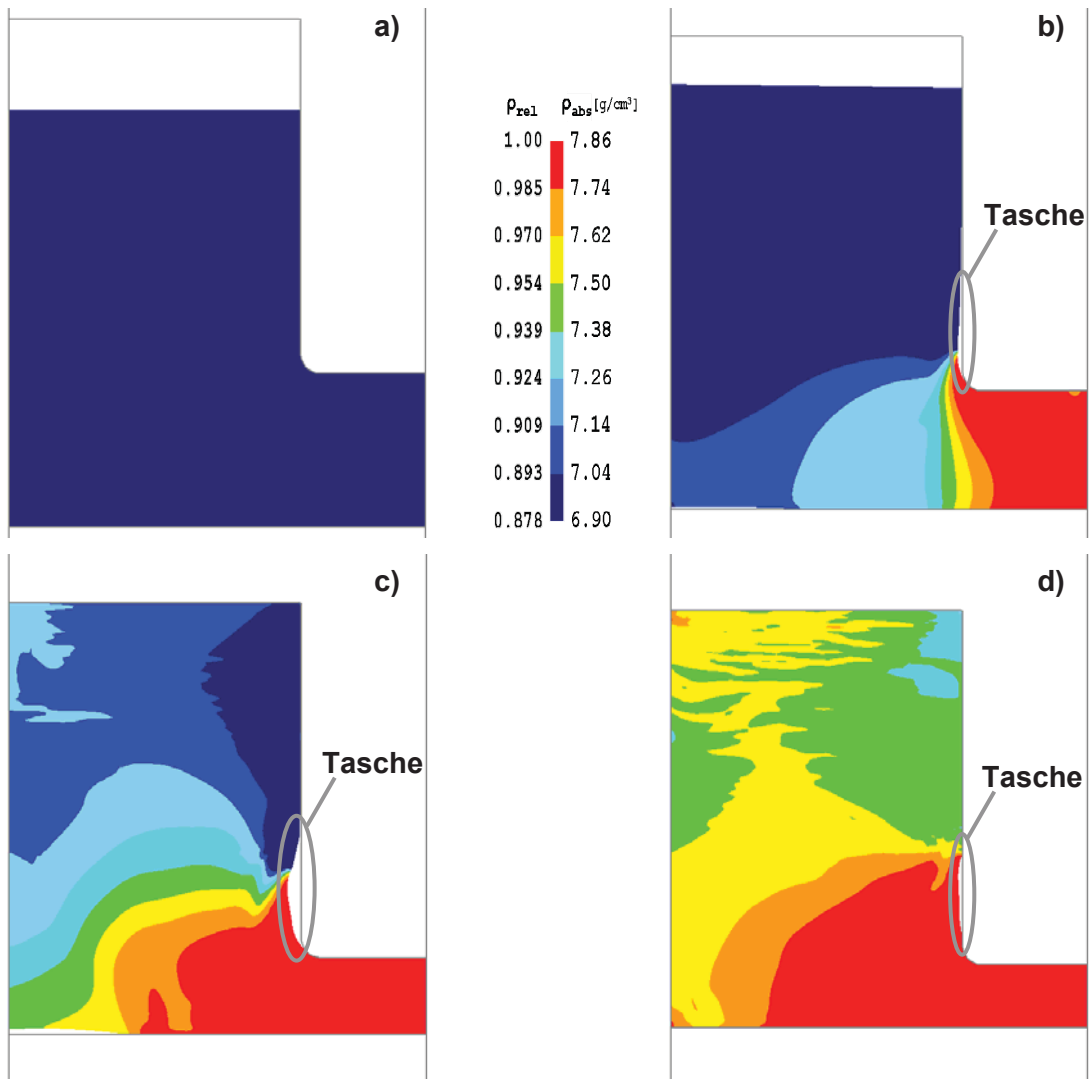


Abbildung 2.3: Unverspreste Vorform (rotationssymmetrischer Querschnitt) mit Grunddichte (a), Tasche zum Zeitpunkt des Erreichens eines vollgedichteten Querschnittes unterhalb des Stempels (b), durch Verpressen des vollgedichteten Querschnittes vergrößerte Tasche (c) und reduziertes Taschenausmaß durch Verpressen des Querschnittes mit Taschendefekt (d).

