Walzen pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder

Von der Fakultät für Maschinenwesen
der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen
zur Erlangung des akademischen Grades eines
D o k t o r s d e r I n g e n i e u r w i s s e n s c h a f t e n
genehmigte Dissertation

vorgelegt von

Philipp Kauffmann

Berichter:

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. Dr. h.c. Dr. h.c. Fritz Klocke
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Christoph Broeckmann

Tag der mündlichen Prüfung: 14. Februar 2012

Diese Dissertation ist auf den Internetseiten der Hochschulbibliothek online verfügbar.

ERGEBNISSE AUS DER PRODUKTIONSTECHNIK

Philipp Kauffmann

Walzen pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder

Herausgeber:
Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. Dr. h.c. Dr. h.c. F. Klocke
Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirt.Ing. G. Schuh
Prof. Dr.-Ing. C. Brecher
Prof. Dr.-Ing. R. H. Schmitt

Band 5/2013





Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek
Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über http://dnb.ddb.de abrufbar.

Philipp Kauffmann:

Walzen pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder

1. Auflage, 2013

Gedruckt auf holz- und säurefreiem Papier, 100% chlorfrei gebleicht.

Apprimus Verlag, Aachen, 2013
Wissenschaftsverlag des Instituts für Industriekommunikation und Fachmedien an der RWTH Aachen
Steinbachstr. 25, 52074 Aachen
Internet: www.apprimus-verlag.de, E-Mail: info@apprimus-verlag.de

Printed in Germany

ISBN 978-3-86359-110-6

D 82 (Diss. RWTH Aachen University, 2012)

Danksagung

Bei all der Freude über die Verleihung meines Doktorgrades habe ich nicht aus den Augen verloren, dass mir diese Ehre nicht zuteil hätte werden können, wenn mich nicht eine Vielzahl von Menschen auf meinem Weg begleitet und unterstützt hätte.

Daher möchte ich diese Gelegenheit nutzen, um meine tiefe Danbarkeit zum Ausdruck zu bringen.

An erster Stelle danke ich meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. Dr. h.c. Dr. h.c. Fritz Klocke, der mir mit seinem Fachwissen zur Seite stand, viele Stunden seiner Zeit für mich opferte und mir durch viele persönliche Gespräche ein wertvoller und freundschaftlicher Wegbegleiter war.

Des Weiteren möchte ich mich besonders bei Univ.-Prof. i.R. Dr.-Ing. Paul Beiss bedanken, der mich in das Gebiet der Pulvermetallurgie einführte und mir ein Mentor und Unterstützer war.

Ich danke den Projektpartnern aus dem vom BMBF-geförderten Projekt PM-Zahnräder, die mir stets Ansprechpartner waren und mein Forschungsprojekt durch ihre Ideen, ihre Anregungen und ihre konstruktive Kritik bereicherten. Besonders bedanke ich mich bei Frau Schaar, Herrn Strehmel und Herrn Hirsch von Profiroll Technologies, Frau Peters, Herrn Prof. Beiss, Herrn Lindlohr und Herrn Dr. Sauermann vom IWM, Herrn Schneider und Herrn Dr. Bengtson von Höganäs AB, Herrn Dr. Kotthoff, Herrn Wattenberg und Herrn Leupold von GKN SinterMetals sowie Herrn Fiederer von SFTC Deform.

Großer Dank gilt dem Bundesministerium für Forschung und Bildung und dem WZL-Getriebekreis, ohne deren finanzielle Unterstützung die Durchführung des Projektes nicht möglich gewesen wäre.

Ich danke meinen Kollegen und Mitarbeitern, die mir viele Aufgaben abnahmen und meine Ergebnisse konstruktiv diskutierten. Die angenehme wissenschaftliche Zusammenarbeit wird mir stets in positiver Erninnerung bleiben. Besonders bedanke ich mich bei Eva Gräser, Brigitte Niederbach, Dr. Vasilios Vasiliou, Julian Staudt, Dominik Janke, Andreas Förster, Robert Halfmann, Thomas Fischer und Markus Rüngeler.

Herzlich danke ich meiner Frau Julia, die mir stets Mut zugesprochen und mich in meiner Arbeit bestärkt hat. Hätte sie mir nicht den Rücken freigehalten, wäre meine Arbeit in dieser Form nicht möglich gewesen.

Und nicht zuletzt danke ich meiner Mutter, die in jeglicher Hinsicht die Grundsteine für meinen Weg gelegt hat.

Inhaltsverzeichnis

Content

1 Einleitung 1

2 Einführung 3

2.1 Stand der Technik 3
2.1.1 Grundlagen der Zahnradgetriebe 3
2.1.2 Prozesskette der pulvermetallurgischen Zahnradherstellung 4
2.1.3 Verzahnungswalzen 6
2.1.4 Tragfähigkeit pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder 12
2.2 Problemlage und Herausforderungen 14
2.2.1 Fertigungsfehler 14
2.2.2 Prozesskomplexität 15
2.2.3 Prozessauslegung 16

3 Zielsetzung und Lösungsansatz 19

4 Analyse und Modellierung des Prozesses 21

4.1 Systemgrenze 21
4.2 Prozessbeschreibung 21
4.3 Anwendbarkeit der DIN 3960 beim Verzahnungswalzen 24
4.4 Analogieversuch 26

5 Systemrelevante Prozesseingangsgrößen 29

5.1 Definition der Prozesseingangsgrößen 29
5.2 Legierungssystem 31
5.3 Pulvereigenschaften 32
5.4 Eigenschaften nach dem Sintern 34
5.5 Härte 37
5.6 Mechanische Eigenschaften 39

6 Finite-Elemente-Modell und Materialmodell 43

6.1 Modellierungsansatz 43
6.2 Geometrisch-kinematisches Ersatzmodell 45
6.3 Materialmodell 47
6.4 Postprocessing der Verzahnungswalzsimulation 59

7 Walzkräfte 61

7.1 Qualitative Analyse der Walzkraft 61
7.2 Quantitative Analyse der Walzkraft 62
7.3 Fazit und Übertragbarkeit 67

8 Oberflächengüte 69

8.1 Qualitative Analyse zur Ausbildung der Oberfläche 69
8.1.1 Oberfläche kaltgewalzter pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder 69
8.1.2 Korrelation von Belastung und Belastbarkeit 75
8.2 Quantitative Analyse der Oberflächengüte 82
8.2.1 Methode zur Bestimmung der Oberflächengüte 82
8.2.2 Versuchsplanung 84
8.2.3 Ergebnisse 84
8.3 Fazit und Anwendung 86

9 Verdichtung 89

9.1 Methoden und Kennwert zur Dichtebestimmung 89
9.2 Qualitative Analyse der Verdichtung 91
9.3 Quantitative Beschreibung des Verdichtungsverhaltens 100
9.4 Fazit und Anwendung 103

10 Verzahnungsqualität 105

10.1 Elastische Verformungen beim Verzahnungswalzen 105
10.2 Plastische Zahnformung 112
10.3 Profilabweichungen 114
10.4 Einfluss der Prozessparameter auf die Verzahnungsqualität 121
10.5 Fazit und Anwendung 125

11 Zusammenfassung und Ausblick 127

12 English Summary 131

1 Einleitung

Preface

Diese Arbeit richtet sich an Fertigungstechniker, Konstrukteure und Wissenschaftler, die in den Bereichen der Produkt- und Verfahrensentwicklung von Zahnrädern für die Serienfertigung tätig sind.

Eine Herausforderung der verarbeitenden Industrie sind weltweit steigende Rohstoff- und Energiekosten. Es ist damit zu rechnen, dass die Kosten aufgrund einer globalen Verknappung und politisch motivierter Exportbeschränkungen weiter steigen werden. Unter diesen Voraussetzungen ist die effiziente Nutzung von Materialressourcen für die erfolgreiche Produktion der Zukunft Vorraussetzung.

Lösungsansätze bieten neben der Verbesserung der konventionellen Verfahren vor allem radikale Innovationen bei der Zahnradherstellung. Ur- und umformende Herstellungsverfahren, bei denen der Rohstoff- und der Energieeintrag im Vergleich zu zerspanenden Verfahren gering sind, bieten ein hohes Potenzial zur Ressourceneffizienz, [KRUZ09]. Eine Lösung könnte die Kombination aus dem urformenden Verfahren Pulvermetallurgie und dem Umformprozess Verzahnungswalzen darstellen.

Eine großflächige Einführung dieser Verfahrenskombination scheitert heute erstens an der mangelnden Berücksichtigung durch Konstrukteure und zweitens an einem im Vergleich zu den konventionellen Verfahren geringen Erfahrungsschatz in der Prozessentwicklung. Diese Arbeit soll einen Beitrag dazu leisten, ein grundlegendes Verständnis über den Prozess des Verzahnungswalzens pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder zu erlangen. Dabei wird beim Leser neben einem maschinenbauingenieurwissenschaftlichen Grundwissen das Wissen über die konventionelle Verzahnungsfertigung und die Beschreibungsgrößen der Verzahnungsqualität vorausgesetzt. Die fertigungstechnischen Grundlagen der pulvermetallurgischen Zahnradfertigung und des Verzahnungswalzens sowie der Zusammenhang zwischen mechanischer Festigkeit und Dichte der pulvermetallurgischen Zahnräder werden hingegen im Stand der Technik erläutert.

Die Ergebniskapitel dieser Arbeit beschreiben die Bearbeitungskräfte, die Oberflächengüte, die Verdichtung und die Verzahnungsqualität in Abhängigkeit von den Prozesseingangsgrößen. Die Ergebnisse basieren auf empirischen Untersuchungen und einem eigens für diese Arbeit entwickelten Simulationsmodell basierend auf der Finiten-Elemente-Methode.

2 Einführung
Introduction

2.1 Stand der Technik
State of the art

2.1.1 Grundlagen der Zahnradgetriebe
Cylindrical gears

Zahnräder sind Teil einer schlupflosen Drehzahl- und Momentübertragung in Form eines Getriebes. Die folgenden Abschnitte liefern eine kurze Einführung in die Beschreibungsgrößen von Getrieben und Zahnrädern sowie die Verzahnungsqualität und die Belastungen von Zahnrädern. Näheres findet sich in [NIEM05].

Beschreibungsgrößen von Getrieben
Zahnradgetriebe sind die häufigsten Getriebebauformen und zeichnen sich durch ein konstantes Übersetzungsverhältnis aus. Ein Zahnradgetriebe wird durch folgende Parameter weitestgehend charakterisiert: Leistung P, Drehmoment M, Drehzahl n, Übersetzung i, Achsabstand a.

Beschreibungsgrößen von Evolventenverzahnungen
Die am meisten eingesetzte Zahnflankenform ist die Evolventenform. Die evolventische Konstruktion verhält sich robust gegenüber lastbedingten Achsabstandsänderungen und ist zudem leicht herstellbar. Durch eine Profilverschiebung wird eine Achsabstandsänderung konstruktiv eingestellt. Evolventenverzahnungen werden durch ihre Verzahnungsdaten vollständig beschrieben. Diese sind: Zähnezahl z, Modul m, Grundkreisdurchmesser d_b, Schrägungswinkel β, Zahnbreite b, Eingriffswinkel α und Profilverschiebung x.

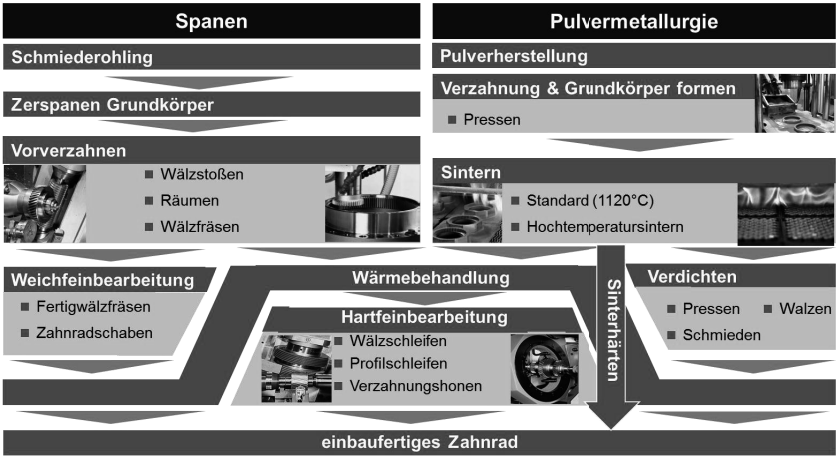
Verzahnungsqualität
Geometrische Abweichungen von der Evolventenform werden durch Kenngrößen nach DIN 3990 beschrieben und innerhalb von Qualitätsklassen zusammengefasst. Für den einzelnen Zahn sind Profilabweichungen und Flankenlinienabweichungen in Form von Winkel-, Form- und Gesamtabweichungen definiert. Die Qualität der gesamten Verzahnung wird durch die Messung von den Größen Teilung, Zahnweite und Kopf- sowie Fußkreisdurchmesser bestimmt.

Mechanische Belastungen von Zahnrädern
Zahnräder sind auf der Flanke durch einen Druck aufgrund der Zahnflankennormalkraft F_N und eine Scherung aufgrund der Reibkraft F_R belastet. Diese Arten von Oberflächenbelastung führen beim Überschreiten der Werkstofffestigkeit zu Pittingschäden oder zu Fressschäden. Der Zahnfuß wird schwellend biegebelastet. Die Höhe der Belastung ergibt sich aus der Verzahnungsgeometrie und der Zahnflankennormalkraft, wobei der Zahn vereinfacht als Biegebalken betrachtet werden kann. Wird die Zahnfußfestigkeit überschritten, entsteht ein Riss, der sich bis zum Zahnfußbruch fortpflanzt.

2.1.2 Prozesskette der pulvermetallurgischen Zahnradherstellung

Powder metallurgical process chain of gear manufacturing

Die Verzahnungsprozessketten des Spanens und der Pulvermetallurgie sind bis zum Punkt der Wärmebehandlung vollkommen unterschiedlich **Bild 2-1**. Das Einsatzhärten ist ähnlich und die Hartfeinbearbeitung annähernd identisch.



Bildquellen: Liebherr, Pfauter, Kapp, GKN SinterMetals

Bild 2-1: Pulvermetallurgische und spanende Zahnradherstellung
Process chain of PM gear manufacturing compared to conventional machining

Die pulvermetallurgische Prozesskette ist in der Verzahnungsindustrie weniger bekannt und wird im Folgenden beschrieben.

Materialtechnik

Unter dem Oberbegriff der Materialtechnik werden die Pulverherstellung und die Legierungstechnik zusammengefasst. Im Folgenden werden die Verfahren zur Pulverherstellung und Legierungsbildung vorgestellt und die Vor- und Nachteile der einzelnen Verfahren diskutiert.

Pulverherstellung

Bei der Pulverherstellung wird ein schüttfähiger und pressbarer Rohstoff hergestellt. Für die Herstellung von Formteilen kommen die Verfahren chemische Reduktion und Wasserverdüsung zum Einsatz. Reduzierte Pulver sind Reineisenpulver, die eine innere Porosität aufweisen. Bei der Wasserverdüsung können sowohl elementare als auch legierte Pulver erzeugt werden. Die Pressdichte wasserverdüster Pulver ist aufgrund der Porenfreiheit höher als bei reduzierten Pulvern. Aus den beiden zuletzt genannten Gründen sind wasserverdüste Pulver besser als reduzierte Pulver zur Herstellung von PM-Zahnrädern geeignet. [SCHA06]

Legierungstechnik

In der Legierungstechnik kommen die Verfahren Mischlegieren, Diffusionslegieren und Fertiglegieren zum Einsatz. Beim Mischlegieren wird eine Mischung bestehend

aus elementaren Pulvern zusammengestellt und mechanisch zu einer mechanischen Mischung vermischt. Die Legierungsausnutzung ist bei diesem Verfahren nicht optimal, und es besteht die Gefahr der Entmischung durch Sedimentation während des Transports und der Lagerung der Pulvermischung. Beim Diffusionslegieren wird eine mechanische Mischung einem Glühen unterzogen, bei dem die Pulverpartikel aneinander diffundieren. Durch den chemischen Zusammenhalt wird eine Entmischung zum Beispiel beim Transport oder Befüllen des Presswerkzeuges unterbunden. Beim Fertiglegieren wird die Legierung direkt verdüst. Die Legierungsausnutzung ist bei diesem Verfahren optimal, jedoch ist die Verpressbarkeit wegen der höheren Festigkeit des Pulvers im Vergleich zu einer mechanischen Mischung schlechter. [SCHA06]

Der Pulvermischung wird vor dem Pressen ein Presshilfsmittel in Form von Wachs oder Metallseife hinzugemischt. Das Presshilfsmittel wird während des Pressvorganges flüssig und reduziert die Reibung innerhalb des Pulvers. Zudem wird das Presshilfsmittel beim Pressen aus dem Bauteil gepresst und schmiert somit zwischen dem Pressling und der Matrizenwand beim Entformen des Bauteils aus der Matrize. [SCHA06]

Presstechnik

Vor dem Pressvorgang wird die Pulvermischung mit einem Füllschuh in die Matrize eingefüllt. Bei der Pressenkonstruktion wird zwischen mechanischen und hydraulischen Pressen unterschieden. Mechanische Pressen, die den Presshub mit Kniehebel oder Exzenter realisieren, weisen im Vergleich zu hydraulischen Pressen eine wesentlich höhere Hubgeschwindigkeit auf. Der Vorteil hydraulisch gesteuerter Pressen liegt in einer separaten Kontrolle jedes einzelnen Stempels. Somit können Risse vermieden werden, indem alle Stempel die Pressposition gleichzeitig erreichen und zudem nach dem Presszyklus eine Reduzierung des Pressdruckes erfolgt. Um eine homogene Dichte und hohe Hubgeschwindigkeiten zu vereinen, werden mechanische Pressen mit hydraulischem Adapter eingesetzt. [SCHA06]

Die erreichbare Dichte beim Pressen ist neben dem Pressdruck vor allem auch durch den Presshilfsmittelanteil in der Pulvermischung begrenzt. Das Presshilfsmittel kann circa x_{Vol} = 3% Volumenanteil einnehmen. Für eine hohe Verdichtung von bis zu ρ_{rel} = 95% sind Pressdrücke zwischen p_{Press} = 600 - 800 MPa erforderlich, und in Sonderfällen wird der Pressdruck bis auf p_{Press} = 1200 MPa erhöht. [ERNS92]

Die Presswerkzeuge weisen eine hohe Präzision und Standzeit aus. Sie sind meist aus Hartmetall gefertigt und dementsprechend teuer. Die Investition in ein Presswerkzeug für Schrägverzahnungen beträgt mehrere zehntausend Euro, sodass das Verfahren erst ab einer hohen Jahresproduktion rentabel ist.

Sintertechnik

Vor dem Sintern wird der Schmierstoff bei einer Temperatur von T = 500 – 600 °C ausgebrannt. Der Volumenanteil, den das Presshilfsmittel vor dem Sintern einnimmt, verbleibt nach dem Ausbrennen als Porosität. [SCHA06]

Während des Sinterprozesses erhalten die Bauteile ihre mechanische Festigkeit aufgrund einer Diffusionsverbindung der Pulverpartikel. Übliche Sintertemperaturen liegen bei T_S = 1120 °C. Das Sintern bei hohen Temperaturen von bis zu T_S = 1290 °C in speziellen Öfen erhöht die Diffusionsrate. Dadurch wird die Versinterung verbessert. Die Poren verkleinern sich und verrunden, wodurch bessere mechanische Eigenschaften entstehen. [SCHA06]

Zahnräder schwinden während des Sinterns, wobei der Wert des Sinterschwunds von Sintertemperatur, Dichte und den Legierungsbestandteilen abhängt. Durch die Auswahl einer geeigneten Legierungszusammensetzung kann Sinterschwund durch den Effekt der Mischkristallbildung verhindert werden. [SCHA06]

Nach dem Sintern werden die Bauteile mit einer definierten Rate abgekühlt, wobei Abkühlraten von dT/dt = 1 °K/s üblich sind. Durch die Kombination aus Legierungselementen und Abkühlrate wird die Gefügeausbildung beeinflusst. [TOTT02]

Nachverdichten

Zur Festigkeitssteigerung wird das PM-Zahnrad nach dem Sintern nachverdichtet. Beim Nachverdichten bieten sich zwei technologische Möglichkeiten an: das globale und das selektive Nachverdichten. Das globale Nachverdichten erstreckt sich auf das gesamte Bauteil wie ein nachträgliches axiales Pressen, [KUHN90]. Für Zahnräder ist aufgrund des Belastungsprofils ein selektives Nachverdichten der Oberfläche für eine Festigkeitssteigerung ausreichend.

Zwei grundlegend unterschiedliche Prozesse stehen für die Oberflächenverdichtung zur Verfügung: translatorische und rotatorische Verfahren [SHIV98 TRAS06, WOOL00, WOOL03, WOOL05]. In der Regel wird der rotierende Walzprozess mit Rundwerkzeugen, das Verzahnungswalzen, eingesetzt, welches im folgenden Kapitel beschrieben wird.

2.1.3 Verzahnungswalzen

Gear Rolling

Das Verzahnungswalzen gehört zu den Umformverfahren, die in der DIN 8582 nach dem Spannungszustand während der Umformung unterteilt werden. Das Walzen zählt demnach zum Druckumformen nach DIN 8583.

Beim Verzahnungswalzen wird ein zylindrischer oder vorverzahnter Rohling durch ein verzahntes Werkzeug verzahnt. Üblicherweise werden Außenverzahnungen hergestellt. Es existieren jedoch auch Untersuchungen zum Walzen von Innenverzahnungen, [GROC04]. Diese Arbeit konzentriert sich auf das Walzen von Außenverzahnungen.

Beim Walzen von Außenverzahnungen wird der Walzrohling drehbar mit Schnellspannvorrichtungen gespannt. Die gewünschte Profilierung erfolgt über zwei sich synchron gegenläufig bewegende Walzwerkzeuge. Als Werkzeuge kommen gehärtete und geschliffene Zahnräder zum Einsatz. Aus Stabilitäts- und Produktivitätsgründen wird die Anordnung mit bis zu vier Werkzeugrädern bevorzugt, jedoch ist die Anzahl an Werkzeugrädern aus Platzgründen meist auf zwei begrenzt. Zu Be-

ginn des Walzprozesses treffen die Walzwerkzeuge gleichzeitig auf das Werkstück auf und versetzen dieses zunächst durch Reibschluss und später durch Formschluss in Drehung. Dabei wird der Werkstoff in die Freiräume des Walzwerkzeugs verdrängt. Nach Erreichen der vollen Profiltiefe können sich im Anschluss an die Zustellphase eine Kalibrierphase mit Reversieren und eine Entspannungsphase anschließen, während derer die Geometrie und die Oberflächenqualität des Werkstücks optimiert werden. [DUDE94, KREI09, LADO02, NN69c, TSCH10]

Bei der Prozessführung existiert eine Vielzahl von Varianten, die auf vier Unterscheidungsmerkmale zurückgeführt werden können (Prozesstemperatur, Werkzeugform, Vorschub- und Zustellbewegung):

- Es wird zwischen Warmwalzen und Kaltwalzen unterschieden.
- Zum Einsatz kommen Rundwerkzeuge oder Walzstangen.
- Als Arten des Vorschubes werden das radiale Einstechverfahren oder das axiale Durchführverfahren verwendet.
- Die Zustellung ist entweder in die Werkzeugform bei Inkrementalwerkzeugen integriert, oder sie wird durch eine bewegliche Zustellachse realisiert.

Das Verzahnungswalzen von Evolventenverzahnungen wird heute in der konventionellen Fertigungskette von Zahnrädern als Feinwalzen in der Serienfertigung eingesetzt, wo es in vielen Fällen das Verzahnungsschaben ersetzt, [CUBB89, GROO10]. Insbesondere bei Planetenrädern für Automatikgetriebe ist das Verfahren erfolgreich im Einsatz, [ENDO90]. Die Vorteile im Vergleich zum Schaben sind kürzere Prozesszeiten von weniger als $t_H = 10$ s und die lange Lebensdauer der Werkzeuge. Walzwerkzeuge können zum Feinwalzen von über einer Million Zahnrädern eingesetzt werden, bis ein Nachschleifen notwendig wird. Im Gegensatz zum Wälzfräsen wird beim Walzen kein Auslauf zur Fertigung benötigt, so dass das Walzen oft bei Verzahnungen nahe an Wellenabsätzen eingesetzt wird. Beim Einstechverfahren bewegt sich das Werkstück axial nicht, sodass Verzahnungen unmittelbar gegen einen Bund hergestellt werden können, [VOEG99]. Feine Oberflächen, ein parallel zur Oberfläche ausgerichtetes Gefüge, welches die Zahnflanken- und die Zahnfußtragfähigkeit steigern soll, und hohe Reproduzierbarkeit der geometrischen Qualität werden als weitere Vorteile des Verzahnungswalzens genannt, [CUBB89, ENDO90, KREI09].

Aus den gleichen Gründen wird auch das Walzen ins Volle eingesetzt. Mit diesem Verfahren werden Steckverzahnungen im Automobilbau in der Serie produziert. Das Walzen ins Volle von Laufverzahnungen wurde unter Laborbedingungen bereits erfolgreich durchgeführt, [HELL05], hat sich aber bis heute noch nicht industriell durchgesetzt.

Bei modernen Walzmaschinen werden die Walzwerkzeuge über Gelenkwellen mit zwei Drehstrom-Servomotoren angetrieben. Die Drehzahlregelung wird mittels Frequenzumrichtern gesteuert. Der Walzrohling wird zu Prozessbeginn angetrieben und bei geringer Werkzeugzustellung wird der Walzrohling in der Verzahnung der Walz-

werkzeuge eingemittet. Der längsbewegliche Walzschlitten, der die Walzkraft aufbringt, wird hydraulisch betätigt. Der Vorschub erfolgt über eine weggesteuerte Zustellung der Walzwerkzeuge, [STRE10].

Historische Entwicklung des Verzahnungswalzens

Die folgenden Abschnitte stellen die Entwicklung des Verzahnungswalzens dar. Die ersten Anwendungen des Verzahnungswalzens wurden im 19. Jahrhundert mit dem Warmwalzen realisiert. Später wurde das Kaltwalzen von Verzahnungen entwickelt. Deshalb wird im Folgenden mit der Entwicklung des Warmwalzens begonnen, bevor die Entwicklung des Kaltwalzens dargestellt wird.

Entwicklung des Warmwalzens von Verzahnungen

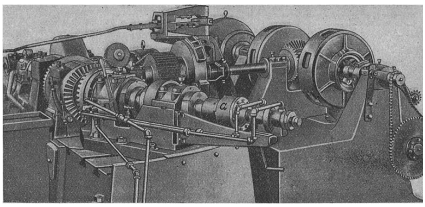
Bereits 1872 erprobte John Comley das Warmwalzen von Verzahnungen in den USA – aufgrund von unausgereifter Maschinentechnik jedoch ohne Erfolg [LOUG22]. Die Motivation, sich mit dem Verzahnungswalzen zu beschäftigen, lag schon damals neben der Verkürzung der Prozesszeit im Vergleich zum Fräsen auch in der Erhöhung der Materialeffizienz durch spanlose Fertigung. Die erste erfolgreiche Anwendung des Verzahnungswalzens ist datiert auf das Jahr 1910. Anderson entwickelte damals eine Verzahnungswalzmaschine mit einer über ein Getriebe gekoppelten Werkzeug- und Werkstückrotation, die zudem das Reversieren der Rotationsrichtung ermöglichte, **Bild 2-2**.

Bezeichnungen
- a: hydraulisches Spannfutter
- b: Walzrohling
- c: Walzwerkzeug
- d & e: Kegelräder zur Drehzahlsynchronisation

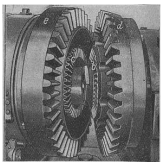
Prozessbeschreibung

Walzdruck:
10 - 20 t
Spindeldrehzahl:
400 - 700 min^{-1} (ohne Reversieren)
80 - 200 min^{-1} (mit Reversieren)
Vorschub mittels Kurvenführung
Walzwerkzeugkühlung mittels Wasserstrahl
Zunderabfuhr über Fliehkraft
Lebensdauer der Matrize: 500 Teile
Zwangsläufige Rotation von Werkzeug und Werkstück (b, c)
Radköpertemperatur 1100 - 1140 °C

Maschine zum Warmwalzen von Zahnrädern



Bearbeitungsstelle Verzahnungswalzen



Warmgewalzte Zahnräder



Bild 2-2: Warmwalzmaschine und warmgewalzte Zahnräder von 1922 [LOUG22]
Hot rolling machine and hot rolled gears from 1922

Gegossene Walzrohlinge wurden auf Schmiedetemperatur erhitzt und anschließend heiß gewalzt. In der Startphase gab es noch Probleme mit der Flankenqualität, da sich Material auf den Flanken einwalzte. Durch Optimierung des Verfahrens wurde der Materialfluss so beeinflusst, dass das überschüssige Material zu den Stirnseiten abfloss. 1914 war das Verfahren soweit entwickelt, dass die Serienproduktion beginnen konnte. Die Anderson Rolled Gear Co. Cleveland Ohio bot Stirnrad-, Kegelrad-

und Doppelschrägverzahnungen an, die in Bild 2-2 dargestellt sind. Walzmaschinen für den Verkauf wollte Anderson jedoch nicht herstellen, [NN13, NN13a, NN14]. Die Hauptzeit betrug im Jahr 1922 t_H = 14 s für ein Zahnrad von den Dimensionen d_a = 25 mm und b = 5 mm. Das Einsparpotenzial wurde auf Δx_K = 20 - 40 % für Materialkosten, Δx_K = 25 - 80 % für Personalkosten und Δx_K = 55 - 60% für Investitionskosten beziffert. [LOUG22, NN20, TRAU22]. 1915 wurde H. N. Anderson für die Erfindung seiner „Gear Rolling Machine“ mit der John Scott Medaille, einer der bedeutendsten Auszeichnungen der amerikanischen Wissenschaft, ausgezeichnet [FOX68].

Das Verfahren war damals hoch produktiv. Zudem verfügten gewalzte Zahnräder über eine Festigkeit und Präzision, die in dieser Zeit von spanenden Verfahren unerreicht war, [LOUG22]. Aufgrund der hohen Qualität konnte damals auf ein anschließendes Verzahnungsschleifen verzichtet werden. Die Erklärung für die hohe Festigkeit erfolgte einige Jahre später und wurde auf den gerichteten Faserverlauf zurückgeführt, [NN53]. Auf das Jahr 1918 ist die erste Anwendung des Verzahnungswalzens in Europa datiert. Hugo Lubenow meldete eine Einrichtung zum Walzen von Zahnrädern zum Patent an, [NN18].

Die nächste Entwicklungsstufe des Verzahnungswalzens wurde nach dem zweiten Weltkrieg in Russland vollzogen. Kuzimin und Vasilchikov entwickelten eine Labormaschine zum Warmwalzen von Zahnrädern bis zu einem Außendurchmesser von d_a = 220 mm und einem Modul von m_n = 3 mm. Auch diese Maschine verfügte über eine Reversierfunktion. Kuzimin und Vasilchikov untersuchten zwei unterschiedliche Bearbeitungsansätze. Beim ersten Ansatz wurde der Achsabstand zwischen den Walzwerkzeugen konstant gehalten und der Walzrohling axial zugestellt. Beim zweiten Ansatz wurde eines der beiden Walzwerkzeuge radial zugestellt. Der erste Ansatz stellte sich als vorteilhaft für kleinere Zahnräder heraus. Pfeilverzahnungen wurden aufgrund ihrer Geometrie mit dem zweiten Ansatz hergestellt [KUZM55].

Anfang der sechziger Jahre gab es in Japan Aktivitäten auf dem Gebiet des Warmwalzens von Verzahnungen, [GAKK61]. In China wurde - getrieben durch die staatlichen Subventionen im Rahmen der Großen Proletarischen Kulturrevolution - das Warmwalzen von Verzahnungen 1967 bei Louyang Tractors serienmäßig eingesetzt, [NN68]. Das Warmwalzen wird heute kaum noch eingesetzt, es gibt jedoch Ansätze das Warmwalzen zur Vorformherstellung von Großverzahnungen einzusetzen, um das Zerspanvolumen zu reduzieren.

Ausrolling (engl.)
Ausrolling ist die englische Bezeichnung für einen thermo-mechanischen Endbearbeitungsprozess für Zahnräder. Hierbei handelt es sich um ein Walzen im austenitischen Zustand. Der Walzrohling wird während des Walzens thermisch abgeschreckt, wodurch eine besonders hohe Werkstofffestigkeit erreicht wird. Mit Ausrolling hergestellte Verzahnungen finden ihre Anwendung in Bereichen, wo sehr hohe Festigkeiten und Leistungsdichten gefordert sind, wie z.B. in der Luft- und Raumfahrt.

Entwicklung des Kaltwalzens von Verzahnungen

1938 gründete Hermann Plagemann die Firma PEE WEE Maschinen und Anlagebau in Berlin, die zylindrische Walzwerkzeuge anstelle der bisher verwendeten Walzbacken zum Kaltwalzen von Verzahnungen einsetzte, **Bild 2-3**, [NN39]. Im Arbeitsraum der Walzmaschine GWR80 rotierten zwei zylindrische Walzwerkzeuge, Profilrollen A und B, gleichsinnig und mit gleicher Drehzahl. Dabei war das Walzwerkzeug A im feststehenden Spindelblock, das Walzwerkzeug B im beweglichen Rollspindelschlitten gelagert. Durch hydraulische Bewegung des Schlittens drangen die Profile beider Walzwerkzeuge in den Walzrohling ein und brachten das Material zum Fließen. Das Werkstück wurde durch Reibung in Drehung versetzt, [KOEN62].



Bild 2-3: Kaltgewalzte Zahnräder aus dem Jahr 1962 [GALL61, KOEN62]
Precision rolled components from 1962

Diese Bauart der Walzmaschinen sollte sich in Zukunft für das Verzahnungswalzen durchsetzen. 1955 präsentierte PEE WEE Maschinen und Anlagebau das Kaltwalzen von Steckverzahnungen auf Wellen [NN55].

Während der fünfziger Jahre wurden die Walzmaschinen und die Werkzeugmaterialien weiterentwickelt, sodass zu Beginn der Sechziger bereits ein breites Spektrum an Verzahnungen walztechnisch hergestellt werden konnte. Die Hauptzeiten waren im Vergleich zum Wälzfräsen gering, und die erreichbare Verzahnungsqualität entsprach damals den Anforderungen, Bild 2-3. [GALL61, KOEN62]

Die Weiterentwicklung der Walzmaschinen fokussierte sich auf die Automatisierung der Arbeitsabläufe und eine Versteifung der Maschine, um die Präzision und Produktivität zu steigern. 1967 wurde auf der Mailänder Messe eine Maschine zum Kaltwalzen von Zahnrädern vorgeführt, die durch eine große Genauigkeit überzeugte, [RECH67].

Die ersten industriellen Prototypenanwendungen des Kaltwalzens von Verzahnungen gehen auf das Jahr 1968 zurück. Das Verzahnungswalzen wurde damals als Feinbearbeitungsverfahren nach dem Wälzfräsen für eine Kleinserie von 1000 LKW Zahnrädern eingesetzt, [NN73]. Die breite industrielle Einführung begann 1969, wo es in der nordamerikanischen Automobilindustrie um Detroit hieß: „Don't shave, when you can roll", [NN69b]. Die Ford Motor Company war der erste Getriebehersteller, der das Verzahnungswalzen einsetzte. Ford produzierte zu dieser Zeit bereits 27.000 Zahnräder pro Tag mittels Feinwalzen, [NN69a]. Die Walzkraft wurde mechanisch aufgebracht. Die Zykluszeit betrug t = 5 s, wobei t = 3 s auf das Aufbringen der Walzkraft und t = 2 s auf das Verzahnungswalzen verfielen, [NN69c]. Nach der

Ford Motor Company installierten oder bestellten 1969 weitere der größten nordamerikanischen Getriebehersteller wie Hydra-Matic, GM's Buick Motor Division und Chrysler Corp. Verzahnungswalzmaschinen [NN69b]. Auf dem amerikanischen Markt befanden sich zu dieser Zeit verschiedene Werkzeugmaschinenhersteller, die Verzahnungswalzmaschinen anboten, wie die Michigan Tool Co., eine Tochterfirma der Ex-Cell-O Corp, Landis Machine Co. und Formflo Ltd. Cheltenham, [NN69b]. 1972 erweiterte Ford seine Walzkapazitäten auf den Standort im englischen Halewood durch einen Großauftrag an die Firma Formflo Ltd. Cheltenham, [NN72], die sich in den folgenden Jahren zum Weltmarktführer für Verzahnungswalzmaschinen entwickelte, [NN78].

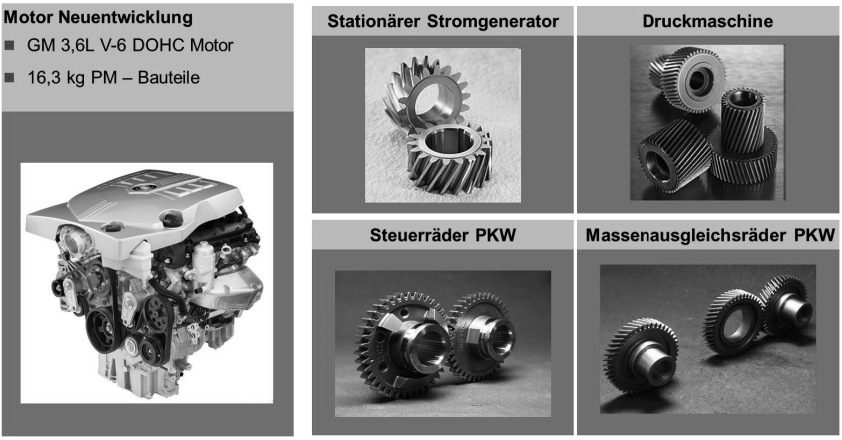
Parallel zur Einführung in Nordamerika entwickelte sich hinter dem Eisernen Vorhang in Russland ebenfalls die industrielle Anwendung des Verzahnungswalzens. Die Firma Profiroll Technologies, damals PEE-WEE, lieferte Maschinen an die Automobilindustrie. 1973 machte die PEE WEE mit 150 Mitarbeitern einen Jahresumsatz von 10 Millionen D-Mark, [NN74].

Mitte der achtziger Jahre entwickelte die Firma OSG Corporation eine Verfahrensvariante, die im Durchführverfahren arbeitete und trotzdem ein Reversieren der Walzrichtung ermöglichte, um so die Verzahnungsqualität zu verbessern, [SAIT88]. Eichner entwickelte zeitgleich eine Verfahrensmodifikation mit exzentrisch gelagerten Werkzeughaltern, um den Umformvorgang zu optimieren, [EICH91]. Entwicklungen Ende der 1990er Jahre fokussierten sich auf eine Versteifung der Maschinenkonstruktion, [VOEG99], auf die Automatisierbarkeit [KREI09] und auf die Steuerbarkeit [STRE10].

Mit dem Walzen pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder kam Ende der 1990er Jahre eine neue Applikation des Walzprozesses auf. Beim Walzen pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder ist der Walzrohling mit einem Verdichtungsaufmaß versehen. Zur Verdichtung wird der Walzrohling üblicherweise im Einstechverfahren bearbeitet.

Bild 2-4 zeigt einige Beispiele von pulvermetallurgischen Zahnrädern, die zur Verdichtung der Oberfläche gewalzt werden. Meistens handelt es sich dabei um Zahnräder mit komplexer Geometrie und Nebenformelementen, die nicht sehr hoch belastet sind. Hoch belastete Zahnräder aus dem Getriebe befinden sich nicht in der Anwendung.

Als erste Firma beginnt Stackpole – heute Gates –am Standort in Toronto als Zulieferer für den Automobilhersteller General Motors aus Detroit mit der Serienfertigung nachverdichteter pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder, [LAWC99, SHIV95, SHIV96, SHIV98]. Parallel wird das Verfahren von der Firma Toyota entwickelt und in House eingesetzt. Die Firmen Capstan Atlantic aus Worchester in den USA, Miba Sinter aus Vorchdorf in Österreich, [SAND02], und GKN SinterMetals in Radevormwald in Deutschland ziehen als Automobilzulieferer nach. Zudem entwickeln weitere Sinterteilehersteller an dem Verfahren Walzen von pulvermetallurgischen Zahnrädern wie zum Beispiel AMES aus Barcelona in Spanien, [CALE08].



Quelle: GM, MPIF, Capstan Atlantic; Miba

Bild 2-4: Beispiele gewalzter pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder
Examples of surface rolled PM gears

Auf der Forschungsseite werden am Werkzeugmaschinenlabor (WZL) der RWTH Aachen im Rahmen des von der Europäischen Union geförderten Projektes „High Dens“ Verfahrensweiterentwicklungen und Bauteiluntersuchungen in Kooperation mit den Firmen Fiat Research, Höganäs AB, Escofier und PMG Füssen durchgeführt. Im Jahr 2003 entstand an der KTH in Stockholm in Zusammenarbeit mit Höganäs AB eine Studienarbeit zum Thema FE-Simulation des Walzens pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder, [ENGS03]. Des Weiteren werden in Freiburg am Fraunhofer IWM Simulationen des Walzens pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder durchgeführt, [RIED04, YAZI05]. Das Walzen von geschmiedeten Zahnrädern ins Volle wird am Fraunhofer IWU in Chemnitz untersucht, [HELL05, NEUG07, NEUG10]

Nach der Jahrtausendwende erlebte das kraftgesteuerte Verzahnungswalzen mit Rundwerkzeugen einen erneuten Boom durch die Einführung des Doppelkupplungsgetriebes. Bei Doppelkupplungsgetrieben kommt eine Hohlwelle zum Einsatz. Die CNC-Steuerung der Walzmaschinen macht es möglich, den Walzprozess so zu regeln, dass eine Verformung der Hohlwelle beim Verzahnungswalzen innerhalb der Toleranzen bleibt, [WALT00].

2.1.4 Tragfähigkeit pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder
Mechanical properties of PM gears depending on density

Pulvermetallurgisch hergestellte Bauteile besitzen verfahrensbedingt eine Porosität, die zu einer deutlichen Reduktion der Festigkeit führt. Durch ein Dichtwalzen im Anschluss an das Pressen und Sintern wird das Randgefüge komprimiert, wodurch ähnliche Festigkeiten wie bei konventionell spanend hergestellten Zahnrädern erreicht werden. Eine Vielzahl von wissenschaftlichen Arbeiten hat sich mit dem Vergleich der Tragfähigkeit von PM-Einsatzstahl im Vergleich zu konventionellen Einsatzstählen beschäftigt, [ARNH05, BEIS03, COLE98, CADL91, DIZD05, FORD05,

HANE05, JONE97, JONE98, KOTT03, KOTT09, LAWC99, LIPP00, LIPP02, NIGA01a, NIGA01b, NIGA01c, NN07, PETE04, RAU00, RAU03, RÖBE91, SAND02, SAND05, STEIN91, STREH97].

Exemplarisch wird die Arbeit von Kotthoff herausgegriffen, [KOTT03]. Kotthoff untersuchte die Wälzfestigkeit bei s = -24 % Schlupf an Rollen aus verschiedenen PM-Einsatzstählen mit unterschiedlichen Dichten. Zudem wurden randzonenverdichtete Rollen mit unterschiedlicher Verdichtungstiefe untersucht. Zum Vergleich wurden Wälzfestigkeitsversuche mit den Einsatzstählen 16MnCr5 und 20MnCr5 durchgeführt.

Bild 2-5 zeigt die von Kotthoff ermittelte bezogene Dauerwälzfestigkeit des PM-Einsatzstahls bezogen auf den Dauerwälzfestigkeitswert des Einsatzstahls 16MnCr5E. Die Dauerwälzfestigkeit $p_{A(PM)}/p_{A(16MnCr5)}$ ist in Prozent über der relativen Dichte am Bauteilrand $\rho_{rel,Rand}$ aufgetragen. Die verschiedenen Dichten werden durch unterschiedliche Prozessketten hergestellt – Pressen und Sintern ($\rho_{rel,Rand}$ = 91 %), Doppelpressen und Doppelsintern ($\rho_{rel,Rand}$ = 94,5 %), Ferritphasensintern ($\rho_{rel,Rand}$ = 97 %) und Dichtwalzen ($\rho_{rel,Rand}$ = 100 %). Die dichtgewalzten PM-Bauteile werden mit unterschiedlichen Verdichtungstiefen t_D gefertigt.

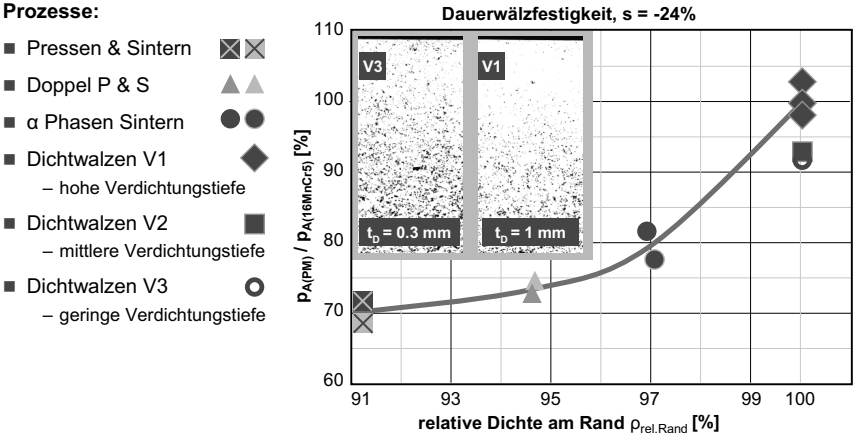


Bild 2-5: Dauerwälzfestigkeit einsatzgehärteter PM-Rollen [KOTT03]
RCF of casehardened PM steels for various densities

Die Dauerwälzfestigkeit steigt mit der relativen Dichte am Bauteilrand $\rho_{rel,Rand}$ an. Zusätzlich zeigt sich bei den oberflächenverdichteten Varianten eine Abhängigkeit zwischen der Dauerwälzfestigkeit und der Tiefe der Verdichtung. Es ist von entscheidender Bedeutung, dass die Verdichtung in den belasteten Bereichen ausreichend ist, um ein Bauteilversagen zu vermeiden. Für Zahnräder bedeutet das, dass sowohl auf der Flanke als auch im Zahnfuß eine ausreichende Verdichtung vorliegen muss. Eine umfangreiche fertigungstechnische Analyse des Verdichtungsverhaltens ist Teil dieser Arbeit.

2.2 Problemlage und Herausforderungen
Problem situation

Im folgenden Unterkapitel wird die Problemlage hergeleitet. Zunächst werden die Fertigungsfehler gewalzter pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder beschrieben. Des Weiteren wird die Prozesskomplexität des Walzens pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder erläutert. Beides resultiert in einer aufwendigen Prozessauslegung, die im dritten Unterkapitel dargestellt wird. Abschließend wird das Kapitel in einem Fazit zusammengefasst und der Forschungsbedarf wird abgeleitet.

2.2.1 Fertigungsfehler
Manufacturing defects of rolled PM gears

In der industriellen Praxis treten beim Walzen pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder Fertigungsfehler wie Verdichtungsdefizite [PETE04, JANI09], Formabweichungen [BASS05, CUBB89, DUDE94, TSCH10], und Oberflächendefekte, [PETE04, DUDE94], auf. Die Ursachen sind bisher nicht erforscht und publiziert. Die Fertigungsfehler sind in **Bild 2-6** definiert und ihre Folgen sowie notwendige Gegenmaßnahmen werden beschrieben.

Als Verdichtungsdefizite werden unverdichtete Bereiche in der hochbelasteten Randzone definiert. Die Poren reduzieren die Festigkeit. Eine nachträgliche Verdichtung ist aufgrund der damit verbundenen Formänderung des Zahnrades nicht mehr zulässig. Zur Behebung der Verdichtungsdefizite muss das Verdichtungsaufmaß erhöht und der Walzrohling verändert werden. Somit ist eine Neukonstruktion des Presswerkzeuges notwendig, was mit Investitionskosten in der Höhe von mehreren zehntausend Euro einhergeht.

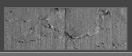
	Verdichtungsdefizite 	Formabweichungen 	Oberflächendefekte 
Definition	unverdichtete Zonen in hochbelasteten Bereichen	Profil- & Flanken-abweichungen (DIN 3962)	oberflächliche Materialschuppen
Folgen	Festigkeitsverringerung, Ausfall der Verzahnung	Festigkeitsverringerung, Laufgeräuscherhöhung	Verschlechterung der Optik, Kontamination des Öls
Maßnahmen	Walzrohling-neukonstruktion	Werkzeugkorrektur, Hartfeinbearbeitung	Bürsten, Strahlen

Bild 2-6: Fertigungsfehler beim Walzen pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder
Manufacturing defects in PM gear rolling

Formabweichungen führen zu Einbußen der Verzahnungsqualität nach DIN 3962. Unabhängig vom Verzahnungsfall und den Prozessparametern treten s-förmige Profilformfehler mit einer Hohlballigkeit in Profilrichtung und einer Profilüberhöhung an den Grenzen des aktiven Profils auf. Die Ausprägung der Formabweichungen variiert jedoch in Abhängigkeit vom Verzahnungsfall und der Prozessauslegung. Die Verzahnungsfehler verschlechtern das Tragbild und können so zu einem erhöhten Laufgeräusch und zu Lastüberhöhungen in der Zahnflankenkontaktfläche führen. Zur

Reduzierung der Formabweichungen werden die Walzwerkzeuge mit einem Korrekturschliff versehen. Die dennoch verbleibenden Formabweichungen werden durch eine Hartfeinbearbeitung eliminiert.

Weiterhin treten vornehmlich im Bereich der Fußflanke Oberflächendefekte auf. Diese verschlechtern die Optik des Zahnrades und können durch Ablösen im Betrieb das Öl kontaminieren. Des Weiteren ist davon auszugehen, dass in die Tiefe hineinreichende Oberflächendefekte im Zahnfußbereich die Zahnfußtragfähigkeit reduzieren. Die Oberflächendefekte werden in der Fertigung mit geringem Aufwand durch Bürsten oder Strahlen entfernt.

Alle aufgeführten Fertigungsfehler sind unter gleichen Randbedingungen reproduzierbar und werden somit als systematische Fehler klassifiziert. Das bedeutet, dass diese Fertigungsfehler korrigier- bzw. kompensierbar sind.

2.2.2 Prozesskomplexität

Process complexity

Wie im Stand der Technik beschrieben, wälzen beim Verzahnungswalzen der Walzrohling und die beiden Walzwerkzeuge ab. Durch eine überlagerte Achsabstandsänderung wird der Walzrohling verdichtet. Die dabei auftretenden veränderlichen Kontaktverhältnisse und das veränderliche Werkstoffverhalten machen die Beschreibung des Dichtwalzens zu einer komplexen Herausforderung. **Bild 2-7** stellt die Kausalkette zur Entstehung der veränderlichen Kontaktverhältnisse und des veränderlichen Werkstoffverhaltens dar. Die Achsabstandsreduktion und das Abwälzen bilden die Prozesseingangsgrößen (P). Diese führen über verschiedene Reaktionen (mit R gekennzeichnet) zu den Komplexitäten (mit K gekennzeichnet).

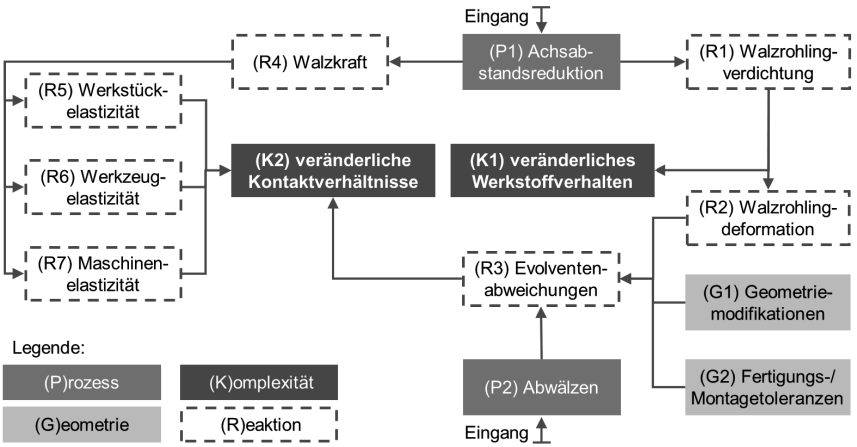


Bild 2-7: Prozesskomplexität des Kaltwalzens pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder
Process complexity of surface densification by rolling

Durch die Achsabstandsreduktion (P1) werden die Walzwerkzeuge zugestellt, um eine Walzrohlingverdichtung (R1) zu erreichen. Gleichzeitig wird der Walzrohling de-

formiert und damit kaltverfestigt. Beides bewirkt eine kontinuierliche Veränderung der Materialeigenschaften (K1) und damit des Werkstoffverhaltens.

Die Walzkräfte nehmen mit der Verfestigung des Walzrohlingwerkstoffes und der Vergrößerung der Berührfläche zwischen Werkzeug und Werkstück zu. Die unvermeidbare Auffederung des Maschinengestells führt zu einer Verlagerung der Walzwerkzeuge, so dass auch die Eindringbahn des Walzwerkzeuges von der idealen Bahn, die theoretisch einer Zykloide entspricht, abweicht.

Die Achsabstandsreduktion (P1) und das Abwälzen (P2) der Werkzeug-Werkstück-Paarung sind für veränderliche Kontaktverhältnisse (K2) verantwortlich. Aufgrund von Formabweichungen von der Evolvente (R3), die durch konstruktive Geometriemodifikationen (G1), Fertigungs- und Montagetoleranzen (G2) sowie der Walzrohlingdeformation (R2) verursacht werden, wird die Beschreibung der Kontaktverhältnisse (K2) zusätzlich erschwert. Zudem bewirken die Walzkräfte (R4) in Kombination mit den Elastizitäten (R5 – R7) der beteiligten Komponenten Lageabweichungen der Wälzpartner, was als zusätzliche Unbekannte in die Kontaktverhältnisse (K2) eingeht. [KREI09].

2.2.3 Prozessauslegung
Process design

Um trotz der Komplexität ein gewalztes PM-Zahnrad ohne Fertigungsfehler herzustellen, erfolgt in der industriellen Praxis eine iterative und damit zeitintensive Prozessauslegung, deren Erfolg nicht vorhersagbar ist. Die Prozessauslegung unterteilt sich in neun Schritte, **Bild 2-8.**

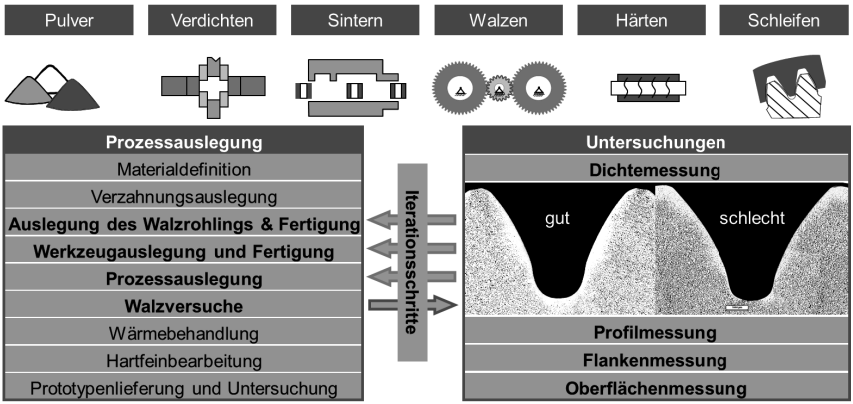


Bild 2-8: Iterative Prozessauslegung beim Dichtwalzen nach Kotthoff, [KOTT09]
Iterative process design in surface densification by rolling according to Kotthoff

Die Prozessauslegung beginnt damit, ein den Anforderungen gerechtes Material zu definieren und die Verzahnung auszulegen. Für den Walzrohling werden mehrere Varianten mit unterschiedlichen Aufmaßen konstruiert. Hierfür verfügen PM-Teile-

Hersteller über ein Sortiment an zylindrischen Presswerkzeugen unterschiedlichen Durchmessers. Aus PM-Zylindern werden die Walzrohlinge mit verschiedenen Aufmaßvarianten und Dichten durch Schleifen oder Erodieren hergestellt. Parallel wird ein Walzwerkzeug mittels Abwälzen der Werkstückverzahnung ausgelegt, [KOTT05], und spanend hergestellt. Zudem werden basierend auf Erfahrungswerten Prozessparametervariationen festgelegt. Mit diesen Eingangsgrößen werden Dichtwalzversuche durchgeführt. Die gewalzten PM-Zahnräder werden im Hinblick auf Verdichtung, Verzahnungsqualität und Oberflächengüte untersucht. Das metallographisch ermittelte Verdichtungsprofil dient als Grundlage für die Auswahl einer Aufmaßvariante, die eine ausreichende Verdichtung erzeugt. Durch Profil- und Flankenmessung werden die Verzahnungsabweichungen ermittelt, um einen Werkzeugkorrekturschliff zu konstruieren und geeignete Prozessparameter zu definieren. Je nach Verzahnung liegt bereits nach der ersten Iterationsschleife ein Prozessergebnis vor, welches den Anforderungen entspricht. Jedoch wird bei anderen Beispielen eine Vielzahl von Iterationsschritten benötigt. In den meisten Fällen sind trotz aufwendiger Werkzeug- und Prozessauslegung die verbleibenden Formabweichungen so groß, dass eine nachträgliche Hartfeinbearbeitung notwendig ist.

3 Zielsetzung und Lösungsansatz

Objective and approach

Ausgangssituation

Das Betriebsverhalten pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder ist abhängig von der Oberfläche im Zahnkontakt, der Verdichtung der belasteten Bereiche und der Geometrie der im Kontakt befindlichen Flanken. Zur Verdichtung werden pulvermetallurgisch hergestellte Zahnräder nach dem Sintern gewalzt, wodurch neben der Dichte auch die Oberflächengüte und die Profilform verändert werden.

Problemstellung

An gewaltzen pulvermetallurgisch hergestellten Zahnrädern wurden drei verfahrenstypische Fertigungsfehler festgestellt. Diese waren Oberflächendefekte, Verdichtungsdefizite und Formabweichungen. Bedingt durch eine hohe Prozesskomplexität sind zur Beseitigung der Fertigungsfehler aufwendige Iterationsschritte bei der Werkzeug- und Prozessauslegung notwendig. Bei dieser iterativen Vorgehensweise enstehen hohe Entwicklungskosten. Es besteht sogar das Risiko, die Entwicklungsziele zu verfehlen, falls die Fertigungsfehler nicht beseitigt werden können.

Zielstellung

Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, das Prozessergebnis bestehend aus Oberflächengüte, Verdichtung und Verzahnungsqualität zu verbessern, die Fertigungsfehler zu vermeiden und die Entwicklungszeiten zu verkürzen. Die Verbesserung soll allgemeingültig angewendet werden können, so dass ein elementares Unterziel darin besteht, ein allgemeingültiges Prozessmodell abzuleiten.

Forschungshypothese

Die erste These sagt aus, dass die Wirkzusammenhänge zwischen Prozessergebnisgrößen und Prozesseingangsgrößen mit empirisch-analytischen Parametermodellen allgemeingültig beschreiben werden können. Die Allgemeingültigkeit ist dann gegeben, wenn die zweite These erfüllt ist: *Fertigungsfehler werden durch den zeitlichen Verlauf des Spannungs-Dehnungs-Zustandes hervorgerufen*.

Konkret bedeuten die Thesen, dass beim Überschreiten der maximal ertragbaren Spannung oder des Umformvermögens Oberflächendefekte entstehen. Zudem können zu geringe hydrostatische Drücke Verdichtungsdefizite verursachen. Formabweichungen können durch falsch gerichtete plastische Dehnungen und Lagetoleranzen der Werkzeuge aufgrund elastischer Verformungen entstehen. Durch die Vermeidung der fertigungsfehlerverursachenden Spannungs-Dehnungs-Zustände wird der Entstehung von Fertigungsfehlern präventiv entgegengewirkt.

Forschungsfragen

Zur Überprüfung der Hypothese ist die Kenntnis des Spannungs-Dehnungs-Zustandes und des daraus resultierenden Werkstoffverhaltens während des Walzens notwendig. Die Beantwortung der ersten Forschungsfrage – *Welche Spannungs-Dehnungszustände treten beim Walzen pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder auf?* – soll eine Datenbasis liefern, auf deren Grundlage die Wirkzusam-

menhänge des Walzens pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder abgeleitet werden. Die zweite Forschungsfrage – *Mit welchen Spannungs-Dehnungs-Zuständen korrelieren Fertigungsfehler?* – liefert die Erkenntnis darüber, welche Spannungs-Dehnungs-Zustände fertigungsfehlerverursachend sind. Die dritte Forschungsfrage – *Wie lassen sich fertigungsfehlerverursachende Spannungs-Dehnungs-Zustände vermeiden?* – ist die Frage danach, wie sich die Erkenntnisse des Forschungsvorhabens auf die Praxis übertragen lassen.

Lösungsansatz

Zur Analyse der Fertigungsfehler und Beantwortung der Forschungsfragen ist eine Korrelation von Fertigungsfehlern mit den Spannungs-Dehnungs-Zuständen notwendig. Der Lösungsansatz ist in **Bild 3-1** dargestellt. Zunächst werden Methoden hergeleitet, die zur Analyse der Prozessergebnisse, Walzkraft, Oberflächengüte, Verdichtung und Verzahnungsqualität, verwendet werden.

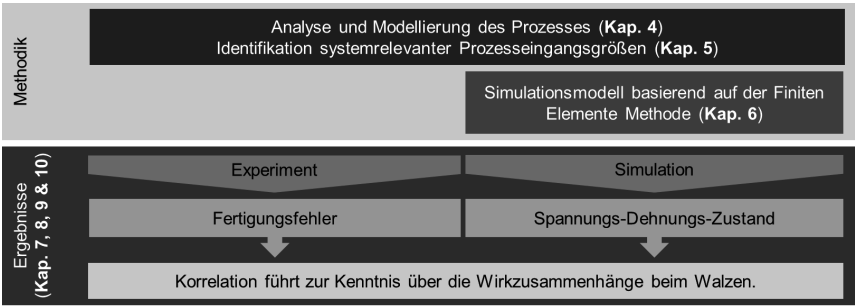


Bild 3-1: Lösungsansatz
Approach

Eine Prozessanalyse identifiziert die wesentlichen Aspekte des Walzens pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder. Diese Aspekte werden in Prozessmodellen sowie einem Referenzprozess des Walzens pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder und dem Zylinderwalzen abgebildet. Zusätzlich wird für die Analyse des Spannungs-Dehnungszustandes ein Simulationsmodell basierend auf der Finite-Elemente-Methode entwickelt.

Im Ergebnisteil werden die experimentell ermittelten Fertigungsfehler mit den berechneten Spannungs-Dehnungs-Zuständen in Beziehung gesetzt. Dadurch wird die Kenntnis über die Entstehung von Fertigungsfehlern beim Verzahnungswalzen pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder erlangt, sodass Abhilfemaßnahmen abgeleitet werden können. Das gewonnene empirische Wissen wird in Form von Diagrammen, Gleichungen sowie Konstruktions- und Prozessvorgaben für den Technologieanwender zur Verfügung gestellt.

4 Analyse und Modellierung des Prozesses

Analysis and modeling of process

4.1 Systemgrenze

System boundary

Der Fokus der Untersuchungen liegt auf dem Prozessschritt Walzen. Das Gesamtsystem des Walzens pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder umfasst neben dem Walzen die Prozesseingangsgrößen und die Prozessergebnisgrößen, **Bild 4-1**. Bei den Untersuchungen werden die Prozessparameter (Reversierpunktanzahl N_{RP}, Drehzahl n, Überrollungsanzahl $N_Ü$), der Walzrohlingwerkstoff (Kohlenstoffgehalt x_c, Prozesseingangsdichte ρ_0, Sintertemperatur T_S), die Walzrohlinggeometrie (Betrag und Verlauf des Walzaufmaßes Δs_0) und die Walzwerkzeuggeometrie (Walzwerkzeugkorrektur Δs_2) variiert. In Abhängigkeit von den variierten Größen werden die Prozessergebnisgrößen Walzkräfte, Verdichtung, Verzahnungsqualität und Oberflächengüte untersucht.