7. Fließt der Werkstoff von einem Abschnitt größerer Höhe hin zu einem Abschnitt kleinerer Höhe, kann dies bei unzureichender Führung bzw. bei Vorhandensein eines zu langen freien Steges zu einer Faltenbildung führen (Abbildung 2.4). Die freie Steglänge kann gemäß Punkt 8 verkürzt werden.

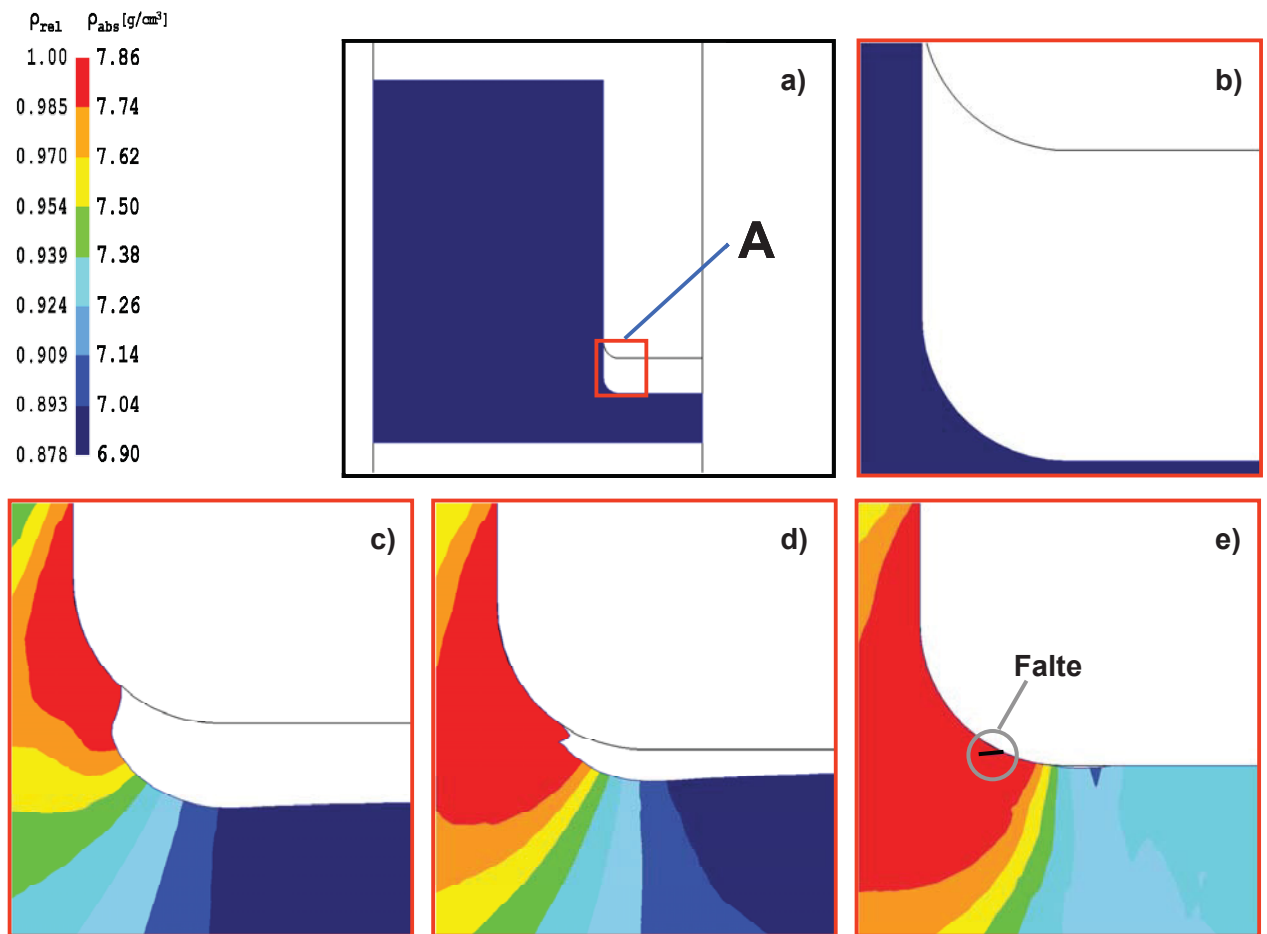


Abbildung 2.4: Vorform (rotationssymmetrischer Querschnitt) im unverpressten Zustand mit eingezeichneter Detailansicht A (a) und Detailansicht der Faltenbildung während des Pressens (b bis e).