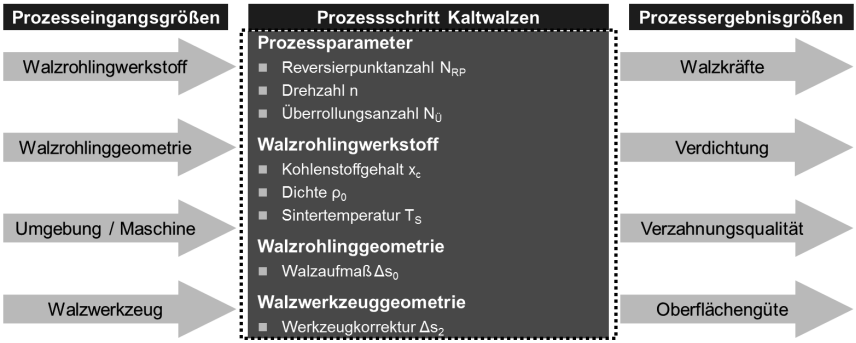


Bild 4-1: Abgrenzung des betrachteten Systems
Scope of investigations

Weitere Prozesseingangsgrößen werden in dieser Arbeit bewusst konstant gehalten. Dazu gehört das Legierungssystem, welches entsprechend den Anforderungen an hochbeanspruchte Automobilverzahnungen ausgewählt wird. Statt einer Variation des Legierungssystems werden die Materialeigenschaften über den Kohlenstoffgehalt in einem weiten Bereich variiert. Zudem wird die Geometrie der Verzahnung repräsentativ für automobile Getriebeanwendungen gewählt und nicht verändert. Des Weiteren bleiben die Verzahnungsdaten des Walzwerkzeuges gleich und die Einflüsse der Maschinendynamik werden vernachlässigt.

4.2 Prozessbeschreibung

Gear rolling machine and process

Der verwendete Versuchsaufbau ist an die in der industriellen Praxis applizierte Konfiguration zum Walzen pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder angelehnt, **Bild 4-2**. Rechts im Bild sind die Anordnung und die kinematischen Bedingungen

des Verzahnungswalzens dargestellt. Links ist der zeitliche Verlauf der Prozessgrößen über der Anzahl an der auf den Walzrohling bezogenen Überrollungen N aufgetragen.

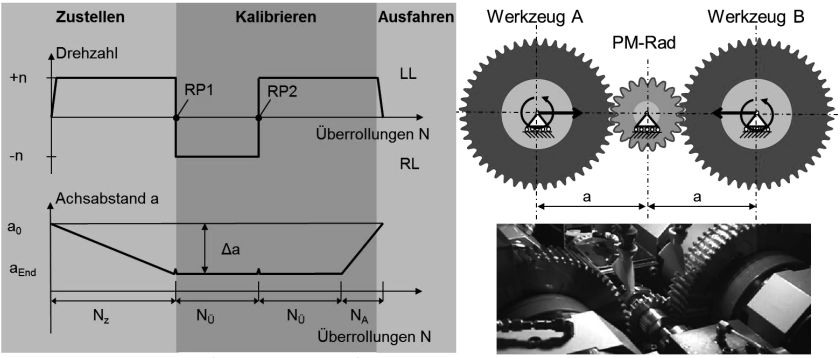


Bild 4-2: Versuchsaufbau und -ablauf
Set up of test machine and process

Der Versuchsaufbau besteht aus drei achsparallelen, kämmenden Zahnrädern. Außen befinden sich zwei geschliffene Vollstahl-Werkzeuge und dazwischen ein pulvermetallurgischer Walzrohling. Das linke Werkzeug wird als Werkzeug A und das rechte Werkzeug als Werkzeug B bezeichnet. Die Achsabstandsreduktion Δa entspricht der Zustellung. Bei der Drehrichtung wird zwischen Rechtslauf (RL) und Linkslauf (LL) unterschieden.

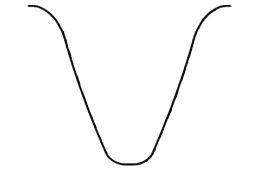
Als Versuchsmaschine wird eine Walzmaschine der Firma Profiroll Technologies aus Bad Düben eingesetzt. Es handelt sich um die Bauart Rollex HP, die für das Verzahnungswalzen konzipiert ist. Die Walzmaschine ist mit je zwei separaten elektromechanischen Schlittenzustellachsen und synchronisierten Walzspindelhauptantrieben ausgestattet. Der Walzrohling wird über einen Form- und Kraftschluss angetrieben. Die CNC-Steuerung gestattet ein genaues Abarbeiten der Sollfunktionen für Drehzahl und Achsabstand sowie ein Abspeichern der Prozessdaten und Walzkräfte, was für die Auswertung der Versuche Anwendung findet. [STRE10].

Der Prozessablauf unterteilt sich in die drei Phasen Zustellung, Kalibrierung und Ausfahren. Während der Zustellung drehen die Werkzeuge im Linkslauf, bis der Endachsabstand a_{End} erreicht ist, Bild 4-2. Danach beginnt die Kalibrierung. Zu Beginn der Kalibrierung befindet sich der erste Reversierpunkt, an dem die Drehrichtung von Linkslauf auf Rechtslauf umgestellt wird. Die Zustellung wird für einen Wechsel der Drehrichtung von Linkslauf auf Rechtslauf kurz zurückgenommen. Die Anzahl an Reversierpunkten wird als N_{RP} bezeichnet. Die Überrollungsanzahl in einem Reversierintervall wird mit $N_Ü$ abgekürzt. Nach dem Kalibrieren fahren die Werkzeuge auseinander. Die Anzahl an Überrollungen während des Ausfahrens wird als N_A bezeichnet.

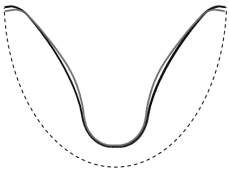
Verzahnungsdaten der Versuchsverzahnung

Die zu untersuchende Verzahnung wird aus dem Modulbereich automobiler Verzahnungen ausgewählt. Zudem wird die Verzahnung so ausgewählt, dass sie aufgrund ihrer Geometrie gut für Festigkeitsuntersuchungen geeignet ist und somit für Tragfähigkeitsuntersuchungen in weiterführenden Forschungsarbeiten verwendet werden kann. Es handelt sich um eine Gradverzahnung mit einem Normalmodul von m_n = 3,125 mm, mit z = 20 Zähnen, einem Normaleingriffswinkel von α_n = 20° und einem Profilverschiebungsfaktor von x = -0,205, siehe **Bild 4-3**.

			Werkstück Fertigteil	Werkzeug unkorrigiert
Zähnezahl	z		20	79
Normalmodul	m_n	[mm]	3,175	
Schrägungswinkel	β	[°]	0	
Eingriffswinkel	α	[°]	20	
Profilverschiebungsfaktor	x		0,205	0
Breite	b	[mm]	13	45
Kopfkreisdurchmesser	d_a	[mm]	71,92	257,92
Fußkreisdurchmesser	d_f	[mm]	56,405	242,325
Kopfnutzkreisdurchmesser	d_{Na}	[mm]	70,69	253,872
Fußnutzkreisdurchmesser	d_{Nf}	[mm]	61,109	245,761
Endachsabstand	a_{End}	[mm]	157,1625	



Beispiel Zahn WZG



Beispiel Lücke WST

Bild 4-3: Verzahnungsdaten der Versuchsverzahnung
Gear data of test gear

Walzwerkzeug

Die Werkzeugmakroauslegung liegt nicht im Fokus dieser Arbeit. Für die Untersuchungen werden die Verzahnungsdaten des Walzwerkzeugs nach dem Stand der industriellen Praxis ausgelegt, [KOTT05]. Der Modul, der Eingriffswinkel und der Schrägungswinkel des Werkzeuges entsprechen den Verzahnungsdaten des zu fertigenden Zahnrades. Die Zähnezahlen von Walzwerkzeug und Walzrohling besitzen keinen gemeinsamen Teiler, um einen wiederholten Zahneingriff zu vermeiden. Der Durchmesser bzw. die Zähnezahl des Walzwerkzeugs werden so groß wie möglich gewählt, um die Standzeit und gleichzeitig die Überdeckung zwischen Werkzeug und Werkstück zu maximieren. Der maximale Werkzeugdurchmesser wird durch die Dimensionen der Maschine begrenzt. Die Toleranzklasse des Walzwerkzeuges ist um zwei Klassen besser als die geforderte Werkstückqualität. Die Profilverschiebungen von Werkzeug und Werkstück heben sich gegenseitig auf. Somit ergeben sich die Verzahnungsdaten zu einem Normalmodul von m_n = 3,125 mm, einer Zähnezahl von z_0 = 79 und einem Profilverschiebungsfaktor von x_0 = -0,205.

Endachsabstand
Der Endachsabstand ist der Abstand, bis auf den die Walzwerkzeuge bei maximaler Zustellung zusammen gefahren werden. Aus dem Werkzeugkopfdurchmesser d_{a2} und dem Werkstückfußdurchmesser d_{f0} errechnet sich der Endachsabstand a_{End} zu 165,1625 mm.

Differenzierung nach einlaufender und auslaufender Flanke
Bei Verzahnungsverfahren wird zwischen der einlaufenden und der auslaufenden Flanke unterschieden. Die einlaufende und die auslaufende Flanke beim Walzen pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder werden in Anlehnung an das Schaben definiert, [MAGE75]. Die linke Flanke des Walzrohlings ist bei Linkslauf des Werkzeugs die auslaufende Flanke (AF) und die rechte Flanke die einlaufende Flanke (EF). Auf der auslaufenden Flanke zeigen die Gleitgeschwindigkeiten zum Wälzkreis hin und auf der einlaufenden Flanke vom Wälzkreis weg, **Bild 4-4**.

Verzahnungsdaten
m_n = 3,175 mm
z_0/z_2 = 20/79
α_n = 20°
x = 0,205
b = 13 mm
Geometriekenngrößen
Ersatzkrümmungsradius ρ_{Ers}
Gleitgeschwindigkeit v_G
Kontakstellenanzahl $N_{Kontakt}$

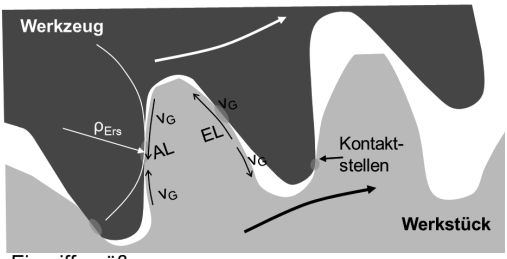


Bild 4-4: Geometrisch-kinematische Eingriffsgrößen
Geometrical and kinematical tooth mesh values

4.3 Anwendbarkeit der DIN 3960 beim Verzahnungswalzen
Applicability of DIN 3960 for gear rolling

Neben der einlaufenden und der auslaufenden Flanke sind in Bild 4-4 Gleitgeschwindigkeiten, der Ersatzkrümmungsradius ρ_{Ers} und die Kontaktstellen gekennzeichnet. Diese geometrischen und kinematischen Größen beschreiben den Zahnkontakt und können nach DIN 3960 berechnet werden.

Die DIN 3960 gilt einschränkend nur für das lastfreie Abwälzen zweier Zahnräder und ist für das Verzahnungswalzen nur bedingt anwendbar. Beim Verzahnungswalzen wird Material an der Oberfläche plastisch verformt. Dabei entstehen elastische Verformungen und Materialverschiebungen, die die Kontaktbedingungen beeinflussen, **Bild 4-5 rechts**. Aufgrund der zykloidischen Bahnkurve des Werkzeuges und der schrittweisen Zustellung ist das Aufmaß, welches vom Werkzeug verdrängt wird, nicht äquidistant. Bild 4-5 links zeigt exemplarisch die Bahnkurve des Werkzeuges, welche dem verdrängten Walzaufmaß der einzelnen Überrollungen entspricht. Beim Verzahnungswalzen liegen zudem Mehrflankenkontakt und Fußberührung vor, wie in Bild 4-4 dargestellt ist. Beim Mehrflankenkontakt liegen auf der einlaufenden und auf der auslaufenden Flanke unterschiedliche Gleitbedingungen vor. Bei der Fußberüh-

rung herrscht Kontakt außerhalb der Evolventen. Die Gleichungen der DIN 3960 beschreiben jedoch ausschließlich die Evolvente. Zudem liegt ein von beiden Walzwerkzeugen angetriebener Walzrohling und ein veränderlicher Achsabstand vor, Bild 4-4. Dadurch, dass der Walzrohling von zwei Werkzeugzahnrädern angetrieben wird, wird das standardmäßige Abrollen von zwei Evolventen behindert. Der Drehfehler, der bei einem Abrollen von zwei Zahnrädern entsteht, wird durch den zweiten Walzwerkzeug-Walzrohling-Kontakt überlagert. Es entstehen Gleitzustände, die nicht nach DIN 3960 berechnet werden können. Durch die Achsabstandsänderung verändern sich die im Eingriff befindlichen Abschnitte der Evolvente von Überrollung zu Überrollung. Zudem ist der Gleitbewegung ein Schub in Richtung des Zahnfußes durch die Zustellung überlagert.

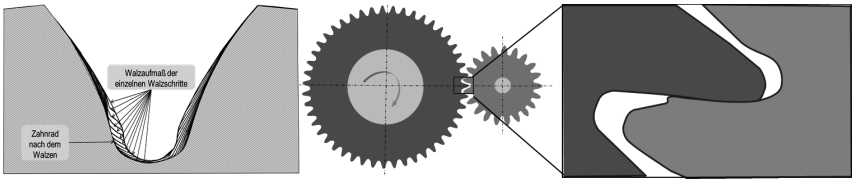


Bild 4-5: Abweichungen vom idealen Zahnflankenkontakt nach DIN 3960, [links: KOTT03]
Differences from ideal tooth mesh according to DIN 3960

Die Betrachtung der geometrisch-kinematischen Kenngrößen nach DIN 3960 ist trotz der beschriebenen Abweichungen für eine erste Abschätzung der Eingriffsbedingungen hilfreich. Die Korrelation mit Phänomenen, die beim Walzen pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder auftreten, müssen jedoch stets unter den aufgezählten Gesichtspunkten hinterfragt werden. Im Folgenden werden die Gleichungen zur Berechnung des Ersatzkrümmungsradius und der Gleitgeschwindigkeiten eingeführt und die Werte für die Versuchsverzahnung berechnet.

Ersatzkrümmungsradius

Der Krümmungsradius der Zahnflanke ergibt sich aus der Evolventengeometrie und wird mit Gleichung Gl. 4-1 errechnet.

$$\rho_y = \frac{z}{|z|} \cdot \sqrt{r_y^2 - r_b^2}\,, \qquad \text{Gl. 4-1}$$

Die Krümmungsradien beider im Kontakt befindlichen Zahnflanken werden in einem Ersatzkrümmungsradius zusammengefasst. Der Ersatzkrümmungsradius errechnet sich mit folgender Gleichung:

$$\frac{1}{\rho_{Ers}} = \frac{1}{\rho_0} + \frac{1}{\rho_2}\,, \qquad \text{Gl. 4-2}$$

Bei der oben beschriebenen Kombination aus Versuchsverzahnung und Walzwerkzeug ergeben sich Ersatzkrümmungsradien von ρ_{Ers} = 3 - 11 mm.

Gleitgeschwindigkeit
Die Differenz der Geschwindigkeiten in Richtung der gemeinsamen Tangente an den Flanken ist die Gleitgeschwindigkeit v_G. Sie ergibt sich aus der Drehzahl n, den Krümmungsradien ρ_y und der Übersetzung u nach Gl. 4-3.

$$v_G = \pm 2 \cdot \pi \cdot n_2 \cdot \left(\frac{\rho_{y2}}{i} - \rho_{y0} \right), \; i = \frac{z_2}{z_0} \qquad \text{Gl. 4-3}$$

Praxisübliche Drehzahlen liegen im Bereich von n = 30 min^{-1}. Bei dieser Drehzahl liegen die Gleitgeschwindigkeiten betragsmäßig zwischen v_G = 0 – 100 mm/s. Die maximalen Gleitgeschwindigkeiten treten am Zahnkopf des Walzrohlings auf.

4.4 Analogieversuch
Analogy trail

Ein Analogieprozess bildet Teilaspekte des zu untersuchenden Systems ab. Dies geschieht durch Vereinfachungen der Geometrie und der Kinematik. Auf diese Weise werden Störgrößen minimiert und der Aufwand für die Probenfertigung reduziert. Zudem wird die Anzahl an Einflussgrößen verkleinert, sodass eine eindeutigere Analyse einzelner Wirkzusammenhänge möglich ist. Für diese Arbeit werden die Kontaktbedingungen und die Belastungen, die auf dem Wälzkreis der Zahnflanke wirken, bestimmt und auf eine zylindrische Geometrie übertragen.

Für das Verdichten sind die Spannungen unterhalb der Oberfläche ursächlich. Nach der Hertzschen Theorie werden die Kontakt- bzw. Wirkbreite b und die Höhe der Pressungen p_h von der Flankennormalkraft F_N und vom Ersatzkrümmungsradius ρ_{Ers} bestimmt, [HERT95]. Werden die gleiche Flankennormalkraft F_N und der gleiche Ersatzkrümmungsradius ρ_{Ers}, die auf der Zahnflanke herrschen, bei zylindrischen Körpern verwendet, so lassen sich die Bedingungen von der Zahnflanke auf Zylinder übertragen. **Bild 4-6** zeigt, wie die Kontaktbedingungen am Wälzkreis der Zahnflanke auf Zylinder übertragen werden.

Die Ersatzkrümmungsradien der Walzwerkzeug-Walzrohling-Paarung am Wälzkreis werden mit den oben beschriebenen Gleichungen nach DIN 3960 berechnet. Für Verzahnungen aus dem PKW- und LKW-Bereich mit einem Modul von m_n = 1,5 – 4,5 mm und Zähnezahlen zwischen z = 20 – 45 ergeben sich die Ersatzkrümmungsradien am Wälzkreis zu $\rho_{Ers,C}$ = 6 – 36 mm, welche konstruktiv durch geeignete Durchmesserkombinationen auf das Zylinderwalzen übertragen werden. Einschränkend ist die konstruktive Freiheit bei der Durchmesserwahl für den Analogieprozess presstechnisch und walzmaschinentechnisch begrenzt. Die maximale pressbare Größe von zylindrischen Walzrohlingen ist auf einen Durchmesser von d_0 = 100 mm begrenzt. Der minimale Walzrohlingdurchmesser ergibt sich aufgrund der Lagerung der Werkstückaufnahme in der Walzmaschine zu d_0 = 40 mm. Zudem ist die Walzmaschine aufgrund der Lagerung der Walzspindeln auf einen minimalen Achsabstand von a = 160 mm begrenzt. Unter diesen Voraussetzungen ergeben sich die Walzrohlingdurchmesser zu d_0 = 45 – 90 mm und die Walzwerkzeugdurchmesser zu

d_2 = 135 – 270 mm. Dies entspricht Ersatzkrümmungsradien von ρ_{Ers} = 15,3 – 36,8 mm.

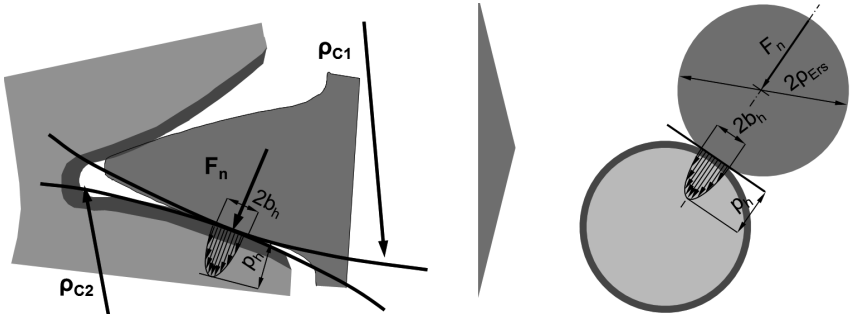


Bild 4-6: Ableiten der Durchmesser von Walzrohling und –werkzeug im Analogieversuch
Derivation of diameters in principle test of gear rolling

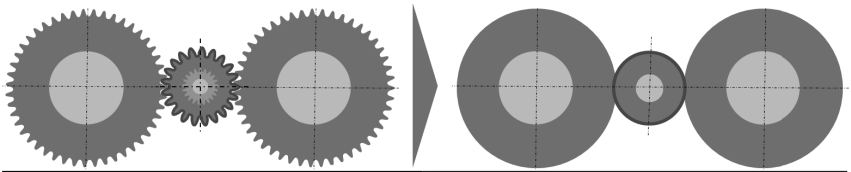
Die Abwälzkinematik beim Verzahnungswalzen ist durch Wälzen und Gleiten gekennzeichnet. Die Gleitgeschwindigkeiten werden nach DIN 3990 berechnet. Am Wälzkreis ist die Gleitgeschwindigkeit v_G = 0, sodass beim Zylinderwalzen entsprechend eine Gleitgeschwindigkeit von v_G = 0 eingestellt wird.

Der Walzrohlingwerkstoff ist der gleiche Werkstoff wie beim Verzahnungswalzen, vgl. Kapitel 5.1. Es kommt der Werkstoff Fe + 0,85 % Mo mit den Kohlenstoffgehalten x_c = 0,15 %, x_c = 0,25 % und x_c = 0,35 %, mit den Prozesseingangsdichten ρ_0 = 6,8 g/cm³, ρ_0 = 7,0 g/cm³, ρ_0 = 7,2 g/cm³ und ρ_0 = 7,4 g/cm³ sowie den Sintertemperaturen T_s = 1120 °C und T_s = 1250 °C zum Einsatz.

Die Prozessparameter werden an das Zylinderwalzen angepasst. Die Überrollungsanzahl wird zwischen den Werten $N_Ü$ = 10, $N_Ü$ = 20 und $N_Ü$ = 30 variiert, wobei $x_{NÜ}$ = 50 % der Überrollungen auf die Zustellphase, $x_{NÜ}$ = 40 % auf die Kalibrierphase und $x_{NÜ}$ = 10 % auf die Ausfahrphase entfallen. Ein Wechsel der Rollrichtung ist beim Zylinderwalzen ohne Gleiten nicht erforderlich, sodass die Reversierpunktanzahl von N_{RP} = 0 gewählt wird. Die Drehzahl wird zu n = 30 min^{-1} gewählt und das Walzaufmaß in den Beträgen Δs_2 = 0,3 mm, Δs_2 = 0,6 mm und Δs_2 = 0,9 mm variiert.

Das Walzen der zylindrischen Werkstücke mit zylindrischen Werkzeugen wird auf der gleichen Maschine angewendet wie das Verzahnungswalzen. Die Anregung durch den Zahneingriff tritt beim Zylinderwalzen nicht auf. Zudem sind die Walzrohling- und Walzwerkzeugherstellung einfacher und die metallographische Analyse und die geometrische Vermessung der Versuchsbauteile weniger aufwendig.

Bild 4-7 zeigt den Aufbau des Zahnrad- und des Zylinderwalzens. Die Prozessgrößen sind sowohl für das Verzahnungswalzen als auch für das Zylinderwalzen zusammenfassend dargestellt.



Zahnradwalzen		Zylinderwalzen
Zahnkontaktgeometrie	$\rho_{Ers,C}$ = 6 – 36 mm	ρ_{Ers} = 15,3 – 36,8 mm
Zahnkontaktkinematik	v_G = ± 100 m/s	v_G = 0 m/s
Walzrohlingwerkstoff (FeMo85)	x_c = 0,15 – 0,35 %, ρ_0 = 6,8 – 7,2 g/cm³, T_s = 1120 - 1250 °C	x_c = 0,15 – 0,35 %, ρ_0 = 6,8 – 7,2 g/cm³, T_s = 1120 – 1250 °C
Prozessparameter	$N_Ü$ = 10 - 30, N_{RP} = 1 - 5, n_{Wzg} = 30 min^{-1}, Δs = variabel	$N_Ü$ = konst., N_{RP} = 0, n_{Wzg} = 30 min^{-1}, Δs = konst.

Bild 4-7: Versuchsprinzip und Prozesseingangsgrößen des Zylinderwalzens
Principle and process parameters of cylinder rolling

Forschungsbedarf

Der hier vorgestellte Analogieversuch liefert bisher nur Ergebnisse, die für den Wälzpunkt gelten. Weiterführend sollte ein Analogieversuch entwickelt werden mit dem Schlupfzustände abgebildet werden können. Für die Realisierung bieten sich zwei Ansätze. Erstens besteht die Möglichkeit den Walzrohling über eine eigene Spindel anzutreiben. Anhand dieser Konstruktion ist es möglich, sowohl variable Schlupfzustände als auch dynamisch wechselnde Schlupfzustände über den Frequenzumrichter einzustellen. Alternativ bietet sich die zweite Option an, mittels eines mechanischen Getriebes den Walzrohling über die Walzwerkzeugspindeln anzutreiben.

5 Systemrelevante Prozesseingangsgrößen

Process input parameters relevant for rolling process

5.1 Definition der Prozesseingangsgrößen

Definition of process input parameters

Die Prozesseingangsgrößen bilden die Schnittstelle zwischen dem Technologieanwender und dem Prozess. Über die Prozesseingangsgrößen hat der Technologieanwender die Möglichkeit den Prozess gezielt so auszulegen, dass das Prozessergebnis positiv beeinflusst wird. Im Einzelnen bilden der Walzrohlingwerkstoff, die Walzrohlinggeometrie, die Umgebung und Maschine, die Prozessparameter und das Walzwerkzeug die Prozesseingangsgrößen, **Bild 5-1**.

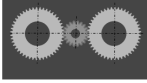
Prozess-eingangsgrößen	Walzrohling-werkstoff	Walzrohling-geometrie	Umgebung / Maschine	Prozess-parameter	Werkzeug
Parameter-bezeichnung 	x_i Legierungs-elemente x_c Kohlenstoff-gehalt ρ Dichte T_s Sinter-temperatur	m_n Normalmodul z_2 Zähnezahl Δs_2 Walzaufmaß x_2 Profilver-schiebung β Schrägungs-winkel	- Schmie-rung G Maschinen-nachgiebig-keit	N_{RP} Reversier-punkt-anzahl $N_ü$ Überroll-ungszahl n Drehzahl Δd Zustellung	z_0 Zähnezahl Δs_0 Profil-korrektur x_o Profilver-schiebung β Schrägungs-winkel

Bild 5-1: Begrifflichkeiten beim Walzen pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder
Nomenclature of PM gear rolling

Der Walzrohlingwerkstoff ist durch die Legierungszusammenstellung Σx_i und dabei insbesondere durch den Kohlenstoffgehalt x_C, die Prozesseingangsdichte ρ_0 sowie die Sintertemperatur T_S definiert. Die Walzrohlinggeometrie wird durch die Verzahnungsdaten Normalmodul m_n, Eingriffswinkel α, Profilverschiebungsfaktor x_0, Zähnezahl z_0 und Schrägungswinkel β sowie das Walzaufmaß Δs_0 beschrieben.

Die Umgebung und die Maschine werden in Form des Schmierstoffes und der Maschinensteifigkeit erfasst. Die Maschinensteifigkeit wird nicht explizit vom Technologieanwender konfiguriert, ändert sich jedoch je nach Werkzeug, Spindel und Maschinenaufbau.

Die Prozesskinematik wird über die Prozessparameter konfiguriert. Reversierpunktanzahl N_{RP}, Überrollungsanzahl $N_Ü$, Drehzahl n und Zustellung Δd sind die variablen Prozessgrößen. Beim Werkzeug ergeben sich die Verzahnungsdaten aus der zu walzenden Werkstückverzahnung. Die Zähnezahl z und die Profilverschiebung x werden vom Technologieanwender ausgewählt. Zudem wird in der Prozessentwicklung eine Werkzeugkorrektur Δs_2 ausgelegt.

Variation der Prozesseingangsgrößen

Für die Analyse des Walzprozesses und die Erklärung der Fertigungsfehler wird eine empirische Datenbasis generiert, welche den Einfluss und die Wechselwirkungen von Prozesseingangsgrößen auf Prozessergebnisgrößen beschreibt. Der Fokus der Untersuchungen liegt auf einer Variation des Walzrohlingwerkstoffes und der Prozessparameter. Dazu werden Walzversuche mit den in **Bild 5-2** dargestellten Parametervariationen durchgeführt.

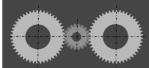
Prozess-eingangsgrößen	Walzrohling-werkstoff	Walzrohling-geometrie	Umgebung / Maschine	Prozess-parameter	Werkzeug
Parameter-variationen 	x_i FeMo85 x_c 0,15 % - 0,35 % ρ 7,0 - 7,2 g/cm³ T_s 1120 - 1250 °C	Δs_2 fünf Aufmaß-varianten	Schmierung konstant G konstant	N_{RP} 0 - 5 $N_ü$ 5 - 15 n 15 - 75 min⁻¹ Δd	Δs_0 vier Korrektur-varianten

Bild 5-2: Variation der Prozesseingangsgrößen
Variation of process input parameters

Im Folgenden werden die in Bild 5-2 aufgelisteten erklärungsbedürftigen Größen beschrieben. Im Einzelnen sind das das Legierungssystem, der Kohlenstoffgehalt, die Dichte, die Sintertemperatur und die Prozessparameter.

Legierungsauswahl
Die Werkstoffauswahl geschieht unter Berücksichtigung der Festigkeit, Einsatzhärtbarkeit, Materialkosten und speziellen Anforderungen aus der pulvermetallurgischen Fertigungskette wie Pressbarkeit und Sinterbarkeit. Vom Walzen von Schnecken ist bekannt, dass für eine gute Walzbarkeit der Schwefelgehalt, der Bleigehalt und der Kohlenstoffgehalt innerhalb bestimmter Grenzen bleiben sollten. Der Schwefelgehalt sollte x_S = 0,13 % und der Bleigehalt x_P = 0,1 % nicht überschreiten, [SHOO04].

Der am besten pressbare Stahl ist Eisen (Fe), dem mechanisch elementarer Kohlenstoff x_C beigemischt wird. Zur Verbesserung der Einsatzhärtbarkeit werden dem Eisen Elemente wie Chrom (Cr), Mangan (Mn) oder Molybdän (Mo) hinzulegiert, da diese Elemente die kritische Abkühlgeschwindigkeit herabsetzten, [DOMK01]. Fe-Cr- und Fe-Mn-Legierungen weisen im Vergleich zu Fe-Mo-Legierungen eine schlechtere Verpressbarkeit auf [KLAR07]. Chrom und Mangan weisen zudem eine hohe Sauerstoffaffinität auf, wodurch Oxidschichten an der Pulveroberfläche entstehen. Wegen der Oxidschichten ist ein Versintern von Fe-Cr- und Fe-Mn-Legierungen nur durch Hochtemperatursintern möglich, [TOTT02]. Hochtemperatursintern führt jedoch zu erhöhten Sinterverzügen und ist mit erhöhten Sinterkosten verbunden. Fe-Mo-Legierungen lassen sich gut verpressen und können unter konventionellen Bedingungen, d. h. bei T_S = 1120 °C, gesintert werden.

Aus den genannten Gründen ist eine Legierung aus Eisen mit einem Molybdängehalt von x_{Mo} = 0,85 % sehr gut für die Herstellung von hochfesten pulvermetallurgischen Zahnrädern geeignet. In dieser Arbeit wird diese Legierung als Produkt der Firma Höganäs AB aus Schweden gewählt und im Folgenden als FeMo85 bezeichnet. Für eine optimale Legierungsausnutzung wird die Fe-Mo-Legierung direkt verdüst. Als Gleitmittel wird der Pulvermischung x_{Gleit} = 0,6 % Amidwachs zugesetzt.

Kohlenstoffgehaltvariation
Der Kohlenstoff wird dem Pulver elementar in Form von Kropfmühl UF4-Graphit beigemischt. Für eine Variation der mechanischen Eigenschaften des Walzrohlings wird der Kohlenstoffgehalt in den Stufen x_C = 0,15 %, x_C = 0,25 % und x_C = 0,35 % Gewicht variiert.

Dichtevariation
Die Dichte wird in der pulvermetallurgischen Fertigung von hochbeanspruchten Zahnrädern aus Festigkeitsgründen so hoch wie möglich gewählt. Sie wird durch die Presskraft und den Gleitmittelanteil limitiert. Die Presskraft lässt sich nicht beliebig steigern, zudem verringern sich mit steigender Pressengröße die Dynamik und damit die Hübe pro Minute, was in einer geringeren Produktivität resultiert. Das Gleitmittel ist notwendig, um die Reibkräfte zu reduzieren. Innerhalb dieser Arbeit wird die Dichte des Walzrohlings in einem Bereich variiert, der für komplexe Bauteile presstechnisch realisierbar ist, was einer Prozesseingangsdichte von $\rho_0 = 6{,}8 – 7{,}4$ g/cm^3 entspricht.

Sintertemperatur
Die Sinterbedingungen werden zwischen der üblichen Sintertemperatur von $T_S = 1120$ °C und Hochtemperatursintern bei $T_S = 1250$ °C variiert. Zusätzlich wird eine Zwischentemperatur von $T_S = 1150$ °C mit untersucht.

Prozessparameter
Die Variation der Prozessparameter ist mit geringem Aufwand verbunden, da sie sich einfach über die Maschinensteuerung einstellen lassen. Die Auswahl der Prozessparameter ist jedoch aufgrund von Wirtschaftlichkeitsaspekten im Hinblick auf die benötigte Hauptzeit begrenzt. Im Einzelnen werden die Reversierpunktanzahl im Bereich von $N_{RP} = 0 – 5$, die Überrollungsanzahl in einem Reversierintervall von $N_Ü = 5 – 15$ und die Spindeldrehzahl von $n = 15 – 75$ min^{-1} variiert.

Die vollständige Kenntnis der Walzrohlingwerkstoffeigenschaften ist für eine lückenlose Analyse der Prozessergebnisse obligatorisch. Damit die Ergebnisse dieser Arbeit auf industrielle Prozesse und wissenschaftliche Untersuchungen übertragen werden können, werden im Folgenden die Walzrohlingeigenschaften vollständig untersucht und dokumentiert.

5.2 Legierungssystem
Alloying system

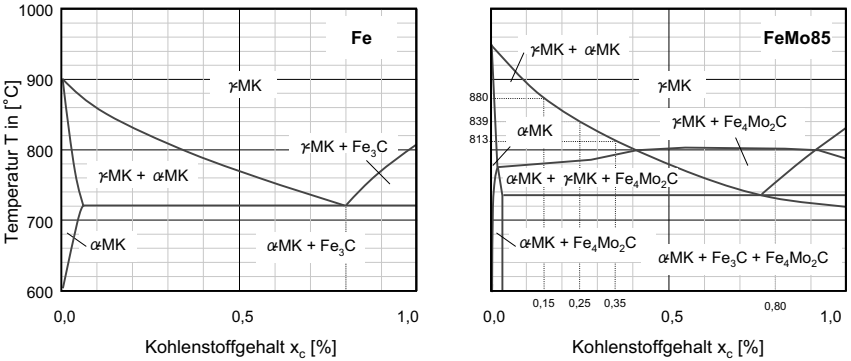
Zur Überprüfung der chemischen Zusammensetzung wird eine Spektralanalyse durchgeführt. In **Tabelle 5-1** ist die chemische Zusammensetzung von FeMo85 im Vergleich zu einem konventionellen Einsatzstahl der Zahnradfertigung, 16MnCr5, dargestellt.

Tabelle 5-1: Zusammensetzung von Fe85Mo + 0,15% C im Vergleich zu 16MnCr5

	Fe	Mn	Mo	Cr	C	Si	S
Fe85Mo	Rest	0,10	0,85	0,04	0,15	-	-
16MnCr5	Rest	1,15	-	0,95	0,16	0,25	0,02

Die Materialzusammensetzung liegt innerhalb der Vorgaben für den Werkstoff FeMo85-C, [NN04]. Zudem ist der Schwefelgehalt $x_S < 0{,}1$ %, was für gute Walzbarkeit gefordert wird, [SHOO04].

Zur Beurteilung der Gefügeausbildung wird mit der Software Thermocalc am Institut für Eisenhüttenkunde (IEHK) ein Phasendiagramm des Legierungssystems FeMo85 bestimmt. Das Phasendiagramm ist in **Bild 5-3** im Vergleich zum Phasendiagramm von Reineisen dargestellt.



Abkürzungen: MK: Mischkristall, γMK : Austenit, αMK : Ferrit, Fe_4Mo_2C : Doppelcarbid, Fe_3C: Zementit

Bild 5-3: Phasendiagramm von Fe + 0,85 Mo im Vergleich zu Eisen [links: BEIS04]
Phase diagram of Fe + 0.85 Mo in comparison to iron

Es ist gut zu erkennen, dass der Molybdängehalt von x_{Mo} = 0,85 % die A_1-Linie, an der Austenit in Perlit zerfällt, um circa 15°K nach oben verschiebt. Die Austenitisierungstemperatur wird ebenfalls erhöht. Für die verschiedenen Kohlenstoffgehalte ergeben sich die Umwandlungstemperaturen von $T_{A3,\ 015C}$ = 880 °C, $T_{A3,\ 025C}$ = 839 °C und $T_{A3,\ 015C}$ = 813 °C. Zudem bildet Molybdän das Doppelcarbid Fe_4Mo_2C. Das Phasendiagramm wird im Folgenden zur Interpretation der Gefüge herangezogen.

5.3 Pulvereigenschaften

Characterization of powder

Schatt schreibt im Standardwerk zur Pulvermetallurgie: „Das Verhalten eines Pulverhaufwerks bei der Verarbeitung zu einem kompakten Werkstoff wird von einer Vielzahl von Parametern bestimmt. Je vollständiger und genauer das Eigenschaftsbild des Pulvers bekannt ist, desto enger lassen sich die Toleranzen der Eigenschaftswerte des Endproduktes einstellen.“ [SCHA06]

Zur Pulvercharakterisierung werden die Kenngrößen Kornmorphologie, Korngrößenverteilung, Fließzeit und Schüttdichte bestimmt. Die Kornmorphologie und die Korngrößenverteilung bestimmen die Eigenschaften des Teilchenkollektivs. Die Fließzeit und die Schüttdichte charakterisieren den Füllvorgang der Matrize. **Bild 5-4** zeigt die Ergebnisse der Pulvercharakterisierung.

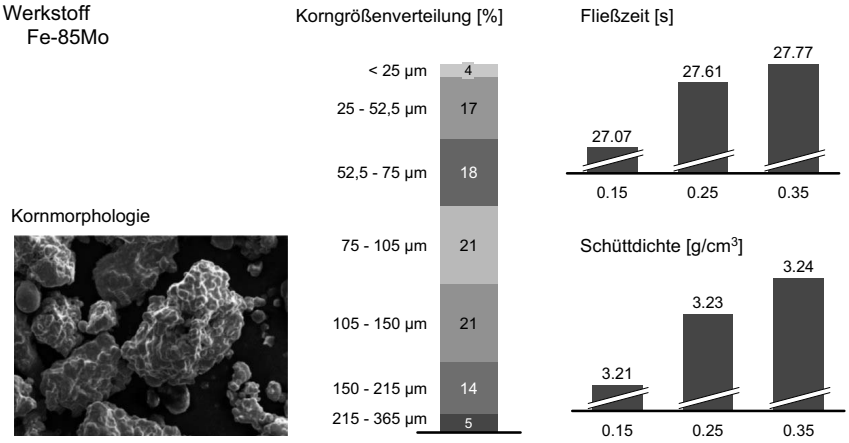


Bild 5-4: Pulvercharakterisierung
Powder characterization

Links ist eine rasterelektronenmikroskopische Aufnahme einiger Pulverkörner dargestellt. Mittig ist die Korngrößenverteilung prozentual für verschiedene Korngrößenbereiche angegeben, welche mittels Laser-Beugungsspektrometer ermittelt wird.

Rechts oben ist die Fließzeit in Sekunden für die drei verschiedenen Kohlenstoffgehalte dargestellt. Die Fließzeit wird nach DIN EN ISO 60 bestimmt.

Unten rechts ist die Schüttdichte $\rho_{Schütt}$ in g/cm^3 ebenfalls für die drei Kohlenstoffgehalte angegeben. Die Schüttdichte wird nach DIN EN ISO 4490 bestimmt. Die gemessenen Unterschiede sind nicht signifikant.

Die im Bild dargestellte Kornmorphologie wird als spratzige Form bezeichnet. Diese Form ist typisch für wasserverdüste Pulver, [SCHA06]. Die spratzige Form erlaubt ein festes Verankern der Pulverkörner durch das Pressen, was zu einer hohen Grünfestigkeit führt. Die Fließfähigkeit und die Schüttdichte werden durch die spratzige Form im Vergleich zu sphärischen Pulverkörnern verschlechtert [SCHA06].

Die Korngrößenverteilung entspricht einer praxisüblichen Korngrößenverteilung mit Korngrößen zwischen d_K = 20 µm – 200 µm. Die Korngrößenverteilung des Pulvers findet sich später in der Korngrößenverteilung des gesinterten Walzrohlings wieder. Die maximale Korngröße des gesinterten Gefüges ist durch die Korngröße des Pulvers eingeschränkt, da das Kornwachstum an den Grenzen der Pulverkörner behindert wird.

Die gemessene Fließzeit liegt in einem industriell üblichen Bereich. Schatt gibt für ein wasserverdüstes Eisenpulver mit x_{Gleit} = 0,25 % Presshilfsmittel eine Fließzeit von t = 28,1 s an, [SCHA06], was bedeutet, dass das Fließvermögen des hier verwendeten Pulvers geringfügig besser ist. Die Fließzeit und die Schüttdichte steigen mit steigendem Grafitanteil im Pulver geringfügig an.

5.4 Eigenschaften nach dem Sintern

As sintered properties

Dichte

Die Dichte ist abhängig von den Pulvereigenschaften, dem Pressdruck und den Sinterbedingungen. Der Pressdruck wird so angepasst, dass die geforderten Dichten $\rho_0 = 6{,}8$ g/cm³, $\rho_0 = 7{,}0$ g/cm³, $\rho_0 = 7{,}2$ g/cm³ und $\rho_0 = 7{,}4$ g/cm³ für jeden Kohlenstoffgehalt erreicht werden. Die Überprüfung der Dichte erfolgt nach einer auf poröse Materialien angepassten Vorgehensweise basierend auf dem archimedischen Prinzip, welches in [KOEH09] beschrieben ist. Die Ergebnisse der Dichtemessung zeigen, dass die vorgegebenen Prozesseingangsdichten in einem Streuband von $\Delta\rho = 0{,}05$ g/cm^3 erreicht werden.

Sinterbedingungen

Es werden zwei Sintertemperaturen $T_S = 1120$ °C und $T_S = 1250$ °C gewählt. Als Sintergas wird eine Mischung aus $x_{N2} = 95$ % Stickstoff und $x_{He} = 5$ % Helium verwendet. Die Temperaturführung beim Sintern des Walzrohlings wurde in Anlehnung an die industrielle Praxis gewählt und ist in **Bild 5-6** dargestellt**.**

Randbedingungen

$T_S = 1120°C$

Sinterprozessphasen:

I: Aufheizen
II: Schmiermittel ausbrennen
III: Aufheizen
IV: Sintern
V: Abkühlen

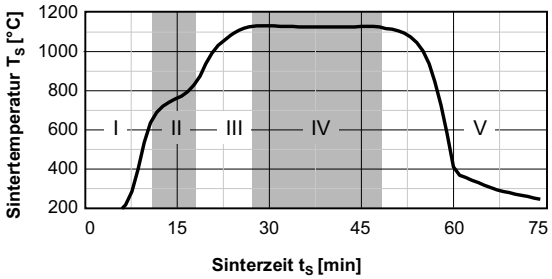


Bild 5-5: Sinterbedingungen
Sintering conditions

Der Grünling wird auf die Sintertemperatur erhitzt. Im Temperaturbereich zwischen T = 700 – 800 °C wird die Temperatur für wenige Minuten gehalten bzw. die Temperaturerhöhung abgebremst, um das Presshilfsmittel auszubrennen. Im Anschluss wird die Temperatur auf die Sintertemperatur erhöht. Auf der Sintertemperatur wird der Grünling für eine Zeit von $t_S = 20 – 25$ min gesintert, bis er abgekühlt wird. Die Abkühlrate wird von 1120°C bis 400°C linear in Abhängigkeit von der Temperatur bis auf einen Maximalwert von $dT_S/dt = 2{,}5$ °C/min gesteigert. Ab circa 400°C wird die Abkühlgeschwindigkeit verringert und der Walzrohling kühlt langsam aus.

Bei diesen Abkühlgeschwindigkeiten ist damit zu rechnen, dass sich Zwischengefüge bilden, die die Härte steigern. Bei pulvermetallurgischen Komponenten, die im Anschluss an das Sintern nicht weiter wärmebehandelt werden bzw. nicht gewalzt werden, dient das Zwischenstufengefüge der Festigkeitssteigerung. Für das Walzen ist dieser Abkühlvorgang nicht optimiert, entspricht jedoch der industriellen Praxis. Weitere Forschungsarbeiten könnten sich mit der Optimierung des Sinterprozesses für das Walzen beschäftigen.

Gefüge

Die Eisen-Molybdän-Kohlenstofflegierung ist ein untereutektoider Stahl, der mit einer Abkühlrate von circa $dT_S/dt = 2{,}5$ °C / min die A_1 und die A_3-Linie passiert, vgl. Bild 5-3 und Bild 5-5. **Bild 5-6** zeigt die Gefügeausprägungen bei unterschiedlichen Kohlenstoffgehalten. Es bildet sich ein ferritisches-perlitisches-bainitisches Gefüge aus. Die Korngröße liegt in einem Bereich zwischen d_K = 10 µm – 100 µm. Der Perlit- und der Bainitanteil steigen mit steigendem Kohlenstoffgehalt. Das Gefüge ist annähernd frei von Fremdeinschlüssen.

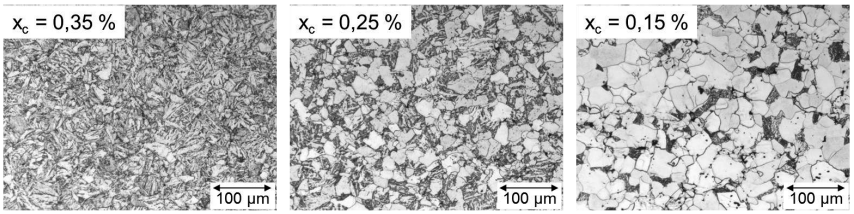


Bild 5-6: Gefügeaufnahmen bei unterschiedlichen Kernkohlenstoffgehalten
Metallographic analysis for various carbon contents

Das Gefüge beeinflusst die mechanischen Eigenschaften und damit auch die Walzbarkeit des Walzrohlings. Das Gefüge wird durch die Legierungszusammensetzung, den Kohlenstoffgehalt und die Abkühlgeschwindigkeit von der Sintertemperatur bestimmt.

Die eingestellten Gefüge repräsentieren die Gefügeausprägungen, die bei der Fertigung von Walzrohlingen für hochfeste pulvermetallurgisch hergestellte Zahnräder auftreten können. Das Spektrum reicht von einem fast ferritischen Gefüge, welches gute Umformbarkeit erwarten lässt, bis hin zu einem Gefüge mit hohem Bainitanteil, welches eine hohe Festigkeit besitzt.

Maßverhalten über der Prozesskette

Während der pulvermetallurgischen Prozesskette tritt zum einen nach dem Pressen ein elastisches Rückfedern, der sogenannte „spring back“ auf, zum anderen tritt während des Sinterns Sinterschwund auf. Der „spring back“ entsteht durch ein elastisches Zurückfedern des verdichteten Grünlings nach dem Entformen aus der Matrize, wobei der plastische Anteil der Verdichtung verbleibt. Durch das elastische Rückfedern ist der Außendurchmesser des Grünlings größer als die Matrize und der Innendurchmesser kleiner als der Dorn. Der Sinterschwund entsteht während des Sinterns durch Diffusion. Die Poren im pulvermetallurgischen Material werden kleiner und weniger. Gleichzeitig bilden sich Mischkristalle. Der Sinterschwund bewirkt eine Erhöhung der Dichte und gleichzeitig eine Verringerung des Walzaufmaßes durch Schrumpfung. Positiv dabei ist, dass die Kernfestigkeit gesteigert wird. Das reduzierte Walzaufmaß wirkt sich jedoch negativ auf die Verdichtungstiefe in der Randzone aus. Der „spring back“ ist abhängig von der Prozesseingangsdichte und der Legierungszusammensetzung, der Sinterschwund zudem von der Bauteilgeometrie, der Auflage und Chargierung sowie den Sinterbedingungen. Beide Effekte sind konträr.

Der Betrag des spring back ist größer als der des Sinterschwunds, sodass eine Maßvergrößerung verbleibt.

Es ist davon auszugehen, dass der Sinterschwund bei guter Chargierung gleichmäßig über dem gesamten Bauteil auftritt. Für ein Zahnrad bedeutet der Sinterschwund eine Verringerung des Grundkreises. Deshalb ist es zulässig, den Sinterschwund über die Veränderung des Fußkreisdurchmessers zu messen.

In **Bild 5-7** ist der Sinterschwund in Prozent vom Fußkreisdurchmesser dargestellt. Positive Werte für den Sinterschwund bedeuten eine Verkleinerung des Fußkreisdurchmessers. Der Sinterschwund ist in Abhängigkeit von der Sintertemperatur, der Prozesseingangsdichte und dem Kohlenstoffgehalt dargestellt. Zudem ist die Summe aus elastischer Rückfederung und Sinterschwund in Bild 5-7 dargestellt.

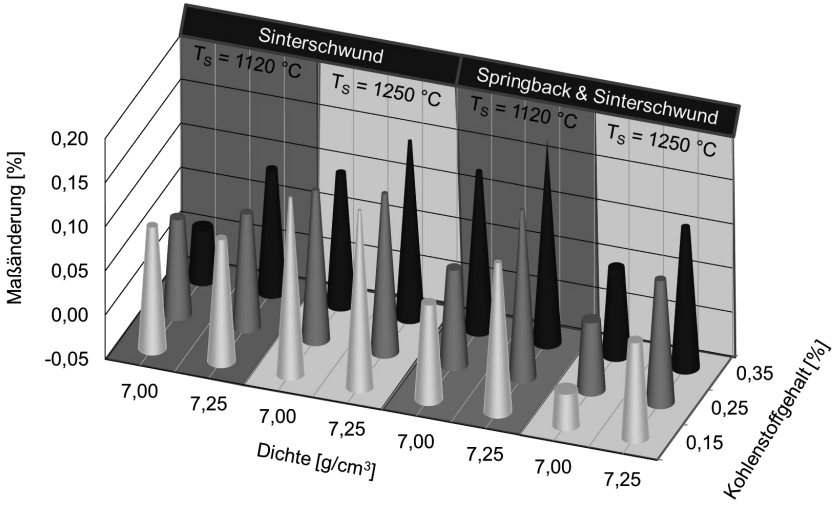


Bild 5-7: Sinterschwund und Maßänderung über der Prozesskette
Sintering shrinkage and total change of dimensions during pressing and sintering

Der Sinterschwund steigt bei einer Erhöhung der Sintertemperatur von T_S = 1120 °C auf T_S = 1250 °C deutlich an. Die Diffusionsgeschwindigkeit ist nach dem Fickschen Gesetz bei einer Temperaturerhöhung deutlich erhöht, die Diffusionsrate steigt. Dies führt zu einem stärkeren Schrumpfen des Walzrohlings während des Sinterns. Die Prozesseingangsdichte und der Kohlenstoffgehalt haben keinen eindeutigen Einfluss auf den Sinterschwund. Die Maßänderung als Summe aus Sinterschwund und elastischer Rückfederung ist bei der Kombination aus hoher Dichte, hohem Kohlenstoffgehalt und niedriger Sintertemperatur am größten. Bei einer hohen Dichte sind die Verdichtung und somit auch der elastische Anteil, der zurückfedert, höher. Bei der niedrigen Sintertemperatur ist der Sinterschwund geringer, sodass der „spring back“ weniger stark ausgeglichen wird.

Die gemessenen Werte für den Sinterschwund liegen in dem Bereich, der industriell üblich ist, [NN04]. Der Pulverhersteller Höganäs AB gibt für den Werkstoff FeMo85 bei einer Sintertemperatur von T_S = 1120°C und einer Dichte von ρ = 7,1 g/cm^3 Sinterverzüge in der Größenordnung Δd = 0,0 - 0,12 % und für eine erhöhte Sintertemperatur von T_S = 1250°C bei ähnlichen Werkstoffen eine Zunahme des Sinterschwunds um ΔΔd = 0,05 - 0,10 % an.

Die Maßänderung, die bei der pulvermetallurgischen Fertigung der Walzrohlinge auftritt, muss vom Technologieanwender berücksichtigt werden, da sie einen Einfluss auf das Verdichtungsaufmaß hat, welches für das Walzen zur Verfügung steht. In dem hier betrachteten Spektrum kann eine Veränderung der Prozessparameter zu einer Aufmaßänderung von bis zu ΔΔs = 10 µm führen, was bis Δs = 20 % vom Gesamtaufmaß entsprechen kann.

5.5 Härte

Hardness

Aufgrund der Porosität ist ein pulvermetallurgischer Werkstoff nicht homogen. Bei der Härteprüfung wird ein Kennwert für die Gesamteigenschaften des Verbundes aus Matrix und Porosität ermittelt. Deshalb wird ein Härteprüfverfahren ausgewählt, welches großflächig misst. Härteprüfverfahren, die den Härtewert aus dem Quotienten aus Prüfkraft und Eindruckoberfläche ermitteln wie Brinell und Vickers, sind besser zur Härtemessung von porösen Werkstoffen geeignet als Härtemessverfahren wie zum Beispiel das Rockwellverfahren, wo die Eindringtiefe als Berechnungsgrundlage der Härte dient. Aufgrund des zylindrischen Prüfkörpers ist die Messung nach Brinell besser für poröse Werkstoffe geeignet als die Härteprüfung nach Vickers (DIN EN ISO 6507/98, E/04), wo eine quadratische Diamantpyramide als Eindringkörper verwendet wird. Die Härtemessung nach Brinell ist in DIN EN ISO 6506/99 beschrieben und wird nach DIN EN 24498-1 für Sinterformteile auf die Kugeldurchmesser $d_{Brinell}$ = 2,5 mm, 5 mm, 10 mm eingeschränkt. Hier wird die Härte jeweils an vier Stellen auf den Stirnseiten gemessen und der Mittelwert gebildet. Die Messung erfolgt mit einem Kugeldurchmesser von 2,5 mm und einer Prüflast von 187,5 kp.

Es ergeben sich Werte zwischen 89 HB und 168 HB, die in **Bild 5-8** auf der Ordinate aufgetragen sind. Zum Vergleich beträgt die Härte eines für umformtechnische Anwendungen typischen Einsatzstahles 16MnCr5 GKZ (1.7131) circa 130 HB, [MURR10]. Für die Walzbarkeit von Schnecken wird eine Härte kleiner als 160 HB gefordert, [SHOO04].

Als Abszisse sind die Prozesseingangsdichten aufgetragen. Der Kohlenstoffgehalt x_c ist in der Bildtiefe variiert. Links im Bild sind die Ergebnisse zylindrischer Walzrohlinge und rechts die Ergebnisse verzahnter Walzrohlinge dargestellt. Die Durchmesser werden zwischen $d_{a,Zylind}$ = 100 mm und $d_{a,Zylind}$ = 40 mm und die Sintertemperatur zwischen T_S = 1120°C und T_S = 1250°C variiert.

Bei allen Varianten ist konsistent ein Anstieg der Härte mit dem Kohlenstoffgehalt zu erkennen. Zudem ist ein Einfluss der Walzrohlingform und des damit verbundenen unterschiedlichen Abkühlverhaltens auf die Härte offensichtlich, was auch in [TOTT02] beschrieben wird. Der Kohlenstoffeinfluss korreliert mit den Gefügeaufnahmen aus Bild 5-6, wo der Gefügeanteil an hartem Perlit und an hartem Bainit im Vergleich zu weicherem Ferrit mit steigendem Kohlenstoffgehalt zunimmt. Des Weiteren ist ein steigernder Einfluss der Dichte auf die Härte zu erkennen. Ein höherer Porenanteil reduziert die Härte. Die Erhöhung der Sintertemperatur auf T_s = 1250°C hat ebenfalls einen steigernden Einfluss auf die Härte.

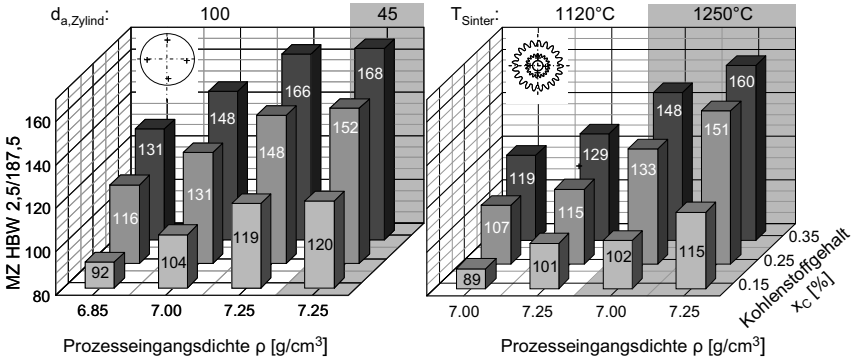


Bild 5-8: Härtewerte für unterschiedliche Walzrohlinge, Dichten und Kohlenstoffgehalte
Hardness for different geometries, densities and carbon content

Durch multiple Regression werden die Wirkzusammenhänge zwischen der Härte und den Prozesseingangsgrößen quantitativ in Abhängigkeit von dem Kernkohlenstoffgehalt x_C, der Prozesseingangsdichte ρ_0, der Sintertemperatur und einer im folgenden erläuterten Abkühlkonstante $K_{Abkühl}$ beschrieben. Die mathematische Beschreibung der Härte ergibt folgende Gleichung:

$$HB = 20{,}52 \cdot \left|\ln\left(x_c\right)\right| + 13{,}72 \cdot \left|\rho_0\right| + 12{,}43 \cdot \left|T_{S\,\mathrm{int}\,er}\right| + 132{,}93 + K_{Abkühl};\ R^2 = 0{,}97 \qquad \text{Gl. 5-1}$$

Die Abkühlkonstante $K_{Abkühl}$ in Gleichung Gl. 5-1 umfasst die Effekte der unterschiedlichen Abkühlvorgänge für das jeweilige Bauteil und die Charge. Die Abkühlrate nach dem Sintern beeinflusst die Gefügeumwandlung und die Härte signifikant. Die Abkühlrate wird durch die Bauteilgeometrie, die Umgebungstemperatur, die Kühlwassertemperatur in der Abkühlzone des Sinterofens und die Lage im Toleranzfeld bei den Sinterparametern beeinflusst. Die Abkühlkorrekturfaktoren für die hier beschriebenen Versuche werden ebenfalls mittels multipler Regression ermittelt und haben die folgenden Beträge:

$$K_{Abkühl,Zahnrad} = -18{,}08,\ K_{Abkühl,Ronde\,groß} = 7{,}04,\ K_{Abkühl,Ronde\,klein} = 11{,}04 \qquad \text{Gl. 5-2}$$

Die kleinen Ronden sind härter als die großen Ronden, weil sie schneller abkühlen. Die Zahnräder wurden in einer anderen Charge mit den kleinen Ronden gesintert

und sind deshalb weicher. Die Ergebnisse zeigen einen eindeutigen Trend der Härte in Abhängigkeit vom Werkstoff. Zudem wird deutlich, dass die Abkühlbedingungen betragsmäßig einen ebenfalls sehr großen Einfluss auf die Härte ausüben.

5.6 Mechanische Eigenschaften

Mechanical properties

Die mechanischen Eigenschaften Elastizitätsmodul E, 0,2 %-Dehngrenze R_{p02}, Zugfestigkeit R_m und Bruchdehnung A werden im Zugversuch ermittelt. Der Zugversuch ist in DIN ISO 10002 beschrieben. Die Versuche werden mit gepressten und gesinterten Zugproben nach DIN ISO 10002 durchgeführt.

Bild 5-9 zeigt die ermittelten Materialkennwerte aus dem Zugversuch. Die Grafik zeigt Materialkennwerte bei den Prozesseingangsdichten $\rho_0 = 7{,}0 – 7{,}2$ g/cm^3 und den Kohlenstoffgehalten $x_C = 0{,}15 – 0{,}35$ %. Die Dichte ist auf der Abszisse aufgetragen und der Kohlenstoffgehalt ist farblich gekennzeichnet und in der Tiefe aufgetragen.

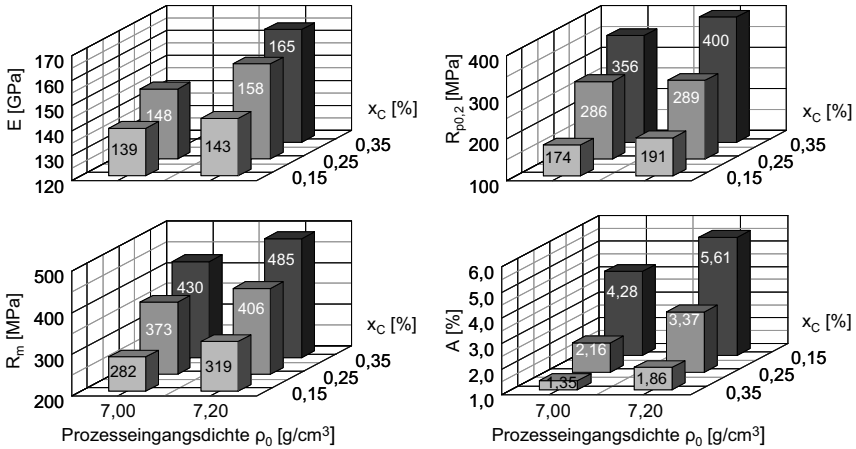


Bild 5-9: Materialkennwerte aus dem Zugversuch
Mechanical properties evaluated in uniaxial bending test

Alle Materialkennwerte steigen mit der Dichte an. Die Porosität reduziert die wirksame Fläche, sodass die Festigkeitskennwerte bei pulvermetallurgischen Werkstoffen grundsätzlich niedriger sind. Zudem sind die Poren nicht sphärisch sondern scharfkantig, sodass eine innere Kerbwirkung die Festigkeit zusätzlich reduziert. Der Elastizitätsmodul, die 0,2 %-Dehngrenze und die Zugfestigkeit steigen mit dem Kohlenstoffgehalt an. Die Bruchdehnung fällt mit steigendem Kohlenstoffgehalt ab. Der Einfluss des Kohlenstoffgehalts überwiegt im Vergleich zum Einfluss der Prozesseingangsdichte. Die Ausprägung der Kohlenstoffgehaltabhängigkeit beim Elastizitätsmodul ist im Vergleich zu den übrigen Größen deutlich geringer. Die Sensitivität der Bruchdehnung ist gegenüber dem Kohlenstoffgehalt am stärksten ausgeprägt.

Elastizitätsmodul

Der Einfluss der Porosität auf den Elastizitätsmodul ist vergleichbar mit dem Einfluss von Kohlenstoff auf den Elastizitätsmodul von Grauguss, wo der Kohlenstoff als Grafit ausgeschieden vorliegt. Der Elastizitätsmodul von Stahlguss beträgt E = 200 – 215 GPa und der von Grauguss E = 75 – 120 GPa, je nach Form der Kohlenstoffeinlagerungen. Die Unterschiede des Elastizitätsmoduls werden durch den inneren mikrostrukturellen Aufbau geprägt. Die Kohlenstoffeinlagerungen im Gefüge des Graugusses sind leicht streckbar, sodass der Elastizitätsmodul verringert ist, [KUEN07]. Die Porosität des pulvermetallurgischen Werkstoffes hat einen vergleichbaren Effekt, der sich in der Dichteabhängigkeit des Elastizitätsmoduls widerspiegelt. Der Anstieg des Elastizitätsmoduls mit dem Kohlenstoffgehalt, der hier ermittelt wurde, kann durch den oben beschriebenen Ansatz nicht erklärt werden, da der Kohlenstoff hier in Lösung ist. Hier sind andere Effekte des Kohlenstoffgehaltes auf die Mikrostruktur ursächlich, die im Rahmen dieser Arbeit nicht aufgeklärt werden können.