- Um die Faltenbildung zu verhindern, kann der Durchmesser des kleineren Querschnittes verringert und seine Höhe gesteigert werden, um die freie Schaftlänge (s), auch bei gleichem Aufmaß im kleineren Querschnitt, zu reduzieren (Abbildung 2.5).

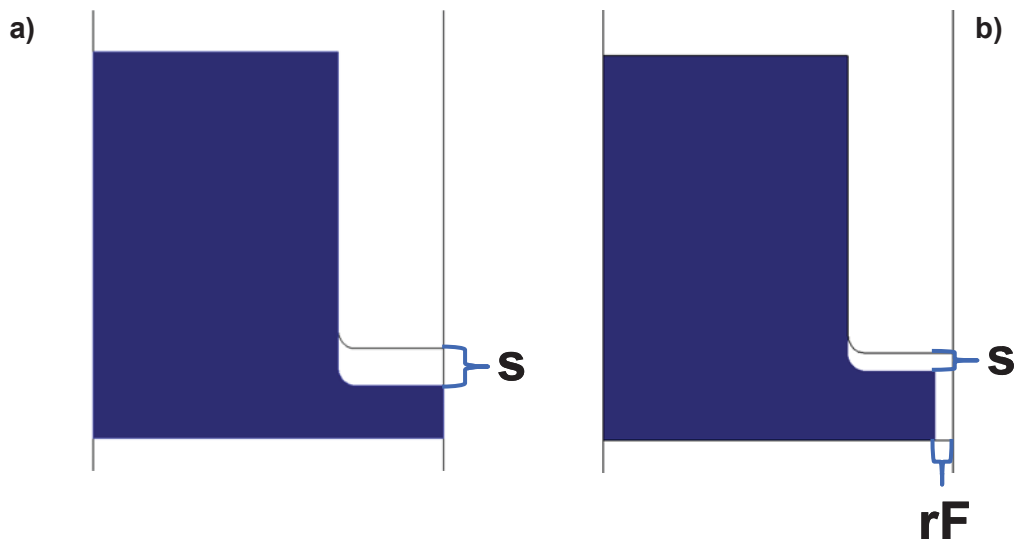


Abbildung 2.5: Vorform (rotationssymmetrischer Querschnitt), die aufgrund der großen freien Steglänge s zu einer Falte führt (a) und daraus durch Einführen einer radialen Freistellung (rF) entwickelte Vorform mit reduzierter Steghöhe s , die ein faltenfreies Verpressen ermöglicht (b).

9. Das Verpressen eines Querschnittes führt zu einem Materialfluss in benachbarte Regionen. Dies führt zu einem Dichteanstieg während des Pressens, wenn die benachbarten Querschnitte bereits von Werkzeugen begrenzt werden, oder zu einem Materialfluss in Richtung der Freistellung. Sollten die benachbarten Querschnitte auch noch (z.B. verzögert) verpresst werden, erreichen sie durch den zuvor aufgetretenen Materialfluss eine höhere Enddichte, als es durch das ursprüngliche Aufmaß möglich gewesen wäre. Dieser Effekt wird in Abbildung 2.6 an einer Vorform, deren einzelne Querschnitte über jeweils 10 % Aufmaß verfügen, veranschaulicht. Unter rein hydrostatischer Verdichtung würde das Bauteil somit eine gleichmäßige Enddichte über den gesamten Querschnitt von $7,6 \text{ g/cm}^3$ bzw. $\rho_{rel} = 0,966$ erreichen. Jedoch bewirkt das erste Verpressen des größeren Querschnittes einen Materialfluss in Richtung des kleineren Querschnittes, weshalb dieser eine Dichte nahe der Voldichte erreicht.
10. Solange kein Querschnitt des Bauteils vollständige Formfüllung und Voldichte erreicht, wird durch eine radiale Freistellung die Dichte im Bereich der ursprünglichen Freistellung gegenüber einer Umformung ohne Freistellung erniedrigt und im weiter entfernten, von Anfang an umgeformten Querschnitt erhöht. Querschnitte mit innerem und größerem äußeren Spaltmaß verhalten sich wie eine Vorform mit einseitigem äußeren Spaltmaß.