0,2%-Dehngrenze

Der Einfluss des Kohlenstoffgehaltes auf die 0,2 %-Dehngrenze wird von Schatt so beschrieben, dass die 0,2 %-Dehngrenze von Eisen bei einer Dichte von $\rho = 7{,}0\ g/cm^3$ durch die Zugabe von $x_C = 0{,}5$ % Kohlenstoff auf $R_{p0,2} = 210$ MPa verdoppelt wird, [SCHA06]. Diese Tendenz findet sich auch in den Versuchsergebnissen wieder. Diese liegen jedoch über dem von Schatt beschriebenen Wert, was durch den von Bürgel dokumentierten Ansatz erklärt wird. Die 0,2 %-Dehngrenze setzt sich aus der 0,2 %-Dehngrenze des weichgeglühten Reinmetalls mit einer groben Korngröße $R_{p0,2;RM}$ und einer 0,2 %-Dehngrenzenerhöhung durch Versetzungshärtung $\Delta R_{p0,2;V}$, einer 0,2 %-Dehngrenzenerhöhung durch Kornverfeinerung $\Delta R_{p0,2;K}$, einer 0,2 %-Dehngrenzenerhöhung durch Mischkristallhärtung $\Delta R_{p0,2;MK}$ sowie einer 0,2 %-Dehngrenzenerhöhung durch Teilchenhärtung $\Delta R_{p0,2;T}$ zusammen [BUER05]. Der formelmäßige Zusammenhang ist in Gleichung Gl. 5-3 dargestellt.

$$R_{P0,2} = R_{p0,2;RM} + \Delta R_{p0,2;V} + \Delta R_{p0,2;K} + \Delta R_{p0,2;MK} + \Delta R_{p0,2;T} \qquad \text{Gl. 5-3}$$

Das Reinmetall ist bei allen untersuchten Varianten Eisen. Zudem sind die Versetzungsdichte aufgrund identischer Umformgrade, die Korngröße aufgrund identischer Pulver und identischer Sinterbedingungen sowie das Mischkristall aufgrund identischer Molybdängehalte für alle Varianten konstant. Die Teilchen variieren aufgrund der verschiedenen Phasenanteile des Gefüges bei unterschiedlichen Kohlenstoffgehalten, was in der Steigerung der 0,2 %-Dehngrenze deutlich wird. Bürgel geht von dichten Materialien aus, wobei in dieser Arbeit poröse Materialien untersucht werden, [BUER05]. Der Einfluss der Dichte auf die 0,2 %-Dehngrenze geht ähnlich wie beim Elastizitätsmodul darauf zurück, dass nur das Matrixmaterial gedehnt wird und nicht die Porosität, sodass der Verformungswiderstand mit steigender Dichte steigt.

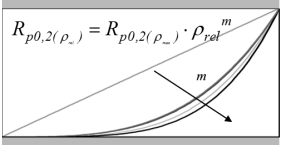
Die für die 0,2 %-Dehngrenze beschriebenen Effekte gelten analog auch für die Zugfestigkeit. Auf eine separate Betrachtung der Zugfestigkeit wird aufgrund der Analogie verzichtet.

Bezug zu bestehenden Ergebnissen aus dem Stand der Technik

Nach Beiss errechnet sich die 0,2 %-Dehngrenze aus dem Produkt der 0,2 %-Dehngrenze des Materials bei voller Dichte $R_{p0,2,(\rho max)}$ und der m-ten Potenz der relativen Dichte, [BEIS03b]. Die Formeln nach Beiss sind für feste Kohlenstoff- und Molybdängehalte definiert. Die Gleichung gilt für Standardsinterbedingungen bei einer Sintertemperatur von T_S = 1120°C und einer Sinterdauer von t_S = 20 – 30 Minuten. Die Abkühlraten sind nicht bekannt. Werden die Werte für eine Dichte von ρ_0 = 7,0 g/cm^3 berechnet und dazwischen interpoliert, so ergibt sich die in **Bild 5-10** dargestellte Fläche. Des Weiteren existiert eine Formel nach Höganäs, die für die Dichte ρ_0 = 7,0 g/cm^3 und den Molybdängehalt x_{Mo} = 0% gilt und eine Variation des Kohlenstoffgehaltes zulässt. Wird die Formel mit der allgemeinen Formel für den Einfluss des Molybdängehaltes auf die 0,2 %-Dehngrenze kombiniert, so ergibt sich die ebenfalls in Bild 5-10 dargestellte Fläche, [BEIS03, NN04].

nach Beiss:

$$R_{p0,2(\rho_{...})} = R_{p0,2(\rho_{...})} \cdot \rho_{rel}^{\ m}$$



x_C \ x_{Mo}	0,0%	1,5%
0,0%	142 MPa	$R_{p0,2(\rho_{...})}$
	4,49	m
0,2%	230 MPa	280 MPa
	3,43	3,40
0,3 - 0,4%	248 MPa	434 MPa
	3,34	3,96

nach Höganäs AB:

$$R_{p0,2(x_C)} = (200 + 200 \cdot x_C)MPa$$

$$für\ x_C = 0 - 0{,}4\%,\ \rho = 7\,\frac{g}{cm^3}$$

nach Dubbel:

$$R_{p0,2(x_{Mo})} = (230 + 23 \cdot x_{Mo})MPa$$

$$für\ x_{Mo} = 0 - 1{,}75\%$$

Vergleich (ρ = 7,0 g/cm³):

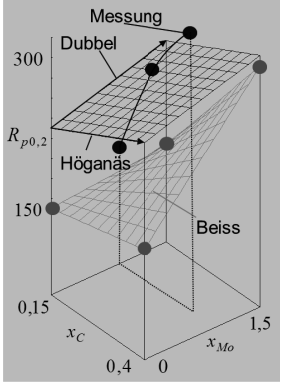


Bild 5-10: 0,2 %-Dehngrenze in Abhängigkeit von Kohlenstoff- und Molybdängehalt
Yield stress depending on carbon and molybdenum content

Beide Methoden, die 0,2 %-Dehngrenze zu berechnen, führen zu unterschiedlichen Werten. Wie oben beschrieben hängt die 0,2 %-Dehngrenze von der Gefügeausbildung ab. Das Gefüge wiederum ist u. a. stark von Legierungszusammensetzung und Wärmebehandlung, d.h. dem Sinterprozess und Abkühlvorgang, abhängig. Deshalb können die Werte für die 0,2 %-Dehngrenze nicht von einem auf den anderen Versuch übertragen werden. Es ist vielmehr notwendig, die 0,2 %-Dehngrenze für jede Versuchsreihe experimentell zu bestimmen, was in dieser Arbeit durchgeführt wurde und oben in Bild 5-9 zusammengefasst ist.

Bruchdehnung

Die Bruchdehnung des üblicherweise für Zahnräder verwendeten Einsatzstahls 16MnCr5 beträgt mindestens A = 10%, [SCHL10], und ist somit deutlich höher als die gemessenen Werte, Bild 5-9. Der Grund hierfür ist ebenfalls die Porosität, die einen Rissfortschritt erleichtert. Ein Riss wandert von Pore zu Pore, sodass das Ma-

terial im Vergleich zu dichtem Material früher und spröder bricht. Der negative Einfluss des Kohlenstoffgehaltes auf die Bruchdehnung, der bei den Versuchsergebnissen festgestellt wurde, ist auch von Einsatzstählen bekannt und wird auf eine Materialversprödung zurückgeführt, [NIEM05]. Für die Bruchdehnung von pulvermetallurgischem Eisen bei einer Dichte von $\rho = 7{,}0\ g/cm^3$ und $x_C = 0{,}5\ \%$ Kohlenstoffgehalt gibt Schatt einen Wert von A = 3 % an, der sich bei FeMo85 bei einer Prozesseingangsdichte von $\rho_0 = 7{,}0\ g/cm^3$ zwischen den Kohlenstoffgehalten $x_C = 0{,}15\ \%$ und $x_C = 0{,}25\ \%$ sowie bei einer Prozesseingangsdichte von $\rho_0 = 7{,}2\ g/cm^3$ mit einem Kohlenstoffgehalt von $x_C = 0{,}25\ \%$ wiederfindet, [SCHA06]. Der Unterschied in der Bruchdehnung zwischen dem Reinmetall Eisen und der FeMo85 Legierung wird durch die Mischkristallverfestigung durch das Legierungselement Molybdän hervorgerufen.

Für das Walzen von Schnecken wird eine Bruchdehnung von mindestens A = 13 % gefordert, [SHOO04]. Jedoch sind die zu erwartenden Materialverformungen beim Walzen pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder um ein Vielfaches geringer als beim Walzen von Schnecken. Wie die später vorgestellten Ergebnisse zeigen, ist die hier gemessene Bruchdehnung für das Walzen von pulvermetallurgisch hergestellten Zahnrädern ausreichend.

Fazit & weiterer Forschungsbedarf

Zusammenfassend wird festgehalten, dass die gemessenen Materialkennwerte aus dem Zugversuch – Elastizitätsmodul, 0,2 %-Dehngrenze, Zugfestigkeit und Bruchdehnung – grundsätzlich durch den Stand der Technik bestätigt werden. Im Vergleich zu konventionellen, dichten Stählen sind die Beträge des Einsatzstahles FeMo85 deutlich geringer, was unter anderem in der porösen Mikrostruktur begründet ist. Durch eine Erhöhung der Prozesseingangsdichte steigen der Elastizitätsmodul, die 0,2 %-Dehngrenze, die Zugfestigkeit und die Bruchdehnung an. Durch eine erhöhte Zugabe von Kohlenstoff steigen der Elastizitätsmodul geringfügig und die 0,2 %-Dehngrenze sowie Zugfestigkeit deutlich an, während die Bruchdehnung abfällt.

Die hier dargestellten Ergebnisse wurden im weichen und porösen Zustand ermittelt. Für eine Beurteilung der Festigkeit des verdichteten Zahnrades ist die Ermittlung der Materialkennwerte im einsatzgehärteten Zustand und bei voller Dichte notwendig.

6 Finite-Elemente-Modell und Materialmodell

Finite element model and material model

Die Finite-Elemente-Methode ist ein zentrales Instrument zur Analyse des Spannungs-Dehnungs-Zustandes während des Walzens. Im Rahmen dieser Arbeit wurde eine Verzahnungswalzsimulation entwickelt. Es wurden Programme zur Geometrie und Kinematikerzeugung mittels Excel entwickelt. Als Solver wurde SFTC-Deform verwendet und zur Auswertung der Daten wurde ein Preprozessor mit eigener grafischer Benutzeroberfläche entwickelt.

Zudem wird für die Anwendung der Finite-Elemente-Methode ein Materialmodell entwickelt, welches die elastischen und plastischen Eigenschaften des Werkstoffes in Abhängigkeit von der Dichte, dem Umformgrad und dem Kohlenstoffgehalt beschreibt. Die Ausgangsgrößen der Verzahnungswalzsimulation sind der Dichteverlauf, die Profilabweichungen, die Spannungs-Dehnungs-Verteilung und Materialbewegungen, **Bild 6-1**.

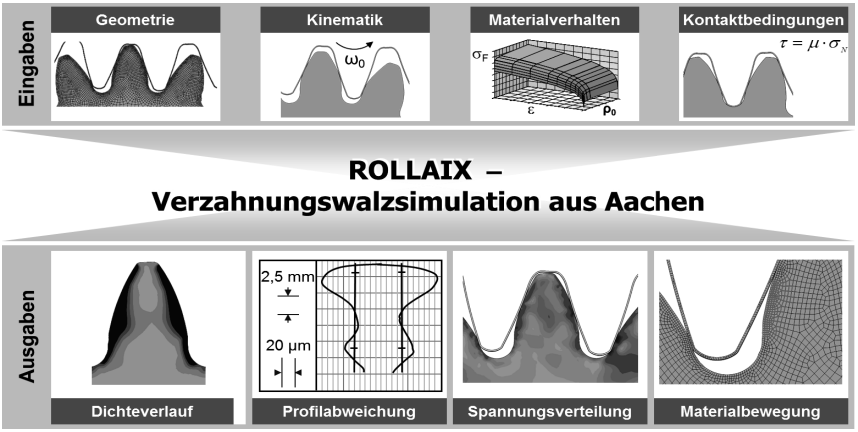


Bild 6-1: Ein- und Ausgabegrößen der Verzahnungswalzsimulation
Input and output parameter of gear rolling simulation

6.1 Modellierungsansatz

Approach for modeling

Eine FE-Simulation liefert eine mathematisch angenäherte Lösung eines Ersatzproblems, wobei das Ergebnis der Berechnung wesentlich von der Qualität des Ersatzmodells und den Eingangsgrößen abhängt. Die praktische Vorgehensweise für FEM-Berechnungen unterteilt sich in fünf Schritte, **Bild 6-2**

1. Beschreibung des zu untersuchenden Systems (Beschreibungsmodell)
2. Idealisierung und Diskretisierung zur Bildung des Finite-Elemente-Modells (Ersatzsystem)

3. Berechnung und Auswertung
4. Abgleich der Simulations- und der Prozessergebnisse
5. Korrektur der Idealisierung und Diskretisierung

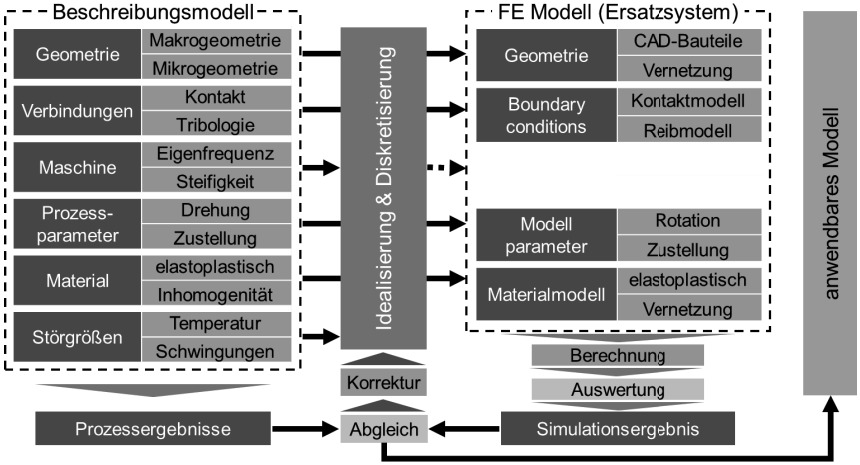


Bild 6-2: Vorgehensweise bei der Modellierung
Procedure in modeling

Für das Beschreibungsmodell wird das Gesamtsystem in Teilsysteme aufgespalten. Zu den Teilproblemen gehören Geometrie, Verbindungen, Maschine, Prozessparameter, Material und Störgrößen, vgl. Bild 6-2 links, die im Folgenden besprochen werden.

Geometrie
Die Geometrie der Zahnräder wird mit idealen Evolventen modelliert. Fertigungstoleranzen und Oberflächenrauheiten fließen nicht in die Ersatzgeometrie ein.

Verbindungen zwischen Maschinenelementen
Welle-Nabe-Verbindungen werden als feste Verbindungen idealisiert. Kraftschlüssige Verbindungen werden auf Basis der Coulomb'schen Reibung dargestellt.

Maschine
Die Maschine wird im Finite-Elemente-Modell vereinfacht, indem die Achsen und Lager als ideal steif definiert werden. Verformungen der Maschinenstruktur werden vernachlässigt. Darüber hinaus werden die Werkzeuge als steif angenommen.

Prozessparameter
Die Prozessparameter werden eins zu eins in die Modellparameter überführt. Das Finite-Elemente-Modell folgt den Prozessparametern ideal. Im Gegensatz dazu regelt die CNC-Steuerung der Maschine die Prozessparameter nach, wobei es in der Praxis zu geringen Abweichungen kommt. Größere Abweichungen zwischen Simula-

tion und Praxis ergeben sich bei dem Betrag der Zustellung. Die Zustellung, die an der Maschine eingestellt wird, muss die Maschinennachgiebigkeit kompensieren, vgl. Kapitel 7. Das Finite-Elemente-Modell ist steif, so dass hier die tatsächlich im Zahnkontakt wirkende Zustellung eingestellt wird.

Material
Das Materialverhalten wird mit einem Materialmodell abgebildet, vgl. Kapitel 6.3. In der Praxis auftretende Inhomogenitäten wie zum Beispiel Dichtegradienten, Einschlüsse oder verschiedene Gefüge werden vernachlässigt und das Material als homogen und isotrop simuliert.

Störgrößen
Störgrößen werden wegen ihrer Unvorhersagbarkeit vernachlässigt.

Abgleich von Prozess- und Simulationsergebnissen
Nach der Bildung des Finite-Elemente-Modells folgt die Anwendung in Form von Berechnung und Auswertung. Das Simulationsergebnis wird mit den Prozessergebnissen abgeglichen und die Korrelation bewertet. In der Regel werden die Idealisierungen und Diskretisierungen iterativ verbessert, um eine gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Praxis zu erreichen. Sind sämtliche Abweichungen innerhalb des tolerierbaren Bereichs, ist der Abgleich beendet, und das Modell ist verifiziert.

6.2 Geometrisch-kinematisches Ersatzmodell

Equivalent system of geometry and kinematics

Es wird nur ein Zahn des Walzrohlings ausgewertet. Umliegend werden zusätzliche Zähne modelliert, um die korrekten Eingriffsbedingungen abzubilden. Die Krafteinleitung und –verteilung auf die Zahnflanken sollen den Verhältnissen der Praxis entsprechen und das gleiche Ergebnis erzeugen. Vier Lücken am Werkstück und vier Zähne am Werkzeug sind aufgrund der Überdeckung notwendig, **Bild 6-3**.

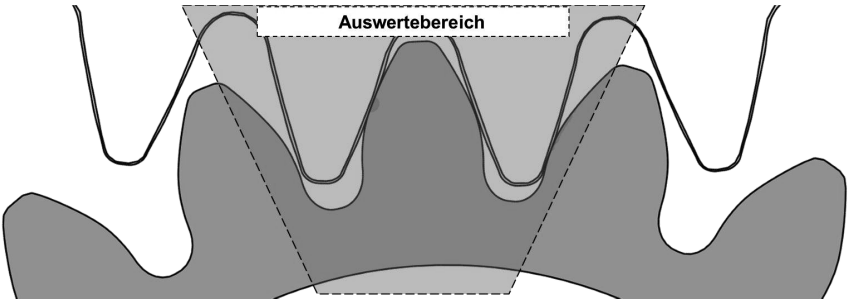


Bild 6-3: Zahnradsegment
Gear segment

Das Werkstück wird vom Werkzeug angetrieben. Für eine nahtlose Übergabe des Werkstückes von einem zum anderen Werkzeug werden insgesamt genauso viele

Werkzeugzähne benötigt wie in der Praxis. Die Werkzeugzähne werden jedoch auf mehrere Werkzeuge verteilt. Die minimale Werkzeuganzahl wird dann nach folgender Gleichung zu vier Werkzeugen berechnet.

$$N_{Werkzeug} = \frac{z_{Praxis}}{z_{Modell}} \qquad \text{Gl. 6-1}$$

Die Werkzeuge werden gleichmäßig um jeweils 90° versetzt um den Walzrohling angeordnet, **Bild 6-4**. Im Ersatzmodell wird der Walzrohling pro Umdrehung von vier Werkzeugen überrollt. Bei mehr als vier Überrollungen kommt Werkzeug 1 wieder in den Eingriff. Das Werkzeug 1 wird in der Zeit, in der es nicht im Eingriff ist, in seine Ausgangsposition zurück gebracht und steht dort für den nächsten Eingriff bereit. Entsprechendes gilt für die restlichen Werkzeuge.

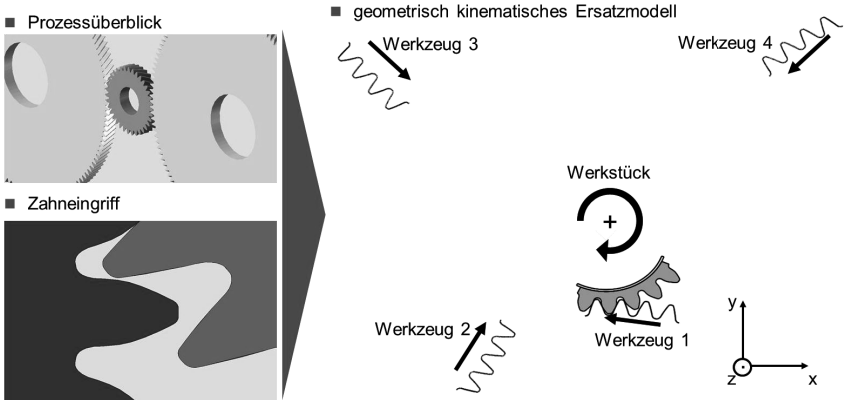
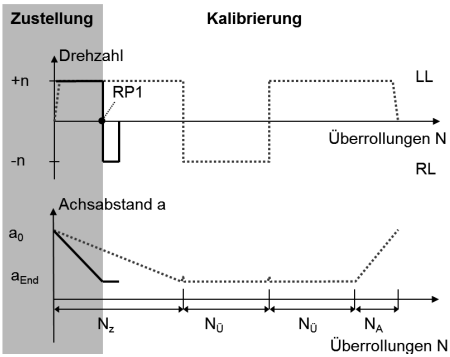


Bild 6-4: Geometrisch-kinematisches Ersatzsystem
Simulation model

Die simulierte Prozessdauer wirkt sich direkt auf die Rechenzeit aus. Die Prozesszeit des simulierten Walzprozesses wird durch die Verwendung von vier anstelle von zwei Werkzeugen halbiert. Eine zusätzliche Verkürzung der Prozesszeit wird durch eine Prozessraffung erreicht, die in **Bild 6-5** dargestellt ist.

Die Reversierhäufigkeit und –dauer werden in der Simulation auf einen Reversierpunkt und drei Überrollungen reduziert. In der Praxis sind oft mehrere Reversierpunkte und –überrollungen notwendig, um Maschinenschwingungen und prozessbedingte Streuungen auszugleichen, die in der Simulation nicht auftreten. Deshalb ist diese Raffung zulässig. Auch die Zustellung wird in der Simulation gerafft, indem der Achsabstand deutlich schneller reduziert wird als in der Praxis üblich. Das ist zulässig, da die Umformgeschwindigkeiten gering sind und sich betragsmäßig in einem Bereich bewegen, wo sie kaum einen Einfluss auf die Fließspannung haben [DOEG86].



		Simulation	Experiment
Prozessdaten			
N	[min^{-1}]	30	30
N_Z	[-]	5	7-15
a_{End}	[mm]	157,1625	157,1625
N_{RP}	[-]	1	1-4
$N_Ü$	[-] =	3	7- 30

Bild 6-5: Prozessraffung
Reduced process

6.3 Materialmodell
Material Model

Für das Walzen pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder wird ein elasto-plastisches Materialmodell benötigt, welches Verformung und Verdichtung abbildet. In der Literatur ist eine Vielzahl von Modellen beschrieben, die diese Anforderung erfüllen. Voruntersuchungen zeigen, dass die bestehenden Materialmodelle nicht in der Lage sind, das Materialverhalten von FeMo85 hinreichend genau zu beschreiben. Basierend auf den bestehenden Modellen wird ein erweitertes Materialmodell entwickelt.

Diskussion bestehender Materialmodelle

Dem Modell von Shima und Oyane [KUHN71, OYAN73, SHIM75, DORA84] liegt ein empirischer Ansatz zugrunde, bei dem die Porosität eine Eigenschaft des Kontinuums ist. Das Gurson Model [GURS75] verfolgt einen mathematischen Ansatz. Die Porosität wird hier zu einer sphärischen Pore im Zentrum zusammengefasst. Beide Modelle berücksichtigen keine Veränderung der Porenform bzw. keine Interaktion zwischen den Poren. Das Modell von Tvergaard und Needleman [TVER81] erweitert das Gurson Modell um die Interaktionsfähigkeit zwischen verschiedenen Poren. Eine Veränderung der Porenform bei plastischer Verformung bieten die Modelle von Gologanau und Ponte-Castañeda, [CAST94, GOLO93,]. Das Drucker-Prager-Cap-Modell, [BREW08], beschreibt die Verdichtung von Pulvern und ist aufgrund des unterschiedlichen Materialverhaltens von Pulver und gesintertem Material für die Beschreibung der Verdichtung von gesinterten Bauteilen ungeeignet.

In der Fachliteratur wird die Wichtigkeit der Poreninteraktion und der Porenform für pulvermetallurgische Werkstoffe diskutiert [RIED04]. Für die Berechnung der Fertigungsfehler beim Dichtwalzen ist eine Berücksichtigung der Porenorientierung und -interaktion jedoch nicht relevant. Die Fertigungsfehler, Formabweichung und Oberflächendefekte entstehen in der vollverdichteten Randzone, wo keine Poren vorliegen. Zudem haben Parametervariationen gezeigt, dass für die Berechnung der Ver-

dichtung ein empirischer Ansatz wie nach Shima und Oyane und auch der Ansatz nach Gurson ausreichend sind. Die Interaktion zwischen Poren und die Porenform sind wichtig für die Berechnungen in der Bruchmechanik, wo Risswachstum und -ausbreitung die Zielgrößen sind. Das gilt jedoch nicht für die Vorhersage der Fertigungsfehler.

Plastizitätstheorie poröser Werkstoffe

Beim Walzen treten mehrachsige Spannungszustände auf. Mehrachsige Spannungszustände setzten sich aus einem hydrostatischen und einem deviatorischen Anteil zusammen, wie **Bild 6-6** anhand des ebenen Spannungszustandes verdeutlicht. Der hydrostatische Anteil σ_h wirkt von allen Seiten mit gleichen Beträgen, er ist hydrostatisch. Der deviatorische Anteil σ_v hingegen ist in der Ebene in einer Richtung betragsmäßig Null. Er wirkt nur in einer Richtung. Der Betrag der deviatorischen Spannung wird oft durch eine Vergleichsspannung berechnet. Bei ausschließlich hydrostatischem Druck wie z. B. in einer mit Druck beaufschlagten Flüssigkeit ist der deviatorische Spannungsanteil $\sigma_v = 0$.

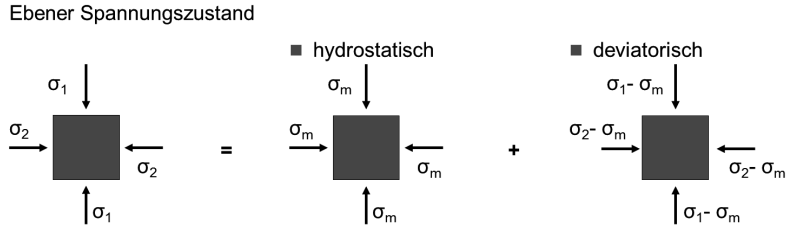


Bild 6-6: Superposition von hydrostatischer und deviatorischer Spannung
Stress condition as superposition of hydrostatic and deviatoric stress

Bei technisch relevanten Belastungen und Porenfreiheit hat der hydrostatische Anteil keinen Einfluss auf die Plastizität des kompakten Materials. Deshalb wird die Fließbedingung für kompakte Materialien wie folgt beschrieben:

$$k_f^2 = \sigma_v^2 \qquad \text{Gl. 6-2}$$

Als Vergleichsspannung σ_V wird hier die Vergleichspannung nach v. Mises verwendet. Die kleinste Spannung, bei der die plastische Verformung einsetzt, wird als Fließgrenze k_f bezeichnet. Als Wert für die Fließgrenze für ein Material ohne Kaltverfestigung wird die 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$ aus den Zugversuchen verwendet, Kapitel 5. Obwohl beim Walzen überwiegend Druckspannungen auftreten, werden hier die Materialkennwerte aus den Zugversuchen verwendet, weil Fließen bei unlegierten und niedrig legierten Stählen für Zug und Druck bei etwa gleichen Spannungswerten einsetzt [BEIS04].

Die Fließgrenze von pulvermetallurgischen Werkstoffen ist aufgrund der reduzierten wirksamen Fläche und der inneren Kerbwirkung von der Dichte abhängig, wie die Ergebnisse für die 0,2 %-Dehngrenze aus Kapitel 5 zeigen. Dieser Beziehung wird

Rechnung getragen, indem für die Berechnung der Fließspannung poröser bzw. kompressibler Materialien die Fließspannung des kompakten Materials mit einem Vorfaktor δ multipliziert wird, der kleiner als Eins ist, [SHIM75, OYAN73].

$$k_{f(\rho)}^2 = \delta^2 \cdot k_{f(\rho=1)}^2, \delta \leq 1 \qquad \text{Gl. 6-3}$$

Beim Umformen von pulvermetallurgischen Werkstoffen tritt neben der Verformung auch Verdichtung auf. Der hydrostatische Anteil hat einen Einfluss auf die Kompression und somit auch auf das Fließverhalten. Durch einen hydrostatischen Druck werden die Poren verkleinert und das Material wird komprimiert. Dieser Umstand wird im Rahmen dieser Arbeit mit der Hinzunahme des Produktes aus der hydrostatischen Spannung und dem hydrostatischen Einflussfaktor β in die Fließbedingung berücksichtigt. Der hydrostatische Einflussfaktor β gewichtet den Einfluss der hydrostatischen Spannung auf die Fließspannung. Die Fließspannung für pulvermetallurgisches Material wird somit durch folgende Gleichung vollständig beschrieben:

$$\delta^2 \cdot k_{f(\rho=1)}^2 = \sigma_v^2 + \beta \cdot \sigma_h^2, \beta \geq 0\,,\ \delta \leq 1 \qquad \text{Gl. 6-4}$$

$$\sigma_v = \sqrt{\frac{1}{2}((\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2)} \qquad \text{Gl. 6-5}$$

$$\sigma_h = \frac{1}{3} \cdot (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \qquad \text{Gl. 6-6}$$

Der hydrostatische Einflussfaktor β ist materialabhängig und wird im Folgenden in Abhängigkeit von der Dichte und dem Kohlenstoffgehalt empirisch ermittelt. Für porenfreie Materialien wird der hydrostatische Einflussfaktor theoretisch zu β = 0.

Fließkurven

Der Verlauf der Fließspannung in Abhängigkeit vom Umformgrad und der Dichte wird in Stauchversuchen nach Doege ermittelt. Beim einachsigen Stauchversuch wird eine zylindrische Probe zwischen zwei ebenen, planparallelen Platten gestaucht. Die umformtechnischen Größen und Gleichungen zur Bestimmung der Fließspannung sind in **Bild 6-7** zusammengefasst.

Die Versuchsdurchführung erfolgt inkrementell. Die Stauchproben werden bis zu einem definierten Umformgrad gestaucht und dabei wird die Stauchkraft aufgezeichnet. Nach dem Stauchen wird die Probe geometrisch vermessen. Aus der Stauchkraft und der Geometrie werden die Fließspannung und der Umformgrad mit den in Bild 6-7 dargestellten Formeln berechnet. Aus den Gleichungen für die Fließspannungen und den Umformgrad geht hervor, dass der Einfluss der Reibung immer geringer wird, wenn das Höhe zu Breite Verhältnis h/d große Werte annimmt. Dieses Verhältnis kann aus Stabilitätsgründen jedoch nicht beliebig groß gewählt werden. [DOEG86]

Die Abhängigkeit der Fließspannung von der Dehnrate und der Temperatur ist in der Literatur gut beschrieben. Beim Kaltumformen ist die Fließspannung praktisch zeitunabhängig, [DOEG07]. Deshalb und weil die Variation der Stauchgeschwindigkeit

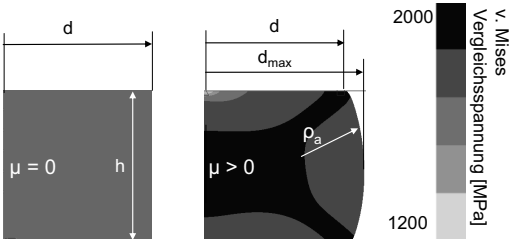
sowie Prüftemperatur mit hohem apparativem Aufwand verbunden sind, werden Einflüsse der Dehnrate und Temperatur auf die Fließspannung aus der Literatur entnommen, [DOEG86], und in den Fließkurven des Finite-Elemente-Modells implementiert. Die Einflüsse von der Prozesseingangsdichte ρ_0 und dem Kohlenstoffgehalt x_C bei dem Legierungssystem FeMo85 auf das Fließverhalten sind weniger gut erforscht. Sie werden deshalb in den Versuchsplan dieser Arbeit aufgenommen.

Eingangsgrößen

- Ausgangshöhe h_0
- Ausgangsdurchmesser d_0
- Stauchkraft F
- Reibungskoeffizient μ

Zwischengrößen

- Fläche A
- Krümmungsradius ρ_a



Fließspannung

$$k_f = \frac{\frac{F}{A_{max}}}{1 - \frac{d_{max}}{8 \cdot \rho_a}} \qquad d/h < 0$$

$$k_f = \frac{\frac{F}{A_{max}}}{1 - \frac{d_{max}}{8 \cdot \rho_a} + \frac{\mu \cdot (d-h)}{3 \cdot h}} \qquad d/h > 0$$

$$\rho_a = \frac{h^2}{4 \cdot (d_{max} - d)}$$

Umformgrad

$$\varphi = ln \frac{d_o}{d_{max}}$$

Bild 6-7: Größen und Gleichungen bei Stauchversuchen, [DOEG86]
Parameters and equations in uniaxial compression tests

Versuchsplanung Stauchversuche

Beim den Stauchversuchen werden quadratische Zusammenhänge zwischen den Prozesseingangsgrößen und der Stauchkraft erwartet, so dass mindestens drei Parameterstufen notwendig sind, um die quadratischen Zusammenhänge abzubilden. Die Parameteranordnung ist in **Bild 6-8** zusammengefasst.

Material

- FeMo85

Parameter

- Kohlenstoffgehalt
- Prozesseingangsdichte
- Dehnung

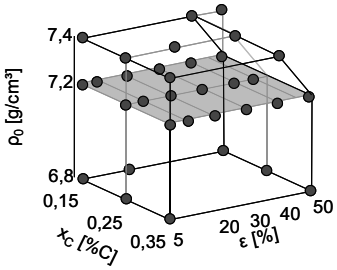


Bild 6-8: Parameteranordnung
Composition of parameters

Zur Reduzierung des Versuchsaufwandes wird eine statistische Versuchsplanung durchgeführt. Zusätzlich wird der Versuchsplan bei der Prozesseingangsdichte von

ρ_0 = 7,2 g/cm^3, die heute und mittelfristig die höchste industrielle Relevanz besitzt, vollfaktoriell belegt.

Ergebnisse Stauchversuche

Bild 6-9 beschreibt das Fließverhalten des PM-Einsatzstahles FeMo85. Die Ergebnisse der Stauchversuche sind in Form einer Fließkurve aufgetragen. Die Grafik vergleicht das Fließverhalten bei den Prozesseingangsdichten ρ_0 = 6,8 – 7,2 g/cm^3 und den Kohlenstoffgehalten x_C = 0,15 – 0,35 %. Die Dichte ist mit einer Graustufe und der Kohlenstoffgehalt durch ein Symbol gekennzeichnet. Zusätzlich sind die Messergebnisse der 0,2 %-Dehngrenzen $R_{p0,2}$ aus Kapitel 5 im Diagramm als Dreiecke bei einer Dehnung φ = 0,002 eingetragen.

Fließspannung

$$k_f = R_{p0,2} + P \cdot \sqrt{\varphi}$$

- P : Materialkonstante [MPa]
- $R_{p0,2}$: Streckgrenze (▲) [MPa]

x_C \ ρ_0	6,8 g/cm³	7,2 g/cm³	7,4 g/cm³
0,15 %	●	■	◆
0,25 %	●	■	◆
0,35 %	●	■	◆

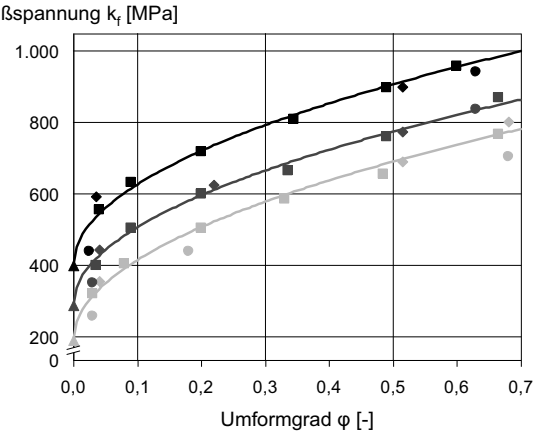


Bild 6-9: Fließverhalten des PM-Einsatzstahles Fe- Mo85
Yielding behaviour of FeMo-085

Die Fließspannung steigt über dem Verformungsgrad degressiv an. Im Bereich geringer Umformgrade φ < 0,1 unterscheiden sich die Fließspannungen für die verschiedenen Prozesseingangsdichten deutlich. Die Fließspannung ist für erhöhte Prozesseingangsdichten höher. Dieses Phänomen ist bei Umformgraden von φ > 0,2 geringer ausgeprägt. Der Kohlenstoffgehalt beeinflusst die Fließspannung über dem gesamten Bereich der Umformung. Die Fließspannung wird durch einen steigenden Kohlenstoffgehalt erhöht.

Der degressive Anstieg der Fließspannung ist von dichten Materialen bei RT in ähnlicher Ausprägung bekannt und auf die Kaltverfestigung zurückzuführen, [DOEG86]. Bei pulvermetallurgischen Werkstoffen kommt neben der Kaltverfestigung ein weiterer Verfestigungsmechanismus hinzu: die Verdichtung. Der degressive Anstieg der Fließkurven setzt sich hier aus beiden Verfestigungsmechanismen zusammen und ist dementsprechend steiler. Die Abnahme des Einflusses der Prozesseingangsdichte bei hohen Umformgraden ist dadurch zu erklären, dass bei erhöhten Umformgra-

den die Dichtewerte trotz unterschiedlicher Prozesseingangsdichte näher zusammenrücken.

Datenanalyse der Stauchversuche

Im ersten Schritt der Datenanalyse wird eine lineare Regression unter Berücksichtigung von Wechselwirkungen erster Ordnung durchgeführt. Die lineare Regression dient nur zu Abschätzung des Gewichtes einzelner Parameter und Wechselwirkungen. Das Gewicht einzelner Prozesseingangsgrößen kann bei einer linearen Regression durch einen Vergleich der Vorfaktoren erfolgen, wenn die Parameter wie hier auf den Wert N = ±1 normiert sind.

Die Regressionsfunktion ergibt sich zu:

$$k_f = 662 + 231 \cdot N_\varphi + 111 \cdot N_{x_C} + 41{,}5 \cdot N_{\rho_0} - 14{,}3 \cdot N_\varphi \cdot N_{\rho 0}, R^2 = 0{,}978 \quad \text{Gl. 6-7}$$

$$N_\varphi = \frac{\varphi - 0{,}356}{0{,}327},\ N_{x_C} = \frac{x_C - 0{,}25}{0{,}1},\ N_{\rho_0} = \frac{\rho_0 - 7{,}065}{0{,}295}. \quad \text{Gl. 6-8}$$

In dem untersuchten Wertebereich hat der Umformgrad erwartungsgemäß das größte Gewicht. Das Gewicht des Kohlenstoffgehaltes ist immerhin halb so groß. Das Gewicht der Prozesseingangsdichte beträgt im Vergleich zum Umformgrad etwa 1/5. Mit steigendem Umformgrad wird das Kompressionspotenzial aufgebraucht, sodass der Einfluss der Prozesseingangsdichte ρ_0 geringer wird. Das Gewicht der Wechselwirkung von Umformgrad und Prozesseingangsdichte ist negativ und betragsmäßig am geringsten, sodass die Wechselwirkung von Dichte und Umformgrad im Folgenden vernachlässigt wird.

Durch Regression mit einem quadratischen Polynom werden degressive und progressive Verläufe identifiziert. Die Regressionsfunktion ergibt sich zu:

$$k_f = 695 - 56{,}8 \cdot N_\varphi{}^2 + 224 \cdot N_\varphi + 108 \cdot N_{xC} + 33{,}1 \cdot N_\rho$$

$$R^2 = 0{,}991 \quad \text{Gl. 6-9}$$

Die quadratische Regressionsfunktion liefert einen degressiven Zusammenhang zwischen Fließspannung und Umformgrad in der Form:

$$k_f \sim Const \cdot N_\varphi - Const. \cdot N_\varphi{}^2 \quad \text{Gl. 6-10}$$

Der degressive Verlauf wird hier durch eine Wurzelfunktion $k_f \sim\sqrt{\varphi}$ substituiert, um den Gültigkeitsbereich der Gleichung zu erweitern. Die Fließkurvenfunktion ergibt sich zu:

$$k_f = 619 + 231 \cdot N_{\sqrt{\varphi}} + 109{,}9 \cdot N_{x_C} + 17{,}3 \cdot N_{x_C}{}^2 + 33{,}1 \cdot N_{\rho_0}$$

$$N_{\sqrt{\varphi}} = \frac{\sqrt{\varphi} - 0{,}498}{0{,}3286},\ R^2 = 0{,}994 \quad \text{Gl. 6-11}$$

Aus den Zugversuchen sind die 0,2 %-Dehngrenze und damit die Spannung, bei der der Werkstoff zu fließen beginnt, bekannt. Der Wert enthält bereits Informationen über den Kohlenstoffgehalt und die Prozesseingangsdichte. Definitionsgemäß stellt die 0,2 %-Dehngrenze den y-Achsenabschnitt der Fließkurve dar. Bei steigendem Umformgrad steigt die Fließspannung, wie bereits ermittelt, proportional zu $\sqrt{\varphi}$ an. Somit ergibt sich eine sehr anschauliche Berechnungsformel für die Fließspannung, wobei der Faktor P ausschließlich vom Kohlenstoffgehalt abhängig ist und der Einfluss der Prozesseingangsdichte bereits in dem Wert der 0,2%-Dehngrenze enthalten ist.

$$k_f = R_{p0,2} + P \cdot \sqrt{\varphi}\,. \qquad \text{Gl. 6-12}$$

Dichteabhängiger Faktor δ

Der dichteabhängige Faktor δ rechnet die Fließspannung des Materials mit voller Dichte in die Fließspannung des porösen Materials um. Somit wird der Wert für den dichteabhängigen Faktor δ aus Gleichung Gl. 6-3 und Gl. 6-11 bestimmt:

$$\delta^2 = \frac{k^2_{f(\rho)}}{k^2_{f(\rho=7,85)}} = \qquad \text{Gl. 6-13}$$

$$\left(\frac{618,5 + 231 \cdot N_{\sqrt{\varphi}} + 109,9 \cdot N_{x_C} + 17,3 \cdot N^2_{x_C} + 33,1 \cdot N_{\rho_0} - 17,4 \cdot N_{\sqrt{\varphi}} \cdot N_{\rho_0}}{700,97 + 187,67 \cdot N_{\sqrt{\varphi}} + 109,9 \cdot N_{x_C} + 17,3 \cdot N^2_{x_C}} \right)^2$$

Für volle Dichte ρ = 7,85 g/cm^3 nimmt die Gleichung für δ den Wert Eins an.

Hydrostatischer Gewichtungsfaktor ß

Es ist technisch unmöglich, die Spannungen direkt zu messen. Aus diesem Grund werden die Spannungen indirekt über die verbleibenden Dehnungen anhand der plastischen Querkontraktionszahl bestimmt. Nach Levi und von Mises gilt:

$$d\varepsilon_{1(\rho)} = d\lambda \cdot \frac{dk_{f(\delta)}}{d\sigma_1} = d\lambda \cdot \frac{\sigma_v \cdot \left(\partial\sigma_v / \partial\sigma_1\right) + \beta \cdot \sigma_h \cdot \left(\partial\sigma_h / \partial\sigma_1\right)}{\sqrt{\sigma_v^2 + \beta \cdot \sigma_h^2}}, \qquad \text{Gl. 6-14}$$

$$d\varepsilon_{2(\rho)} = d\lambda \cdot \frac{dk_{f(\delta)}}{d\sigma_2} = d\lambda \cdot \frac{\sigma_v \cdot \left(\partial\sigma_v / \partial\sigma_2\right) + \beta \cdot \sigma_h \cdot \left(\partial\sigma_h / \partial\sigma_2\right)}{\sqrt{\sigma_v^2 + \beta \cdot \sigma_h^2}}, \qquad \text{Gl. 6-15}$$

$$d\varepsilon_{3(\rho)} = d\lambda \cdot \frac{dk_{f(\delta)}}{d\sigma_3} = d\lambda \cdot \frac{\sigma_v \cdot \left(\partial\sigma_v / \partial\sigma_3\right) + \beta \cdot \sigma_h \cdot \left(\partial\sigma_h / \partial\sigma_3\right)}{\sqrt{\sigma_v^2 + \beta \cdot \sigma_h^2}}. \qquad \text{Gl. 6-16}$$

In diesen Gleichungen ist die Größe dλ und die Zielgröße β unbekannt. dλ ist eine Ortsfunktion von k_f und $d\varepsilon_i$, die im Folgenden herausgekürzt wird. Um die Gleichungen zu vereinfachen, wird ein einachsiger Spannungszustand beim Stauchen angenommen, so dass gilt:

$$\sigma_2 = \sigma_3 = 0\,,\ \sigma_m = \frac{1}{3} \cdot \sigma_1\,,\ \varepsilon_2 = \varepsilon_3\,. \qquad \text{Gl. 6-17}$$

Durch Einsetzen dieser Randbedingungen in die hydrostatische und deviatorische Spannung ergeben sich Gleichung Gl. 6-5 und Gleichung Gl. 6-6 zu:

$$\sigma_v = \sqrt{\frac{1}{2}((3\cdot\sigma_m)^2 + (-3\cdot\sigma_m)^2)} = 3\cdot\sigma_m \text{ und} \qquad \text{Gl. 6-18}$$

$$\sigma_h = \sigma_m \qquad \text{Gl. 6-19}$$

Somit ergeben sich aus den Gleichungen Gl. 6-14 bis Gl. 6-16 die Dehnungen in Abhängigkeit von $d\lambda$ und β zu:

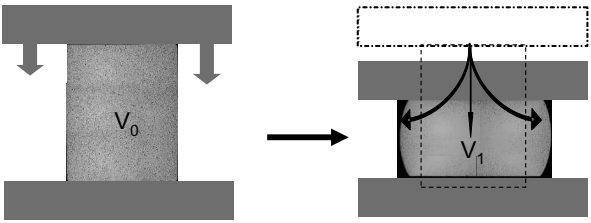
$$d\varepsilon_{1(\rho)} = d\lambda \cdot \frac{3 + (\beta/3)}{\sqrt{9+\beta}} \qquad \text{Gl. 6-20}$$

$$d\varepsilon_{2(\rho)} = d\varepsilon_{3(\rho)} = d\lambda \cdot \frac{(-3/2) + (\beta/3)}{\sqrt{9+\beta}} \qquad \text{Gl. 6-21}$$

Zur Elimination von dλ und für die Bestimmung des hydrostatischen Gewichtungsfaktors β wird die plastische Querkontraktionszahl als Verhältnis von radialer zu axialer Dehnung definiert:

$$v_{pl} = \frac{-d\varepsilon_2}{d\varepsilon_1} = \frac{1-(2/9)\cdot\beta}{2+(2/9)\cdot\beta} \Leftrightarrow \beta = \frac{9-18\cdot v_{pl}}{2+2\cdot v_{pl}} \qquad \text{Gl. 6-22}$$

Die plastische Querkontraktionszahl ist ein Maß für den Anteil der Kompression an der Deformation. **Bild 6-10** liefert eine Erklärung für die plastische Querkontraktionszahl. Bei reiner Kompression reduziert sich die Höhe der Stauchprobe und der Durchmesser bleibt konstant. Die plastische Querkontraktionszahl nimmt den Wert $v_{pl} = 0$ an. Bei steigender Dichte gleicht sich das Materialverhalten immer weiter dem Verhalten eines porenfreien, inkompressiblen Werkstoffes an. Der Wert der plastischen Querkontraktionszahl bei reiner Deformation mit Volumenkonstanz beträgt $v_{pl} = 0{,}5$.



$V_1 \neq V_0 \quad v_{pl} < 0{,}5$

Bild 6-10: Beschreibung der plastischen Querkontraktionszahl
Characterization of plastic Poisson ratio

Die aus den Stauchversuchen ermittelten Werte für die plastische Querkontraktionszahl sind diskret als Punkte in **Bild 6-11** über dem Umformgrad und der Prozesseingangsdichte zusammengefasst. Die Farbe des Punktes gibt den Wertebereich ent-

sprechend der Skala rechts im Bild an. Im Hintergrund von Bild 6-11 ist die Regressionsfunktion der plastischen Querkontraktionszahl (Gl. 6-24, siehe unten) als Farbverlauf dargestellt. Die Aussagefähigkeit der Regressionsfunktion ist augenscheinlich hoch, da die Messpunkte innerhalb der Bereiche gleicher Färbung liegen. Auch in den Übergangsbereichen decken sich die Farbübergänge mit der Färbung der Messpunkte. In Anbetracht der Vielzahl an Störgrößen und Messunsicherheiten, die der Methode zur Ermittlung der plastischen Querkontraktionszahl zu eigen sind, ist die Korrelation sehr gut zu bewerten.

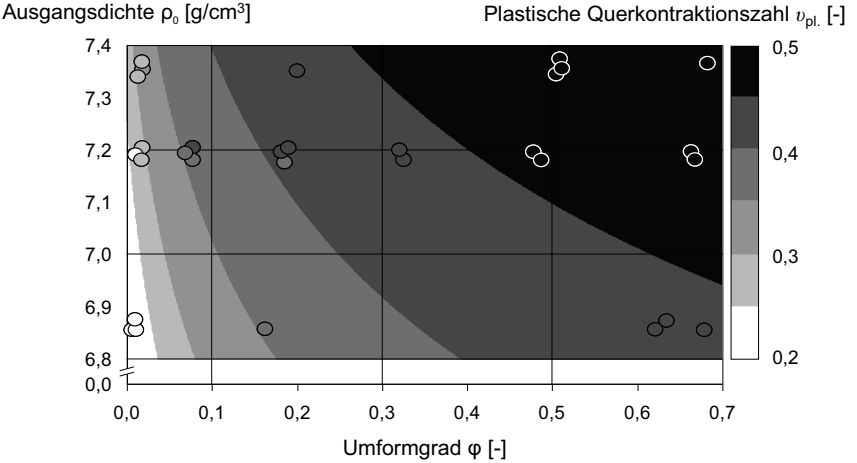


Bild 6-11: Werte für die plastische Querkontraktionszahl
Values for plastic Poisson ratio

Bei der Datenanalyse der plastischen Querkontraktionszahl wird gleichermaßen verfahren wie bei der Analyse der Fließspannung. Die Analyse der linearen Zusammenhänge zeigt, dass der Umformgrad die größte, die Prozesseingangsdichte eine circa 50% geringere und der Kohlenstoffanteil mit circa g = 2 % eine vernachlässigbare Relevanz haben:

$$\upsilon_{pl} = 0{,}389 + 0{,}101 \cdot N_{\varphi} + 0{,}054 \cdot N_{\rho} - 0{,}002 \cdot N_{xC} \qquad \text{Gl. 6-23}$$

Die plastische Querkontraktionszahl steigt mit der Dichte und mit dem Umformgrad an. Bei niedrigen Dichten ist die plastische Querkontraktionszahl klein und steigt steil mit dem Umformgrad an. Bei voller Dichte erreicht die plastische Querkontraktionszahl den Wert 0,5. Der degressive Zusammenhang zwischen plastischer Querkontraktionszahl und Prozesseingangsdichte sowie Umformgrad wird durch Logarithmieren der Parameter und Quadrieren der Zielgröße erreicht. Die Gleichung der plastischen Querkontraktionszahl lautet dann:

$$\upsilon_{pl} = \sqrt{0{,}140 + 0{,}080 \cdot N_{\ln(\varphi)} + 0{,}026 \cdot N_{\ln(\rho)}}\ ;\ R^2 = 0{,}905 \qquad \text{Gl. 6-24}$$

Kuhn und Downey publizierten 1971 eine Beschreibung der plastischen Querkontraktionszahl, die allein von der Prozesseingangsdichte abhängig ist, [KUHN71]. Sie wurde für Reineisen ermittelt, welches auf eine Prozesseingangsdichte von $\rho_0 = 6{,}0 – 7{,}0$ g/cm^3 gepresst und bei einer Temperatur von $T_S = 1090°C$ gesintert wurde. Die Gleichung lautet:

$$\upsilon_{pl} = 0{,}5 \cdot \rho_{0,rel}^{\,1{,}92} \qquad \text{Gl. 6-25}$$

Die Gültigkeit der Gleichungen von Kuhn und Downey konnte durch die vorgestellten Versuche nicht bestätigt werden. Die plastische Querkontraktionszahl ist neben der Prozesseingangsdichte auch vom Umformgrad abhängig. Je höher der Umformgrad ist, desto höher ist die aktuelle Dichte und desto geringer ist das verbleibende Verdichtungspotenzial des Materials. Deshalb ist es notwendig, die hier entwickelte Gleichung Gl. 6-24 zur Beschreibung des Materialverhaltens zu verwenden.

Aus der plastischen Querkontraktionszahl wird der hydrostatische Einflussfaktor nach Gleichung Gl. 6-22 berechnet. Die Regressionsfunktion ist in **Bild 6-12** dargestellt und ergibt sich zu:

$$\beta = 0{,}97 - 0{,}32 \cdot N_{\rho_0} - 0{,}83 \cdot N_{\ln(\varphi)},\ N_{\ln(\varphi)} = \frac{\ln(\varphi) + 2{,}0}{1{,}6},\ R^2 = 0{,}967 \qquad \text{Gl. 6-26}$$

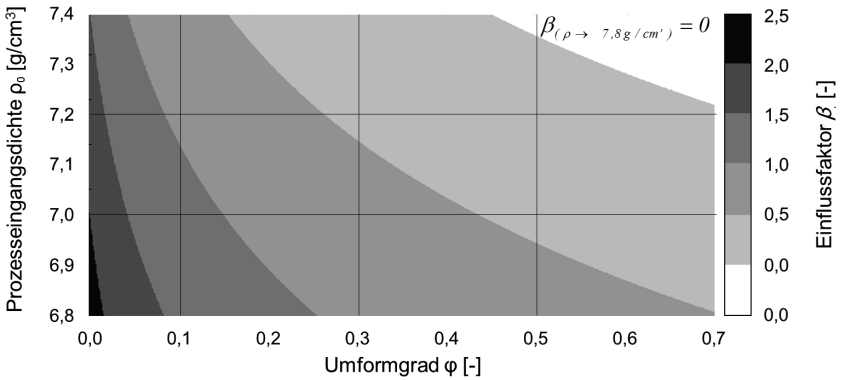


Bild 6-12: Hydrostatischer Einflussfaktor β
Hydrostatic influence factor β

Der hydrostatische Einflussfaktor nimmt Werte zwischen β = 0 für hohe Dichten und hohe Umformgrade und β = 2,5 für niedrige Dichten und niedrige Umformgrade an. Dieses Verhalten korreliert mit der Definition des hydrostatischen Einflussfaktors, wonach er den Einfluss der hydrostatischen Spannung auf die Fließbedingung gewichtet. Der Einfluss ist für volle Dichte nicht vorhanden (β = 0).

Die Fließkurve des Materials FeMo85 + 0,25 % C ist in **Bild 6-13** abschließend als dreidimensionale Fließfläche dargestellt. Auf der Ordinate ist die über der Fließgrenze normierte hydrostatische Spannung σ_h/k_f und auf der Abszisse die über der Fließgrenze normierte deviatorische Spannung σ_v/k_f aufgetragen. Die relative Prozessein-

gangsdichte $\rho_{0,rel}$ ist die dritte Dimension und ist im Bild von rechts unten nach links oben steigend. Die Fließfläche ist für Zug und Druck symmetrisch. Ein Spannungszustand innerhalb der Fließfläche bewirkt elastische Verformung. Berührt ein Spannungszustand die Fließfläche, setzt plastische Verformung und Kompression ein. Bei niedrigen Dichten ist die Fließfläche enger. Das Material ist hier leichter kompressibel. Die Fließfläche weitet sich in Richtung höherer Dichten auf und hat bei voller Dichte die Abmessung der Fließspannung volldichten Materials k_f.

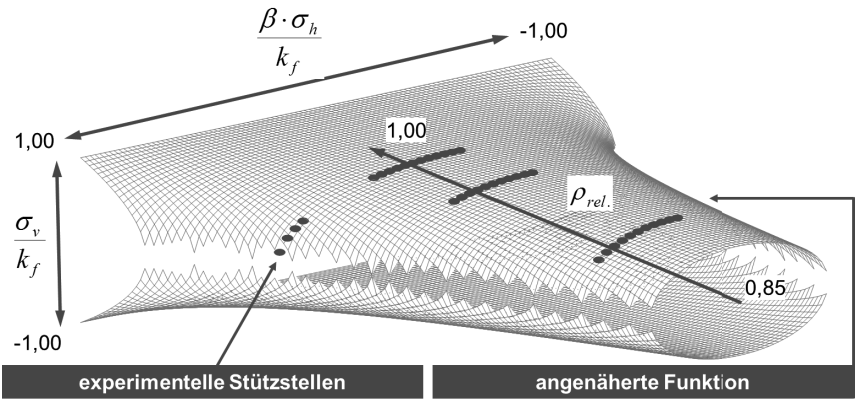


Bild 6-13: Fließbedingung
Yield criterion

Beschreibung der Fließfunktion mit der Gurson Gleichung

Die Gurson Gleichung ist in einer Vielzahl von kommerziellen FE-Programmen implementiert. Damit die Ergebnisse dieser Arbeit auch mit kommerziellen Softwareprogrammen genutzt werden können, wird im Folgenden die oben hergeleitete Formel in die Gurson Gleichung überführt. Die Gurson Gleichung lautet:

$$\Phi = \left(\frac{\sigma_v}{k_f}\right)^2 + 2q_1(1-\rho_{rel})\cosh\left(\frac{3}{2}q_2\frac{\sigma_h}{k_f}\right) - \left(1+q_3(1-\rho_{rel})^2\right) = 0 \qquad \text{Gl. 6-27}$$

$$\left(\frac{\sigma_v}{k_f}\right) = \sqrt{\left(1+q_3(1-\rho_{rel})^2\right) - 2q_1(1-\rho_{rel})\cosh\left(\frac{3}{2}q_2\frac{\sigma_h}{k_f}\right)} \qquad \text{Gl. 6-28}$$

Analyse der Gurson Gleichung

Nach dem Umstellen der Gleichung lassen sich die Parameter in Form einer Kurvenschar für verschiedene Dichten auftragen. In **Bild 6-14** sind Fließkurvenscharen für ein schwer kompressibles, ein mittelschwer kompressibles und ein leicht kompressibles Material abgebildet. Auf der Abszisse ist jeweils die über der Fließgrenze normierte hydrostatische Spannung σ_h/k_f und auf der Ordinate die über der Fließgrenze normierte deviatorische Spannung σ_v/k_f aufgetragen. Der Verlauf aller Kurven

ist fallend. Im Bereich großer hydrostatischer Spannungen wird der Ausdruck unter der Wurzel negativ, sodass diese Werte nicht mehr definiert sind und im Diagramm mit Null dargestellt werden. Nicht eingetragen ist jeweils die Kurve für volle Verdichtung, da diese stets die Gerade mit einer deviatorischen Spannung von $\sigma_v/k_f = 1$ bildet.

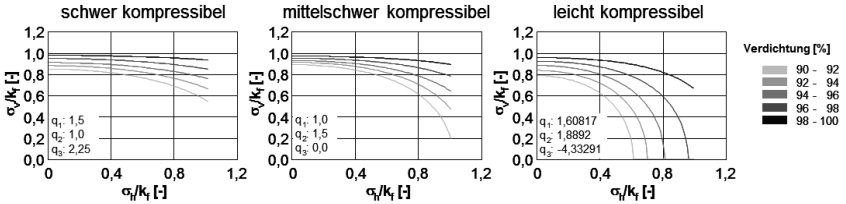


Bild 6-14: Vergleich der Fließgrenzen für verschiedene Materialien
Yield criterion for different materials

Übertragung der experimentell ermittelten Werte auf die Gurson Gleichung

Bild 6-15 zeigt in unterschiedlichen Graustufen die Verläufe der Fließgrenze bei drei unterschiedlichen Dichten ρ_0 für die Gursonparameter $q_1 = 1{,}6081$, $q_2 = 1{,}8892$ und $q_3 = -4{,}3329$, die auf die in den Stauchversuchen ermittelten Werte angepasst sind. Die Kurven, die sich aus dem in dieser Arbeit entwickelten β-δ-Modell ergeben, sind gestrichelt und die Kurven nach dem angepassten Gursonmodell durchgezogen dargestellt.

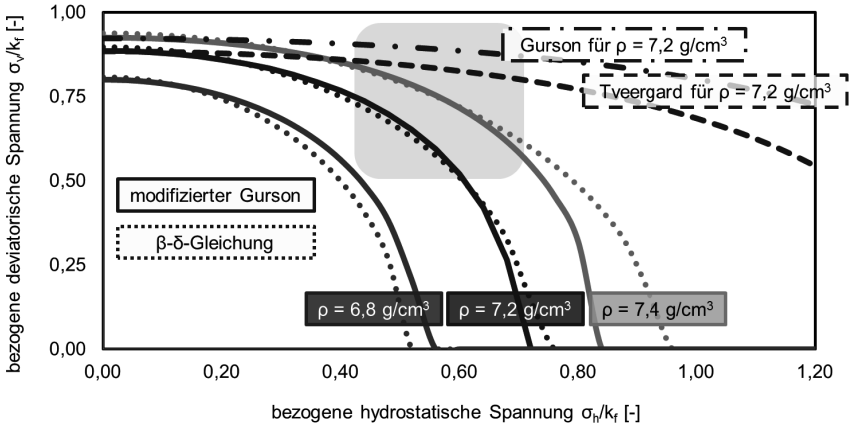


Bild 6-15: Fließgrenze bei porösen Materialien
Yield criterion for porous materials

Der Kurvenverlauf der angepassten Gurson Gleichung lässt sich nicht exakt an den empirisch ermittelten Kurvenverlauf anpassen. Die meisten Spannungszustände beim Walzen pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder treten in dem farblich hinterlegten Bereich auf. Die Anpassung der Gurson Gleichung ist so gewählt, dass die

Kurven in diesen Bereichen möglichst nahe beieinander liegen. Zusätzlich sind der Verlauf der originalen Gurson Gleichung und der von Tveergard angepassten Gurson Gleichung dargestellt. Die Kurven weichen stark von den ermittelten Kurven ab und sind für die Beschreibung des hier untersuchten Werkstoffes ungeeignet.

6.4 Postprocessing der Verzahnungswalzsimulation

Postprocessing of gear rolling simulation

Die FE-Verzahnungswalzsimulation ermöglicht eine zeitlich aufgelöste Analyse der lokalen Spannungs-Dehnungs-Zustände. Aus den Spannungen und Dehnungen werden die Verzahnungsqualität, die Bearbeitungskräfte und eine statistische Belastungsanalyse des Zahnkontaktes ausgewertet. Die Auswertung ist extrem zeitaufwendig. Zur Zeitverkürzung werden eine User-Subroutine zur Datenextraktion und eine Auswertesoftware programmiert, welche die FE-Daten in Kenngrößen und grafische Darstellungen umwandelt, [FÖRS10], **Bild 6-16**.

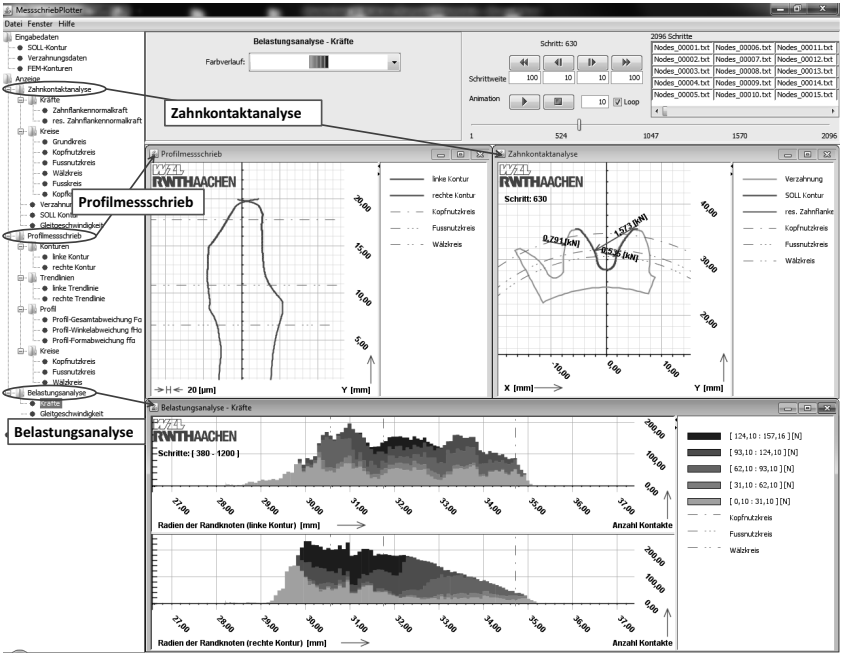


Bild 6-16: Benutzeroberfläche der Verzahnungswalzsimulation ROLLAIX
GUI of rolling simulation tool ROLLAIX

Die FE-Daten werden aus einem kommerziellen FE-Programm wie z.B. Abaqus oder SFTC Deform herausgeschrieben, gespeichert und anschließend über eine grafische Benutzeroberfläche (GUI) der Auswertesoftware eingelesen. Als Referenz für die geometrische Auswertung der Zahnform werden die Verzahnungsdaten eingegeben

und damit die Zahnkontur berechnet. Alternativ wird die Kontur über eine Schnittstelle in xy-Koordinaten eingelesen.