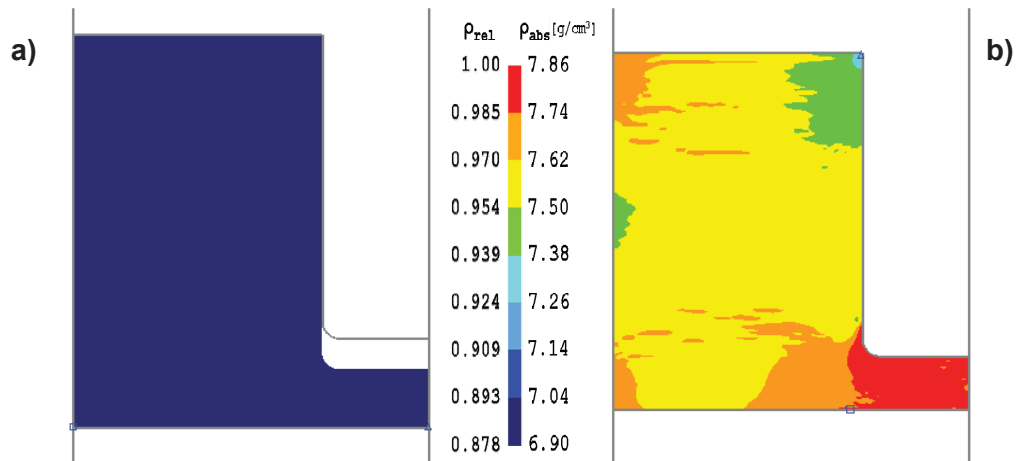


Abbildung 2.6: Durch den beim Verpressen des größeren Querschnittes auftretenden Materialfluss in Richtung des kleineren Querschnitts erreicht eine Vorform (a), deren Querschnitte jeweils das für Dichte $7,6 g/cm^3$ notwendige Aufmaß aufweisen, am Ende des Pressen eine Dichte nahe der Volldichte im kleineren Querschnitt (b).

11. Das Vergrößern eines Spaltmaßes führt (bei gleichem Anfangsvolumen) im Endteil zu einer kleineren Dichte im Bereich des erhöhten Spaltmaßes und zu einer gesteigerten Dichte in den weiter entfernten Gebieten (Abbildung 2.7).

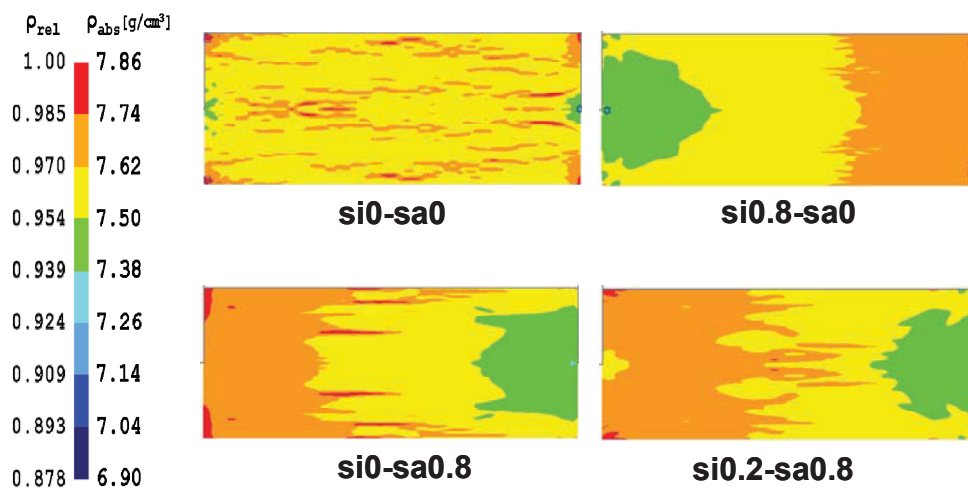


Abbildung 2.7: Gleichmäßige Dichteverteilung im Profil einer verpressten Vorform ohne Spaltmaß (si0-sa0), reduzierte Dichte durch erhöhtes Spaltmaß an der Innenseite (si0.8-sa0.0) bzw. der Außenseite (si0-sa0.8) und Dichteverteilung einer Vorform mit innerem und äußerem Spaltmaß (si0.2-sa0.8). "six.x" bzw. "sax.x" kennzeichnen das innere bzw. äußere radiale Spaltmaß in Millimetern.