Die Auswertesoftware bietet die Möglichkeit, für jeden Zeitpunkt des Walzprozesses eine Zahnkontaktanalyse, einen Profilmessschrieb oder eine statistische Belastungsanalyse auszuwerten. Hierfür wird der Bereich der Simulationsschritte angegeben, der betrachtet werden soll. Für jeden Simulationsschritt können der Profilmessschrieb, die Zahnflankennormalkräfte sowie Gleitgeschwindigkeiten analysiert werden. Bild 6-16 zeigt die Benutzeroberfläche der Auswertesoftware. Dort ist der Profilmessschrieb dargestellt, wo das verbleibende Aufmaß zu erkennen ist. Auf der rechten Flanke sieht man, wie das Walzwerkzeug den oberen Teil der Flanke verdichtet hat und auf der Fußflanke Material vor sich herschiebt. Zudem ist rechts neben dem Profilmessschrieb die Zahnkontaktanalyse mit den wirkenden Zahnflankennormalkräften dargestellt.

Für die quantitative Analyse werden Histogramme der Zahnflankenbelastung erstellt, wie in Bild 6-16 unten zu sehen ist. Bei der statistischen Zahnkontaktanalyse mit Histogrammen wird der Kraftbetrag, der an einer Stelle der Flanke wirkt, gezählt und entsprechend seines Ortes abgespeichert. Dieses Vorgehen wird für jeden Simulationsschritt durchgeführt. Kumuliert über einen bestimmten Zeitraum werden so die Belastungen der Flanke lokal und zeitlich in einem Histogramm aufgetragen. Hier im Beispiel ist die erste Überrollung des Walzrohlings in Form der Schritte 380-1200 ausgewählt. Die Färbung gibt den Wertebereich der Kraft an und die Höhe der Säule die Anzahl an Kontakten, während derer die Kraft gewirkt hat.

Auf die gleiche Weise können auch die Gleitgeschwindigkeiten und die Scherspannungen ausgewertet werden. Die quantitative statistische Auswertung mit Histogrammen wird im Folgenden zur Erklärung von Effekten bei der Oberflächengüte, Verdichtung und Verzahnungsqualität eingesetzt.

7 Walzkräfte

Rolling forces

Die Bearbeitungskraft wird in einem Analogieversuch ermittelt und in diesem Kapitel zunächst zum Verständnis der Wirkzusammenhänge qualitativ analysiert, bevor eine quantitative mathematische Beschreibung der Bearbeitungskräfte in Abhängigkeit von den Prozesseingangsgrößen erfolgt. Abschließend wird ein Ansatz zur Übertragung der Ergebnisse in die Praxis aufgezeigt.

7.1 Qualitative Analyse der Walzkraft

Qualitative analysis of rolling force

In **Bild 7-1** ist eine Analyse des Walzkraftverlaufes beim Zylinderwalzen abgebildet. Im linken Teil des Bildes sind die Anteile der Walzkraft über der Überrollungsanzahl aufgetragen (Elastizität des Gesamtsystems in Form der Maschinenkennlinie, Kaltverfestigung des Walzrohlings, Schwingung durch Werkzeugunrundheit und Schwingung durch Walzrohlingunrundheit und –taumel). Rechts im Bild ist im oberen Diagramm der Achsabstand der Walzwerkzeuge d und im unteren Diagramm die Walzkraft F_W über der Überrollungsanzahl $N_Ü$ dargestellt. Die helle Darstellung entspricht einem gemessenen Verlauf und die dunklere Darstellung einem aus den links dargestellten Effekten superponierten Verlauf.

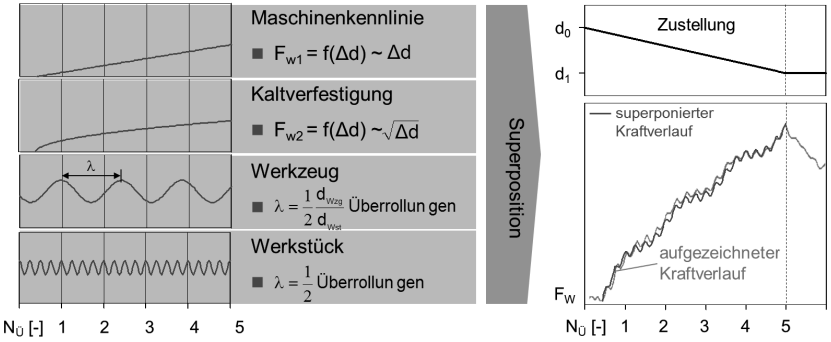


Bild 7-1: Walzkraftverlaufsanalyse
Analysis of rolling force

Die Zustellung Δd erfolgt linear über der Überrollungsanzahl, Bild 7-1 oben rechts. Zu Beginn der Zustellung ist die Walzkraft annähernd Null, Bild 7-1 unten rechts. Hier sind die Walzwerkzeuge noch nicht mit dem Walzrohling in Kontakt. Sobald Kontakt vorliegt, steigt die Walzkraft an. Der Anstieg ist degressiv und zudem von Schwingungen überlagert. Die Erklärung für den Walzkraftverlauf liefert eine Analyse der einzelnen Effekte während des Walzens.

Zu Beginn des Walzprozesses werden der Walzrohling, die Walzwerkzeuge und die Spindel, auf der die Walzwerkzeuge montiert sind, elastisch verformt. Die Elastizität

des Gesamtsystems hat nach dem Hookschen Gesetz einen linearen Anstieg der Walzkraft F_{W1} mit steigender Zustellung Δd zur Folge.

In **Bild 7-2** sind die elastischen Verformungen des Gesamtsystems einzeln dargestellt. Die Walzspindeln werden jeweils um den Betrag ½ f zugestellt. Aufgrund der Walzkraft verformen sich die Spindelwellen um den Betrag Δx_{Welle}, die Lager um den Betrag Δx_{Lager}, die Werkzeuge um den Betrag Δx_{Wzg}, und der Walzrohling um den Betrag Δx_{Wst}. Die tatsächliche am Walzrohling wirkende Zustellung Δd ist entsprechend kleiner als die Zustellung an den Spindelschlitten. Die Kraft, die für die Verformung der Komponenten aufgebracht wird, findet sich in der Walzkraft in Form des linearen Anteils wieder.

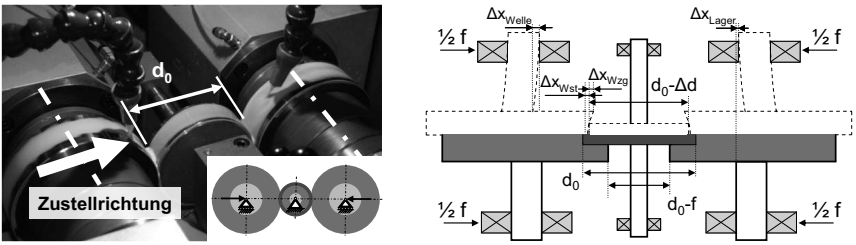


Bild 7-2: Verformung der Versuchsaufbauten
Deflections of test set up

Nach dem Überschreiten der Fließspannung des Walzrohlings wird dem linearen Kraftanstieg ein degressiver Anstieg durch die Kaltverfestigung und Verdichtung des Walzrohlings überlagert. Der Anstieg entspricht dem Verlauf der Fließkurven aus Bild 6-9. Unrundheiten des Werkzeuges und des Werkstückes resultieren in einer Schwingung des Kraftverlaufs, der mit der jeweiligen Drehzahl in den Kraftverlauf mit einfließt. Taumelfehler des Walzrohlings gehen mit der doppelten Drehzahl in den Kraftverlauf ein. Werden die einzelnen Effekte superponiert, so ergibt sich der in Bild 7-1 dargestellte berechnete Verlauf.

7.2 Quantitative Analyse der Walzkraft

Quantitative Analysis of Rolling

Im Folgenden wird die maximale Walzkraft experimentell bestimmt und ausgewertet.

Versuchsplanung

Die maximale Walzkraft wird in Abhängigkeit von den Prozessparametern (Zustellung und Überrollungsanzahl), den Walzrohling-Werkstoffparametern (Kohlenstoffgehalt und Dichte) sowie den Geometrieparametern (Werkzeug- und Werkstückkontaktdurchmesser) untersucht. Somit ergeben sich sechs Faktoren. In Anlehnung an die Ergebnisse aus dem Stauchversuch werden auch zwischen den Prozesseingangsgrößen und der Walzkraft quadratische Zusammenhänge erwartet. Um quadratische Zusammenhänge identifizieren zu können, werden je Faktor drei Abstufun-

gen gewählt. Eine vollfaktorielle Versuchsplanung mit sechs Faktoren und drei Faktorstufen ergibt einen Bedarf von

$$n_{Versuche} = n_{Faktorstufen}^{n_{Faktoren}} = 3^6 = 729\,Versuchen\,.$$

Jeder Versuchspunkt soll dreimal wiederholt werden, um eine statistische Absicherung zu gewährleisten. Somit sind 2187 Versuche bei einer vollfaktoriellen Versuchsplanung notwendig. Der Nettozeitbedarf für diese Versuchsanzahl beträgt ohne Verzögerungen und Rüstzeiten circa zwei Monate, sodass diese Versuchsanzahl kaum unter gleichen Randbedingungen realisierbar ist. Deshalb wird eine teilfaktorielle, determinantenoptimale Versuchsplanung durchgeführt.

Zunächst wird das Versuchsprogramm in zwei Versuchsprogramme unterteilt. Bei dem ersten wird der Werkstückdurchmesser bei d_0 = 100 mm und bei dem zweiten die Prozesseingangsdichte bei ρ_0 = 7,2 g/cm^3 konstant gehalten. Der erste Versuchsplan mit einem Werkzeugdurchmesser von d_0 = 100 mm ist schalenförmig aufgebaut, **Bild 7-3**. Ausgehend von einem linearen Versuchsplan nach Taguchi wird ein linearer Versuchsplan mit Wechselwirkungen erstellt, der die Versuchspunkte aus dem linearen Versuchsplan nach Taguchi als Fixpunkte einschließt. Auf die gleiche Weise wird das Versuchsprogramm um einen quadratischen Versuchsplan mit Fixpunkten aus den vorherigen Versuchsplänen erweitert. Zur Absicherung der Ergebnisse wird unabhängig vom schalenförmigen Versuchsplan ein zweiter quadratischer Versuchsplan mit Wechselwirkungen aufgestellt. Dieser Versuchsplan wird ohne Fixpunkte aus den bestehenden Versuchsplänen entworfen und ist somit unabhängig vom ersten Versuchsplan. Komplettiert wird das Versuchsprogramm durch einen dritten quadratischen Versuchsplan mit Wechselwirkungen. Bei diesem wird zusätzlich der Werkstückdurchmesser d_2 variiert und die Dichte auf einem Betrag von ρ_0 = 7,2 g/cm^3 konstant gehalten.

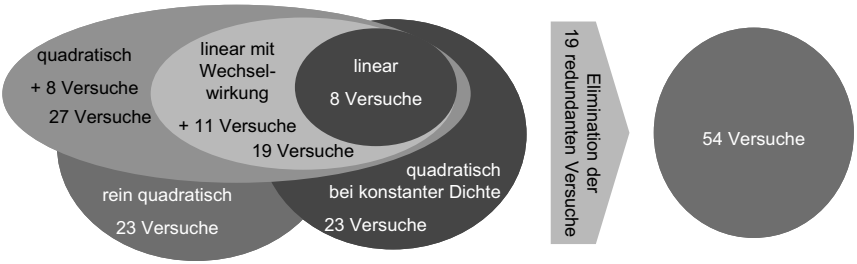


Bild 7-3: Versuchsprogramm der Walzkraftanalyse
Test schedule of rolling force analysis

Die Parameteranordnung aller Versuchspläne ist in **Bild 7-4** dargestellt. Die Eckpunkte und die technisch relevante Dichte ρ_0 = 7,2 g/cm^3 sind besonders dicht belegt. Die Parameteranordnung entspricht im Wesentlichen der der Stauchversuche mit Ausnahme der Prozesseingangsdichte. Eine Herstellung der Werkstücke mit einer Dichte von ρ_0 = 7,4 g/cm^3 ist presstechnisch mit dem zur Verfügung stehenden Werkzeug nicht realisierbar. Jeder Versuchspunkt wird zweimal wiederholt. Durch

die statistische Versuchsplanung wird der Versuchsbedarf von 2187 auf 162 Versuche reduziert.

Parameter		**1**	**2**	**3**
Kohlenstoffgehalt	x_C [%C]	0,15	0,25	0,35
Ausgangsdichte	ρ_0 [g/cm³]	6,8	7,0	7,2
effektive Zustellung	Δd [mm]	0,3	0,6	0,9
Überrollungszahl	$N_{\ddot{U}}$ [-]	10	20	30
Werkstückdurchmesser	d_{Wst} [mm]	45	100	
Werkzeugdurchmesser	d_{Wzg} [mm]	131	222	280

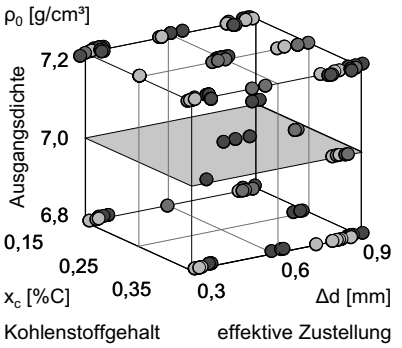


Bild 7-4: Parameteranordnung der Zylinderwalzversuche
Arrangement of parameters for cylinder rolling

Normierung der Parameter

Durch multiple Regression wird die maximale Walzkraft in Abhängigkeit von den variablen Parametern untersucht. Durch eine lineare Regression mit normierten Parametern werden die Relevanzen der einzelnen Parameter und der Wechselwirkungen abgeschätzt. Hierfür werden die Parameter auf die Beträge ±1 normiert, Gl. 7-1. Der Parameter, der den größten Vorfaktor und damit die höchste Relevanz für die Zielgröße besitzt, wird als Referenz definiert. Wechselwirkungen, die ein niedrigeres Gewicht als 10% der Referenz besitzen, werden aus der Regressionsfunktion eliminiert. Unter diesen Voraussetzungen ergeben sich die Regressionsfunktionen zu:

$$N_{\Delta d} = \frac{\Delta d - 0{,}58}{0{,}4},\ N_{xC} = \frac{x_C - 0{,}25}{0{,}1},\ N_{\rho_0} = \frac{\rho_0 - 7{,}0}{0{,}20},\ N_{d_{Wzg}} = \frac{d_{Wzg} - 205{,}5}{74{,}37}, \qquad \text{Gl. 7-1}$$

$$N_{N_{\ddot{u}}} = \frac{N_{N_{\ddot{u}}} - 20}{10},\ N_{Wst} = \frac{d_{Wst} - 72{,}5}{27{,}5},\ N_{\sqrt{\Delta d}} = \frac{\sqrt{\Delta d} - 0{,}71}{0{,}28}$$

$$F_{Walz,\,d_{Wzg}=100mm} = 71{,}7 + 31{,}9 \cdot N_{\Delta d} + 15{,}9 \cdot N_{xC} + 13{,}5 \cdot N_{\rho_0} + 6{,}5 \cdot N_{Wzg} - 5{,}7 \cdot N_{N_{\ddot{U}}} \qquad \text{Gl. 7-2}$$
$$+ 5{,}6 \cdot N_{\Delta d} \cdot N_{xC} + 3{,}2 \cdot N_{\Delta d} \cdot N_{\rho_0} \quad R^2 = 0{,}975$$

$$F_{Walz,\,\rho_0 = 7{,}2\,g/cm^3} = 83{,}4 + 35{,}4 \cdot N_{\Delta d} + 17{,}6 \cdot N_{xC} + 8{,}2 \cdot N_{Wzg} - 7{,}9 \cdot N_{N_{\ddot{U}}} + 2{,}2 \cdot N_{Wst} \qquad \text{Gl. 7-3}$$
$$+ 5{,}9 \cdot N_{\Delta d} \cdot N_{xC} \quad R^2 = 0{,}981$$

Beide Funktionen Gl. 7-2 und Gl. 7-3 werden unabhängig voneinander ermittelt und zeigen einen sehr ähnlichen Verlauf, wie an den Faktoren ersichtlich ist. Somit wird die Aussagekraft der statistischen Versuchsplanung bestätigt.

Analyse der Regressionsfunktion

Die Durchmesserreduktion hat den größten Einfluss auf die Walzkraft. Im Vergleich zur Durchmesserreduktion hat eine Variation des Kohlenstoffgehaltes einen halb so großen Einfluss. Der Einfluss der Prozesseingangsdichte auf die Walzkraft liegt bei circa $g_{\rho 0}/g_{\Delta d}$ = 40 %. Werkzeugdurchmesser und Überrollungsanzahl haben ein Gewicht von circa $g_i/g_{\Delta d}$ = 20 %, und der Werkstückdurchmesser ist mit einem Gewicht von circa $g_{dWzg}/g_{\Delta d}$ = 6 % gering.

Die Wechselwirkungen haben geringere Einflüsse als die reinen Parameter. Bei den untersuchten Parametern sind keine katalytischen Effekte wie in der Chemie vorhanden, wo geringe Hebel ausreichen, um ein ganzes System signifikant zu beeinflussen. Diese Tatsache schlägt sich in der geringen Relevanz der Wechselwirkungen nieder. Der Einfluss der Durchmesserreduktion ist im untersuchten Feld jedoch so dominant, dass auch die Wechselwirkung zwischen Durchmesserreduktion und Kohlenstoffgehalt sowie Durchmesserreduktion und Dichte ein signifikantes Gewicht von circa $g/g_{\Delta d}$ = 17 % bzw. circa $g/g_{\Delta d}$ = 10 % aufweisen. Dies ist jedoch ein rein mathematischer Effekt.

Anpassung der Regressionsfunktion durch Transformation

Aus den Stauchversuchen ist bekannt, dass die Stauchkraft degressiv mit dem Umformgrad steigt. Deshalb wird die Durchmesserreduktion in Anlehnung an den Umformgrad bei den Stauchversuchen in eine Wurzelfunktion transformiert. Die Regressionsfunktionen für die Walzkraft ergeben sich zu:

$$F_{Walz,\,d_{Wzg}=100mm} = 68{,}2 + 33{,}4 \cdot \sqrt{N_{\Delta d}} + 15{,}2 \cdot N_{xC} + 12{,}7 \cdot N_{\rho_0} + 6{,}5 \cdot N_{Wzg} - 6{,}1 \cdot N_{N_{\ddot{U}}} - 5{,}9 \cdot \sqrt{N_{\Delta d}} \cdot N_{xC} - 3{,}2 \cdot \sqrt{N_{\Delta d}} \cdot N_{\rho_0} \quad R^2 = 0{,}977 \qquad \text{Gl. 7-4}$$

$$F_{Walz,\,,\,\rho_0 = 7{,}2\ g/cm^3} = 79{,}6 + 36{,}6 \cdot \sqrt{N_{\Delta d}} + 17{,}1 \cdot N_{xC} + 8{,}8 \cdot N_{Wzg} - 8{,}4 \cdot N_{N_{\ddot{U}}} + 1{,}8 \cdot N_{Wst} - 6{,}2 \cdot \sqrt{N_{\Delta d}} \cdot N_{xC\,\rho_0} \quad R^2 = 0{,}985 \qquad \text{Gl. 7-5}$$

In **Bild 7-5** sind die Einflüsse der Faktoren auf die Walzkraft dargestellt. Die Walzkraft ist bezogen auf die Breite über den Einflussgrößen dargestellt. Die x-Achse ist auf den jeweiligen Wertebereich der Einflussgrößen bezogen, so dass die Einflussgrößen in einem Diagramm vergleichend dargestellt werden.

Die grafische Darstellung zeigt anhand der Steigung der Kurven auf, dass die Walzkraft im Wesentlichen von den Prozesseingangsgrößen Zustellung und Werkstofffestigkeit (Kohlenstoffgehalt und Prozesseingangsdichte) abhängig ist. Die Überrollungsanzahl und die Kontaktgeometrie (Werkzeugdurchmesser und Walzrohlingdurchmesser) spielen eine untergeordnete Rolle.

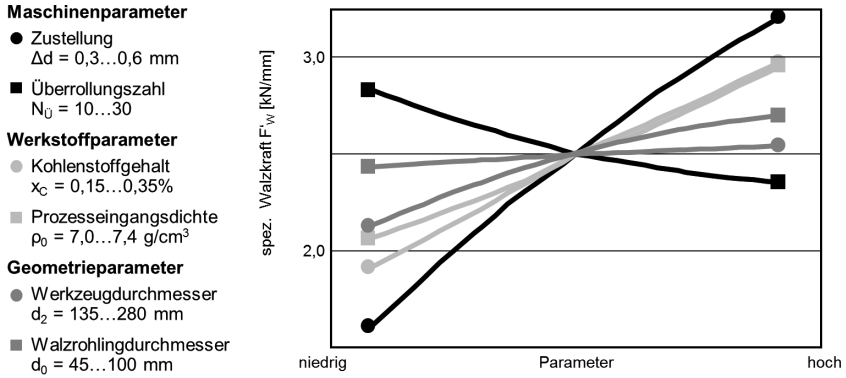


Bild 7-5: Walzkräfte in Abhängigkeit von den Prozesseingangsgrößen
Rolling forces depending on process input parameters

Vergleich von experimentell und mittels FEM ermittelten Walzkräften

Mit dem Finite-Elemente-Modell werden die Walzkräfte für einen konstanten Kohlenstoffgehalt von $x_C = 0{,}25\%$ und verschiedene Prozesseingangsdichten ρ_0, Verdichtungsaufmaße Δs und Ersatzkrümmungsradien ρ_{Ers} bestimmt. In **Bild 7-6** sind die Walzkräfte $F`_W$ aus den Experimenten mit denen aus den Simulationen vergleichend dargestellt.

Werkstoff
Fe + 0,85 % Mo

	Simulation	Experiment
Werkstoffvariationen		
x_C [%]	= 0,25	0,15 - 0,35
ρ_0 [g/cm³]	= 6,80 - 7,20	6,80 - 7,25
T_{Sinter} [°C]	= 1120	1120
q_1	= 2,1	
q_2	= 1,6	
q_3	= 15	
Prozessdaten		
n [min⁻¹]	= 30	30
RP	= 0	0
$N_Ü$	= 8	10 - 30
Geometrievariationen		
d_0 [mm]	= 45 - 90	40 - 100
d_2 [mm]	= 135 - 270	135 - 280
ρ_{Ers} [mm]	= 16,9 - 33,8	15 - 35
Δs [mm]	= 0,3 - 0,9	0,3 - 0,9

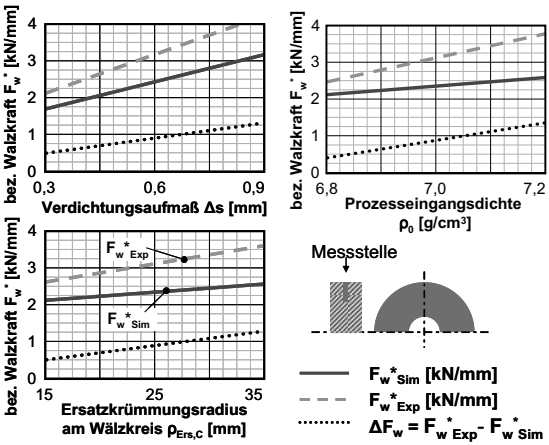


Bild 7-6: Vergleich von experimentell und mittels FEM ermittelten Walzkräften
Comparison of rolling forces determined by means of FEA and experiment

Die durchgezogenen und die gestrichelten Kurven in den drei Diagrammen stehen für die mittels FEM bzw. experimentell ermittelten Walzkräfte. Die Verzahnungswalzsimulation berücksichtigt nur die Kraft, die notwendig ist, das Material zu verdichten und zu verformen. Die Kraft, die zur Verformung des Maschine-Werkzeug-

Werkstück-Systems benötigt wird (siehe Bild 7-2), wird nicht von der Verzahnungswalzsimulation mitberücksichtigt. Deshalb unterscheiden sich die berechneten und die gemessenen Walzkräfte. Die gepunktete Linie stellt die jeweilige Differenz der beiden unterschiedlich ermittelten Kräfte dar.

7.3 Fazit und Übertragbarkeit

Conclusions and practice

Die Walzkraft kann auf geometrisch-kinematische Größen und die Werkstoffeigenschaften zurückgeführt werden.

Weiterentwicklung zu einer analytischen Walzkraftberechnung

Für eine weiterführende Nutzung der Erkenntnisse leitet sich der Ansatz ab, die Walzkräfte aus einer geometrisch-kinematischen Betrachtung der Durchdringung zwischen Werkzeug und Werkstück sowie einem Materialkennwert zu berechnen, wie dies bei Zerspanprozessen schon heute getan wird, [FANG00, GUTM88, KEIN52]. Hierfür liefert Kotthoff in seiner Dissertation eine Methode zur zeitdiskreten Berechnung der Durchdringung, [KOTT03]. Aus der Walztechnik sind Modelle bekannt, die die Umformkräfte analytisch auf die Fließspannung und den Walzspalt zurückführen, [SIMS54, YING90]. Mit den hier gewonnenen Erkenntnissen und weiterführenden Untersuchungen können diese Walzkraftmodelle als Grundlage zur Erstellung eines Walzkraftmodells für das Walzen pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder dienen. Die Anpassung auf den pulvermetallurgischen Werkstoff und die Kontaktgeometrie beim Walzen liefert in Kombination mit der Durchdringungsrechnung von Kotthoff einen Ansatz zur analytischen Walzkraftbestimmung für das Walzen pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder. Dieser Ansatz sollte in weiterführenden Arbeiten aufgegriffen werden.

Reduzierung der Rüstzeiten

Der Effekt des elastischen Auffederns während des Walzprozesses muss bei der Prozessauslegung berücksichtigt werden, indem ein Aufschlag zur Zustellung hinzuaddiert wird. Die Vorgehensweise diesen Aufschlag zu ermitteln ist heutzutage iterativ. Als erstes wird ein Zahnrad ohne Zustellungsaufschlag gewalzt und anschließend die Zahnweite vermessen. Basierend auf der Abweichung der Zahnweitenmessung wird der Zustellungsaufschlag abgeschätzt. Die erste Abschätzung ist jedoch verfahrensbedingt unzureichend, da sich die Walzkraft durch die Veränderung der Prozessparameter ändert. Wie oben gezeigt, Bild 7-5, steigt die Walzkraft durch den Zustellungsaufschlag und somit steigt auch die elastische Auffederung, sodass der Zustellungsaufschlag über mehrere Schritte angepasst werden muss. In **Bild 7-7** ist die Maschinenkennlinie der Versuchsmaschinen dargestellt. Die Maschinenkennlinie wurde ermittelt, indem die Zustellung mit der plastischen Durchmesserreduktion der Proben verglichen wurde, vgl. Bild 7-2. Mit dem Wissen über die Walzkraftänderung aus Bild 7-5 und die Maschinenkennlinie aus Bild 7-7 kann die elastische Maschinenauffederung für einen neuen Prozess bestimmt werden. Die Rüstzeit lässt sich dadurch erheblich verkürzen.

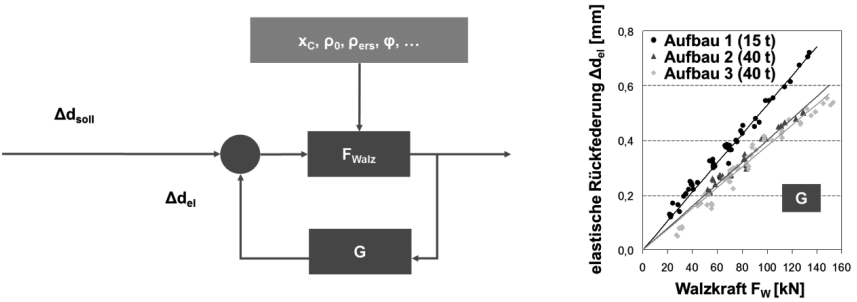


Bild 7-7: Steifigkeitskennlinien der Versuchsaufbauten
Stiffness of test set up

8 Oberflächengüte

Surface quality and surface defects

Die Oberfläche hat einen Einfluss auf die Festigkeit und auf den Wirkungsgrad. Zur Festigkeitssteigerung und zur Reibungsverringerung werden glatte Oberflächen angestrebt. Die Oberfläche gewalzter pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder wird deshalb analysiert und die Randbedingungen werden identifiziert, unter denen Oberflächenfehler auftreten. Mittels FE-basierter Verzahnungswalzsimulationen wird das Belastungskollektiv in Form von Spannungen und Dehnungen ermittelt und mit den Oberflächenfehlern korreliert. So werden Maßnahmen zur Verbesserung der Oberflächen abgeleitet.

8.1 Qualitative Analyse zur Ausbildung der Oberfläche

Qualitative analysis of surface formation

8.1.1 Oberfläche kaltgewalzter pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder

Specification of surfaces of cold rolled powder metallurgical spur gears

Dieses Unterkapitel beginnt mit der optischen Analyse der Oberfläche kaltgewalzter pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder. Die Struktur der Oberfläche wird dann mittels rasterelektronenmikroskopischer Aufnahmen untersucht. Durch lichtmikroskopische Analysen der Randschicht wird die Gefügeausrichtung der Randzone betrachtet. Zudem werden Randzonendefekte lichtmikroskopisch dokumentiert.

Diskussion der Oberflächenoptik gewalzter PM-Zahnräder

Bild 8-1 zeigt rechts die Fotografie eines gewalzten pulvermetallurgischen Zahnrades und links zum Vergleich die Fotografie einer fertigwälzgefrästen Verzahnung. Die Oberfläche von gewalzten pulvermetallurgisch hergestellten Zahnrädern ist auf den Flanken glatt. Es sind schwache Riefen in Bearbeitungsrichtung bzw. in Profilrichtung zu erkennen. Im Fußbereich der gewalzten Verzahnung ist die Oberfläche flittrig. Die fertigwälzgefräste Oberfläche ist von Vorschubmarkierungen gezeichnet. Zudem zeichnet sich die Schartigkeit des Fräsers in Form von Riefen ab.

Verzahnungsdaten
m_n = 3,175 mm
z = 20
α_n = 20°
x = 0,20

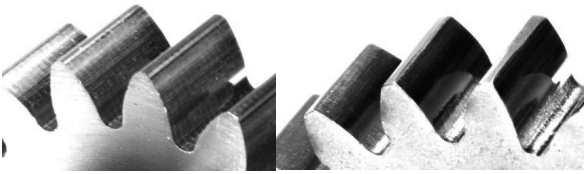


Bild 8-1: Oberflächen kaltgewalzter pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder
Surface of rolled gears

An den Verzahnungen werden die Rauheitswerte nach DIN EN ISO 13565 [DIN98] in Profilrichtung auf der Evolvente gemessen. Die fertigwälzgefräste Oberfläche erreicht eine gemittelte Rauhtiefe von R_z = 1,72 µm. Die gewalzte Oberfläche hat eine Rauhtiefe von R_z = 1,03 µm.

Die gemessenen Werte werden durch die Literatur bestätigt. Die Werte der Oberflächenrauheit, die andere Wissenschaftler publiziert haben, liegen in der gleichen Größenordnung. Rau nennt Werte für die gemittelte Rauhtiefe nach dem Verzahnungswalzen von PM-Zahnrädern in der Höhe von R_Z = 1,58 µm, [RAU05a], Sigl gibt Werte in der Höhe von R_Z = 1,345 µm an, [SIGL04], und die Firma Capstan Atlantic spricht von spiegelglatten Oberflächen, [OGAN03].