12. Die Wirkung der Spaltmaße auf Formfüllung und Dichteverteilung wird mit zunehmender Querschnittshöhe und abnehmender Breite kleiner.

13. Größere Spaltmaße bewirken eine Kraftersparnis bis zum Zeitpunkt der vollständigen Anlage des Bauteils an der Gravur. Wird nach dem Erreichen der vollständigen Formfüllung weiter verpresst, wird für die weitere (globale) Verdichtung des Bauteils die gleiche Stempelkraft, unabhängig vom ursprünglichen Frestellmaß, benötigt (Abbildung 2.8). Vgl. Kapitel 1 Axialer Materialfluss – Dachschrägen, Punkte 12 bis 14.

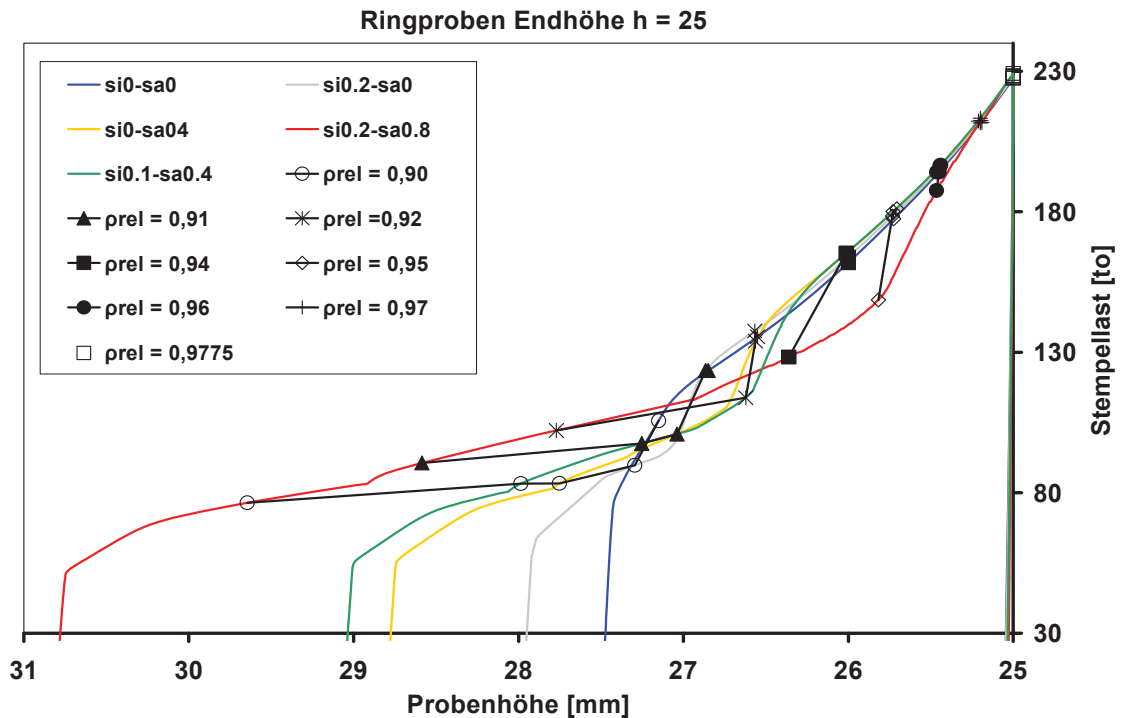


Abbildung 2.8: Kraft-Weg Verläufe und Linien gleicher Dichte für das Verpressen von zylindrischen Proben mit unterschiedlich großen Spaltmaßen. Aufgrund des gleichen Anfangsvolumens wächst die Probenanfangshöhe mit gesteigertem Spaltmaß an.

14. Durch das Vorsehen von Freistellungen, die bis zum Ende des Pressens nicht gefüllt werden, kann die Presskraft verringert werden. Vgl. Kapitel 1 Axialer Materialfluss – Dachschrägen, Punkte 12 bis 14.