Analyse der Oberflächenstruktur gewalzter PM Zahnräder

Die Struktur der Oberflächenbeschaffenheit wird mit dem Rasterelektronenmikroskop untersucht. Der hierfür untersuchte Walzrohlingwerkstoff hat eine Prozesseingangsdichte von ρ_0 = 7,0 g/cm^3, einen Kohlenstoffgehalt von x_C = 0,15 % und wurde bei einer Sintertemperatur von T_S = 1120°C gesintert. Somit ist er der weichste Werkstoff innerhalb der Untersuchungen, vgl. Kapitel 5.

Bild 8-2 und **Bild 8-3** zeigen die rasterelektronenmikroskopischen Aufnahmen der einlaufenden und auslaufenden Flanke. Die rechten äußeren Bilder zeigen einen Ausschnitt von circa b = 7,5 mm in Zahnbreitenrichtung und circa x = 5,0 mm in Profilrichtung. Die linken Ausschnitte sind stärker vergrößerte Aufnahmen der Flanke. Diese Aufnahmen zeigen einen Ausschnitt von circa b = 120 µm in Zahnbreitenrichtung und circa x = 90 µm in Profilrichtung. Oben mittig im Bild ist die Kopfflanke (1) und unten mittig die Fußflanke (3) dargestellt. Das linke untere Bild zeigt einen Ausschnitt auf dem Wälzkreis (2).

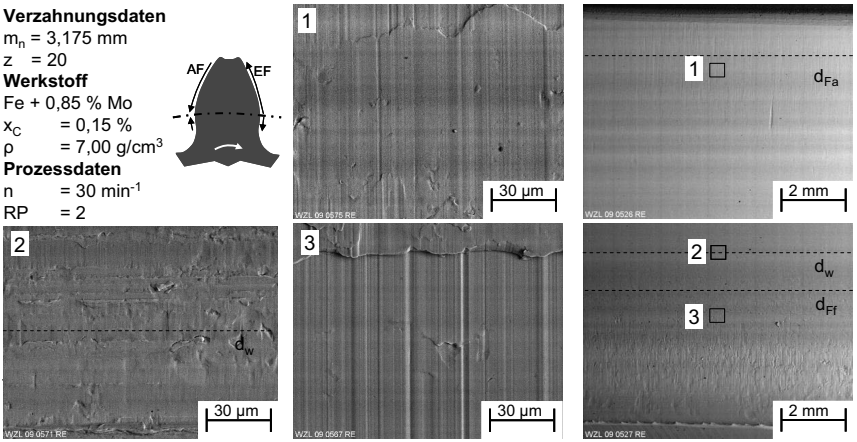


Bild 8-2: Oberflächenaufnahmen der einlaufenden Flanke
Surface of leading flank

Die einlaufende Flanke erscheint rauer als die auslaufende Flanke, wie auf den Aufnahmen rechts außen zu sehen ist. Der Fußbereich erscheint zudem rauer als der Flankenbereich. Auf dem Flankenbereich erscheint der obere Teil der Flanke rauer als der Bereich in der Nähe des Wälzkreises.

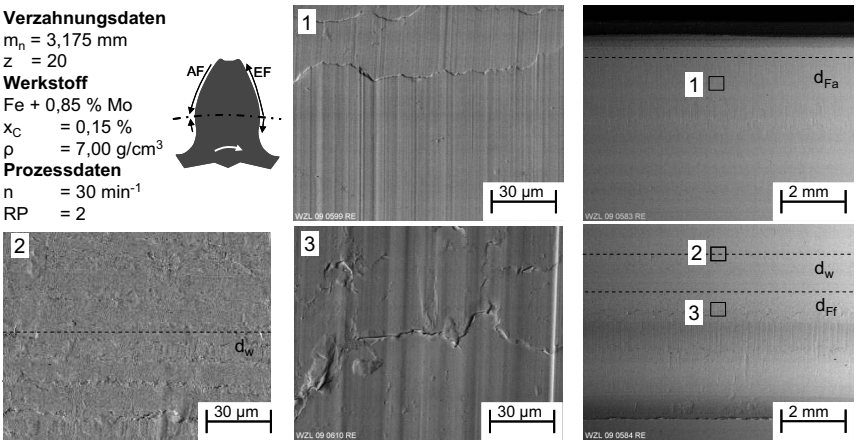


Bild 8-3: Oberflächenaufnahmen der auslaufenden Flanke
Surface of leading flank

Die detaillierten Aufnahmen (1-3) zeigen die Art der Rauheit in Form der Oberflächenstruktur. Auf der Flanke befinden sich in Profilrichtung Aufschmierungen im Submikrometerbereich. Die Aufschmierungen reißen senkrecht zur Bearbeitungsrichtung, also in Flankenrichtung, schuppenartig ab. Die abgerissenen Materialschuppen verbleiben im Wälzkontakt zwischen Walzwerkzeug und Walzrohling und verursachen dort Riefen in Bearbeitungsrichtung. Die Aufschmierungen weisen eine Orientierung entsprechend der Gleitgeschwindigkeitsrichtung der einlaufenden und auslaufenden Flanken auf. Auf der einlaufenden Flanke sind die Aufschmierungen vom Wälzkreis zum Kopf hin und vom Wälzkreis zum Fuß hin orientiert. Auf der auslaufenden Flanke sind die Aufschmierungen entgegengesetzt vom Kopf hin zum Wälzkreis und von dort zum Fuß hin orientiert. Auf der Höhe des Wälzkreises (2) sind keine Materialschuppen abgerissen. Hier sind eingewalzte Setzmarken zu erkennen, die durch das Abrollen der Werkzeuge erzeugt werden.

Gefügeorientierung kaltgewalzter pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder

Die Untersuchung mit dem Rasterelektronenmikroskop zeigt eine Orientierung der Oberflächenstruktur. Um die Frage zu beantworten, wie tief diese Beeinflussung in die Flanke hinein wirkt, werden metallographische Schliffe der Zahnflanken angefertigt. Die Zähne werden radial in der Mitte der Verzahnungsbreite herausgetrennt und angeätzt, um das Gefüge sichtbar zu machen.

Bei der Auswahl des Walzrohlingwerkstoffes fällt die Wahl auf einen Kohlenstoffgehalt von x_C = 0,15 %, weil bei diesem Kohlenstoffgehalt die Kornverformung gut zu erkennen ist, vgl. Bild 5-6. Der untersuchte Walzrohlingwerkstoff hat zudem eine Prozesseingangsdichte von ρ_0 = 7,2 g/cm³ und wurde bei einer Sintertemperatur von T_S = 1120°C gesintert. Die hier untersuchten Verzahnungen werden mit den gleichen Prozessparametern bearbeitet: n = 30 min^{-1}, N_{RP} = 2 und $N_Ü$ = 10.

Bild 8-4 und **Bild 8-5** zeigen die metallographischen Schliffe der einlaufenden und der auslaufenden Flanke. Oben im Bild ist die gesamte Flanke dargestellt und zur Orientierung der Durchmesser d der Verzahnung in Millimetern angegeben. Zudem sind sieben detaillierte Gefügeaufnahmen von markanten oberflächennahen Bereichen in der Vergrößerung an unterschiedlichen Orten gezeigt: (1) am Kopfformkreis, (2) auf der Kopfflanke, (3) direkt oberhalb des Wälzkreises, (4) am Wälzkreis, (5) direkt unterhalb des Wälzkreises, (6) am Fußformkreis und (7) in der Fußausrundung.

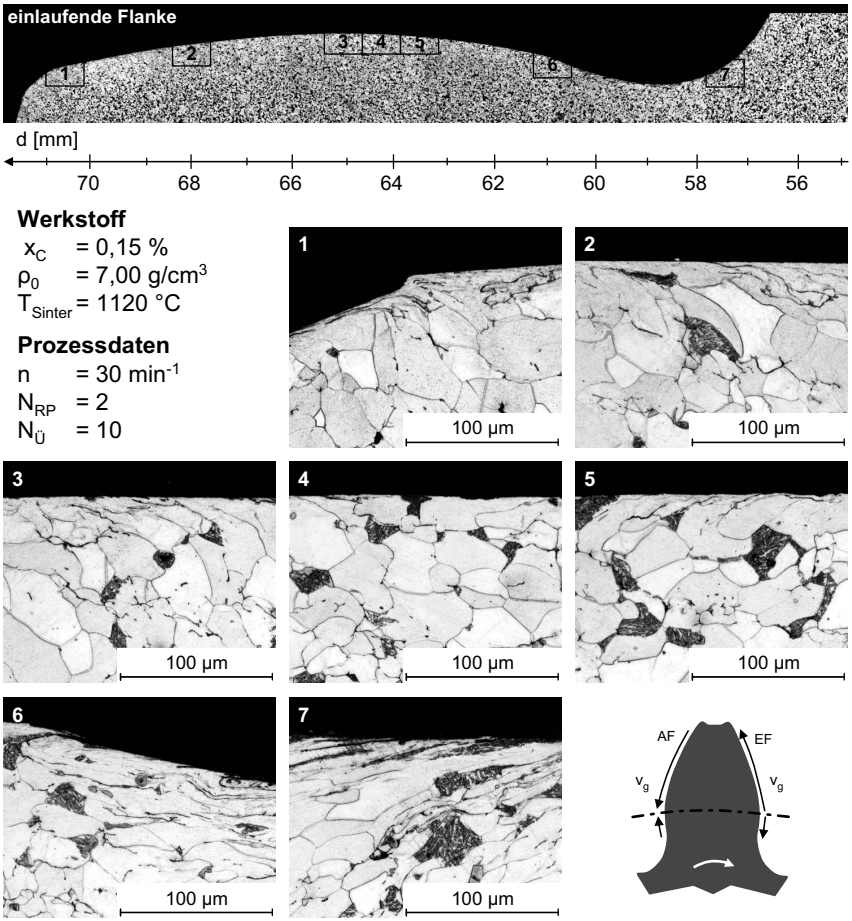


Bild 8-4: Gefügeausrichtung der Randschicht in Profilrichtung
Metallographic structure of the surface layer in profile direction

Das Gefüge weist im oberflächennahen Bereich eine gerichtete Verformung auf. Die Richtung der Gefügeorientierung verhält sich analog zur Orientierung der Aufschmie-

rungen. Auf dem Wälzkreis (4) wechselt die Gefügeorientierung. Die Ausrichtung ist besonders stark an der Kopfkante (1) und in der Fußausrundung (7) ausgeprägt, wo sie bis in eine Randtiefe von circa t = 100 µm hineinragt. Diese Form der Ausrichtung des Gefüges wird auch beim Gewindewalzen, [APEL52], beim Feinwalzen, [NN69b], und beim Verzahnungswalzen ins Volle beobachtet, [HELL05], und wird als Faserverlauf bezeichnet.

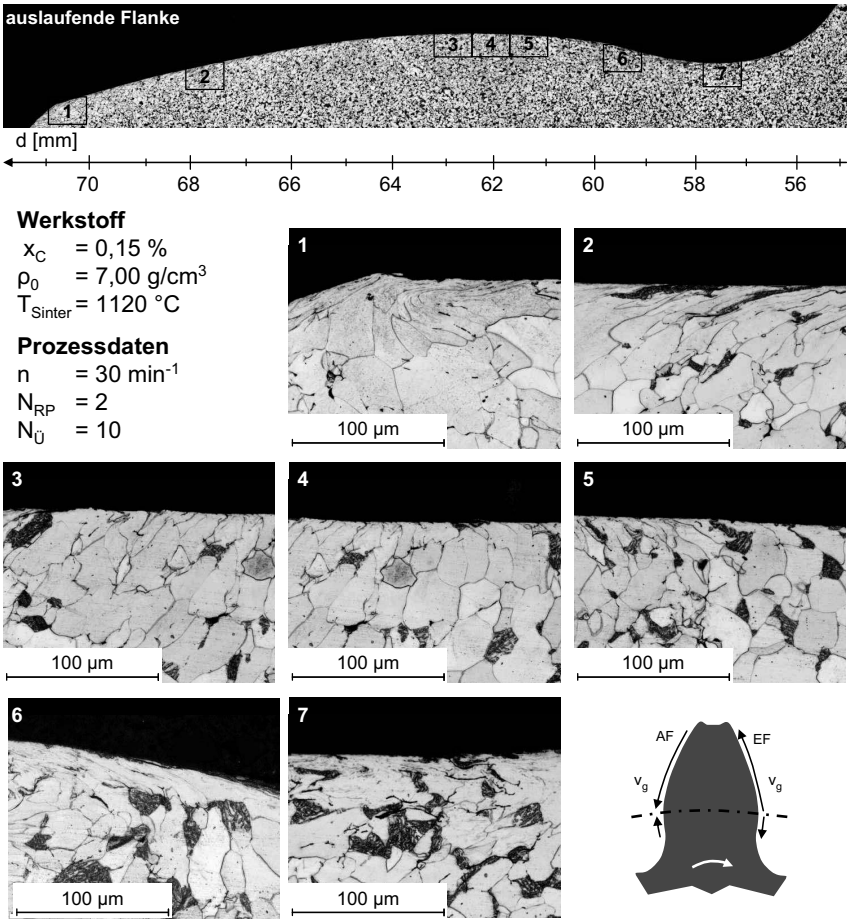


Bild 8-5: Gefügeausrichtung der Randschicht in Profilrichtung
Metallographic structure of surface layer in profile direction

Im Kopfbereich (1) und im Fußbereich (6 & 7) treten im Vergleich zu den Flanken starke Gefügeverzerrungen auf. Hier wird zum Teil Material von der Oberfläche abgeschert und liegt zungenförmig als Aufschmierung auf der Oberfläche vor. Dieses Phänomen wird als Randzonendefekt klassifiziert und kann als Rissausgangspunkt

die Festigkeit des gewalzten Zahnrades senken. Der Kopfbereich besitzt keine tragende Funktion, sodass der Effekt hier vernachlässigt werden kann. Im Fußbereich wird dieser Effekt im Folgenden genauer untersucht.

Randzonendefekte kaltgewalzter PM-Zahnräder

Bild 8-6 zeigt Beispiele für Randzonendefekte. Die Beispiele zeigen die auslaufende Flanke unterhalb des Fußformkreises jeweils für unterschiedliche Kohlenstoffgehalte von x_C = 0,15 % und x_C = 0,35 %.

Werkstoff
FeMo85
x_c = 0,15 - 0,35 %
ρ_0 = 7,0 g/cm^3
T_S = 1120 °C

Prozessdaten
n = 30 min^{-1}
N_{RP} = 2
N_n = 10

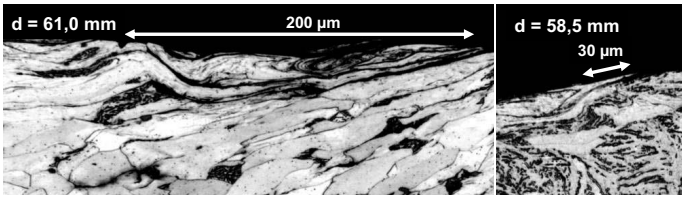


Bild 8-6: Randzonendefekte gewalzter PM-Zahnräder
Cumulated sheer stress in the surface layer for a revolution in the calibration step

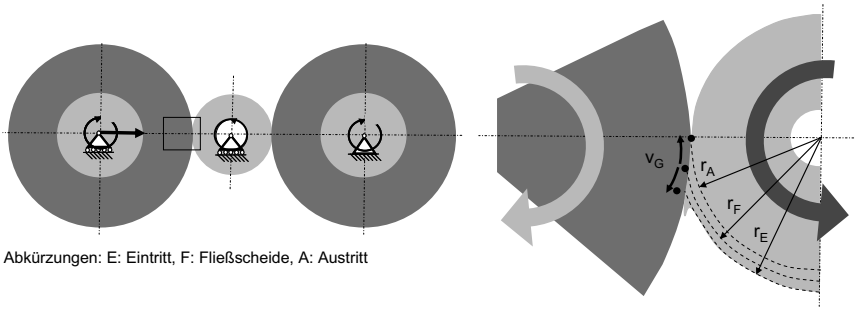
Die Randzonendefekte sind zungenförmige Materialaufschmierungen in einer Stärke von bis zu s = 10 µm. Meistens sind die Randzonendefekte nach oben hin offen; sie können jedoch auch oberflächlich verschweißt sein und sind weder optisch noch taktil feststellbar. Die Aufschmierungen im Bereich direkt unterhalb des Fußformkreises sind mehrere Materialschichten, die über die Oberfläche gezogen werden. Die Länge der Aufschmierungen beträgt i. d. R. circa l = 30 µm und kann in Einzelfällen eine Länge von bis zu l = 200 µm erreichen. Im Übergangsbereich zwischen der Fußausrundung und der Evolvente bei d = 58,5 mm liegen oft mehrere Aufschmierungen übereinander. Die beeinflussten Bereiche haben hier eine Länge von bis zu l = 200 µm.

Ein ähnlicher Randzonendefekt in deutlich größerer Dimension entsteht im Walzwerk, wenn Material zungenförmig übereinander geschoben wird. Diese Walzfehler werden als Überwalzung bezeichnet, [BARG08].

Dudley berichtet zudem für das Feinwalzen gefräster Zahnräder von Materialschuppen, die sich in Form von Fehlstellen und Falzen im Bereich des Wälzkreises ablagern, [DUDE94]. Diese treten verstärkt bei hohen Aufmaßen und harten Walzrohlingwerkstoffen auf. Das Aufmaß beim Verzahnungswalzen pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder ist groß im Vergleich zu wälzgefrästen Zahnrädern, die von Dudley untersucht wurden. Solche Fehlstellen werden hier jedoch nur im Bereich des Fußausrundungsradius beobachtet. Die Oberfläche, die sich unterhalb des Fußformkreises ausbildet, ist durch Überwalzungen gekennzeichnet. Überwalzungen können die Festigkeit reduzieren, wie dies von gewalzten Federn bekannt ist, [BAUD04].

Entstehungsmechanismus von Überwalzungen

Die Mechanik bei der Entstehung von Überwalzungen wird anhand des Zylinderwalzens erklärt. **Bild 8-7** zeigt den geometrisch kinematischen Aufbau des Zylinderwalzens. Das Walzwerkzeug ist dunkel und der Walzrohling hell dargestellt.



Abkürzungen: E: Eintritt, F: Fließscheide, A: Austritt

Bild 8-7: Tangentiale Verformung der Oberflächenschicht beim Zylinderwalzen
Surface deformation in tangential direction during cylinder rolling

Aufgrund der Zustellung wird der Durchmesser des Walzrohlings von r_E auf r_A reduziert. Am Radius r_F befindet sich die neutrale Zone, welche auch als Fließscheide bezeichnet wird. Die neutrale Zone teilt die Umformzone in Nacheilzone und Voreilzone auf. Die Voreilzone befindet sich im Kontakt zwischen den Radien r_A und r_F und die Nacheilzone entsprechend zwischen den Radien r_F und r_E. Die Werkstückgeschwindigkeit ist in der Voreilzone größer als die Walzengeschwindigkeit. Es erfolgt ein Rückstau des Werkstoffes, der an der Einlaufseite als Wulst zu sehen ist. Die Nacheilzone wird auch als Rückstauzone bezeichnet. [RUGE07].

Damit sich die Wulst nicht von Überrollung zu Überrollung vergrößert, ist ein axiales Abfließen des Materials notwendig. Ist das axiale Abfließen behindert und überschreitet die Wulst eine kritische Größe, wird das Material zungenförmig übereinander geschoben, [BARG08, BILL73]. Dieser Walzfehler wird als Überwalzung bezeichnet. Die Überwalzung tritt bei weicheren Werkstoffen stärker auf, [NN51]. Bei großen tangentialen Materialverschiebungen kann es zu einem Abblättern der Randschicht kommen. Ursächlich hierfür ist laut Lange eine zu große Überrollungsanzahl und zu hohe bezogene Walzkräfte, [LANG88]. Eine große Überrollungsanzahl ist in Bezug auf Abblättern der Randschicht schädlicher als große Zustellungen, wie Ergebnisse von Petersen zeigen, [PETE04].

8.1.2 Korrelation von Belastung und Belastbarkeit

Correlation between load and load capacity

Im nächsten Schritt werden die Oberflächenstrukturen und die Gefügeausrichtungen mit den Gleitgeschwindigkeiten, die im Walzkontakt entstehen, korreliert. Weiterführend wird die Oberflächengüte in Abhängigkeit von der Lage auf der Flanke analysiert und die Ausprägung den Belastungen der Oberfläche gegenübergestellt. Die letzte Untersuchung widmet sich der Oberflächengüte in Abhängigkeit von der Ober-

flächenbelastbarkeit. Abschließend wird die Oberflächengüte mit der Kombination aus lokaler Belastung der Oberfläche und Belastbarkeit des Werkstoffes korreliert.

Korrelation der Gefügeausrichtung mit den Gleitgeschwindigkeiten
Die Orientierung der Aufschmierung und die Gefügeausrichtung auf den Zahnflanken sind an der Gleitrichtung orientiert. Für eine Korrelation werden die Gleitgeschwindigkeiten mit der Finite-Elemente-Simulation berechnet, da eine Berechnung nach DIN 3960 aus den in Kapitel 4 beschriebenen Gründen nicht hinreichend ist.

Die Auswertung der Simulationsergebnisse erfolgt mit Histogrammen aus der Verzahnungswalzsimulation. Zur Erstellung eines Histogramms wird das Durchlaufen der Walzrohlinglücke in mehrere hundert diskrete Zeitintervalle unterteilt, in denen die lokalen Gleitgeschwindigkeiten berechnet werden. Die Gleitgeschwindigkeiten für das gesamte Durchlaufen der Lücke werden zeitdiskret in Geschwindigkeitsbereiche klassifiziert und über dem Durchmesser der einlaufenden und auslaufenden Flanke dargestellt. Somit ergibt sich an jedem Durchmesser eine Information darüber, mit welchen Beträgen und für welches Zeitintervall die Gleitgeschwindigkeiten wirken.

Bild 8-8 zeigt die Gleitgeschwindigkeit im Zahnkontakt zwischen Walzwerkzeug und Walzrohling für eine Überrollung bei maximaler Zustellung im Rechtslauf. Die Beträge der Gleitgeschwindigkeit sind für verschiedene Bereiche zusammengefasst und farblich unterschieden. Auf der Abszisse ist der Durchmesser der Verzahnung dargestellt. Für jeden Durchmesser ist eine Säule mit unterschiedlichen Gleitgeschwindigkeitskollektiven dargestellt. Der Höhe der Säule ist auf der Ordinate ein Wirkanteil in % zugeordnet. Der Wirkanteil gibt an, wie lange beim Durchlaufen einer Lücke die Gleitgeschwindigkeit eines bestimmten Betrages wirkt. So wirkt zum Beispiel auf der auslaufenden Flanke auf einem Durchmesser von circa d = 61 mm für 25% der Bearbeitungszeit eine Gleitgeschwindigkeit zwischen $0 < v_G < 27$ m/s.

Die Gleitgeschwindigkeiten sind am Zahnkopf am höchsten, fallen in Richtung des Wälzkreises ab und steigen in Richtung des Fußkreises wieder an. Auffällig ist, dass die Gleitgeschwindigkeiten nicht auf den Wert $v_G = 0$ m/s abfallen. Eine Erklärung hierfür liefert der Materialfluss während der Verformung. Die Materialverformung findet auch am Wälzkreis statt und verläuft relativ zur Walzwerkzeugoberfläche. Somit tritt auch am Wälzkreis ein Gleiten auf, welches in der FE-basierten Verzahnungswalzsimulation berechnet wird.

Des Weiteren kommt hier ein Unterschied zwischen dem Verzahnungswalzen und dem Abwälzen von Zahnrädern im Einsatz zum Tragen. Die kleinsten Gleitgeschwindigkeiten wirken nicht am Wälzkreis, sondern wirken aufgrund der in Bild 4-5 beschriebenen Effekte verschoben. Parallel zur Abwälzbewegung zwischen Werkzeug und Werkstück wird das Werkzeug radial zugestellt. Die Relativbewegung zwischen Werkzeug und Werkstück äußert sich in einer Gleitbewegung, die der Gleitbewegung des Wälzkontaktes überlagert ist. Der Wälzpunkt wird in Richtung des Zahnfußes verschoben. Dieser Effekt tritt in der Simulation deutlich stärker auf als in der Praxis, denn der Prozess ist im Finite-Elemente-Modell im Vergleich zur Praxis stark gerafft, da deutlich stärker zugestellt wird, Bild 6-5.

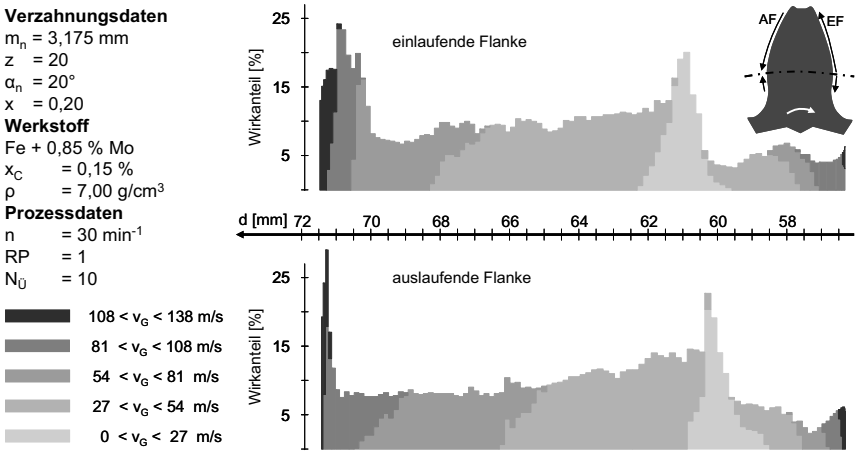


Bild 8-8: Kumulierte Gleitgeschwindigkeit für eine Überrollung bei maximaler Zustellung
Cumulated sliding speed in the surface layer for one revolution in the calibration step

Wie auch bei den Gefügeschliffen beobachtet, Bild 8-4 und Bild 8-5, ist das Minimum der Gleitgeschwindigkeiten auf der einlaufenden und der auslaufenden Flanke auf unterschiedlichen Durchmessern zu finden. Die Erklärung liefert der in Bild 8-7 dargestellte Zusammenhang. Die neutrale Umformzone liegt auf der einlaufenden und auslaufenden Flanke aufgrund der unterschiedlichen Eingriffsbedingungen einmal oberhalb und einmal unterhalb des Wälzpunktes. Die geringsten Gleitgeschwindigkeiten wirken auf der einlaufenden Flanke ungefähr bei einem Durchmesser von d = 61,1 mm und auf der auslaufenden Flanke ungefähr bei d = 60,3 mm.

Die Orientierungen der Aufschmierungen und der Gefügeausrichtung korrelieren mit den Gleitgeschwindigkeiten. Im metallographischen Schliff sind an den Stellen der hohen Gleitgeschwindigkeiten starke Verformungen des Gefüges zu beobachten. An den Durchmessern der geringsten Gleitgeschwindigkeiten befinden sich auch die Wendepunkte der Gefügeausrichtung, Bild 8-4 und Bild 8-5, bzw. die Setzmarken auf der Oberfläche, Bild 8-2 und Bild 8-3.

Zwischenfazit zur Anwendbarkeit der Gleitgeschwindigkeiten

Die optischen Unterschiede der Rauheit, Bild 8-2 und Bild 8-3, und das Auftreten von Überwalzungen, Bild 8-6, werden im Gegensatz zu den Orientierungen der Aufwürfe und des Gefüges nicht durch die Gleitgeschwindigkeiten erklärt. Es finden sich Bereiche auf der Flanke, die höhere Gleitgeschwindigkeiten als andere aufweisen und bei denen trotzdem eine bessere Oberfläche vorliegt. Dies gilt zum Beispiel für die Durchmesser d = 58 mm und d = 68 mm. Die Beanspruchung in Form von Gleiten ist im Bereich d = 68 mm höher, obwohl die Oberfläche im Bereich d = 58 mm schlechter ist, vgl. Bild 8-3 und Bild 8-4.

Vergleich der Oberflächengüten in Abhängigkeit von der Lage auf der Flanke
Aufgrund der mangelnden Korrelation von Gleitgeschwindigkeiten und Oberflächenrauheiten bzw. dem Auftreten von Überwalzungen sind für die Entstehung der Oberflächenrauheiten und Überwalzungen noch weitere Effekte ursächlich. Im Folgenden wird die Oberflächenqualität in Abhängigkeit von der Lage auf der Flanke betrachtet, indem die Oberflächenstruktur und der Rauheitskennwert S_a verglichen werden. Die Bestimmung des Rauheitskennwertes S_a wird in Kapitel 8.2.1 beschrieben.

Bild 8-9 zeigt im oberen Teil die Oberflächenstrukturen bei einer Variation des Ortes auf der Flanke an drei Stellen: im Bereich unterhalb des Fußformkreises d_{Nf}, im Bereich niedriger Gleitgeschwindigkeiten und auf der Flanke oberhalb des Wälzkreises $d > d_W$. Die Streifen in vertikaler Richtung ergeben sich aufgrund des Messverfahrens, wie später im Kapitel 8.2.1 beschrieben wird.

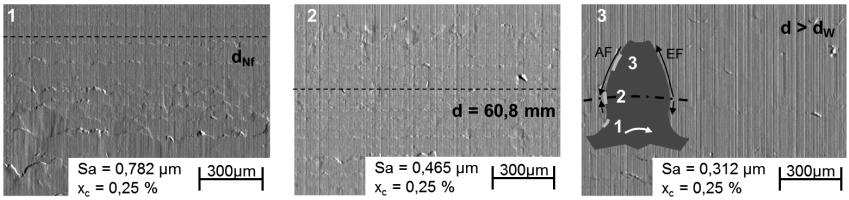


Bild 8-9: Oberfläche bei unterschiedlichen Durchmessern der auslaufenden Flanke
Surface topography for different diameters

Unterhalb des Fußformkreises befindet sich eine stärkere Ausprägung der Materialschuppen als in den übrigen Bereichen (siehe Tastbild 1). Die Oberflächengüte erreicht unterhalb des Fußformkreises einen Wert von S_a = 0,782 µm. Im Bereich niedriger Gleitgeschwindigkeiten liegt eine Struktur mit Setzmarken vor. Der Oberflächenrauheitswert ergibt sich zu S_a = 0,465 µm (siehe Tastbild 2). Die Oberflächenstruktur auf der Flanke oberhalb des Wälzkreises weist nur vereinzelt Materialschuppen auf. Der Oberflächenrauheitskennwert beträgt hier S_a = 0,312 µm (siehe Tastbild 3). Neugebauer berichtet ebenfalls von unterschiedlichen Oberflächengüten von gewalzten Verzahnungen in Abhängigkeit von der Position auf der Flanke. Im Bereich der Kopfrundung werden R_z = 2,3 µm und R_a = 0,4 µm, im Bereich des Wälzkreises R_z = 1,9 µm und R_a = 0,3 µm und im Bereich der Fußausrundung R_z = 3 µm und R_a = 0,5 µm gemessen, [NEUG10].

Oberhalb und unterhalb des Wälzkreises treten Materialschuppen auf. Auf dem Wälzkreis befinden sich keine Materialschuppen. Die Ergebnisse zeigen, dass für die Ausbildung von Materialschuppen das Vorhandensein einer Gleitgeschwindigkeit eine notwendige Voraussetzung ist. Als Erklärung für die Ausprägung der Materialschuppen oder gar das Auftreten einer Überwalzung ist die Erklärung mittels Gleitgeschwindigkeit nicht hinreichend. Im Folgenden wird bei der Analyse der Oberfläche der Kontaktradius zwischen Werkzeug und Werkstück mitberücksichtigt.

Belastungen der Oberfläche in Abhängigkeit von der Lage auf der Flanke

Die Korrelation der Oberflächenstruktur über der Flanke ist in den unterschiedlichen Kontaktradien zu finden. Im oberen Teil der Flanke sind die Ersatzkrümmungsradien ρ_{Ers} größer als im Fußbereich. Je kleiner der Ersatzkrümmungsradius ρ_{Ers} ist, desto größer ist die maximale Spannung senkrecht zur Oberfläche p_0. Nach Hertz sind die maximalen Spannungen an der Oberfläche p_0 proportional zur Wurzel des Kehrwertes des Ersatzkrümmungsradius, [FÖPP47]:

$$p_0 \sim \sqrt{\frac{1}{\rho_{Ers}}} \qquad \text{Gl. 8-1}$$

Bild 8-10 zeigt die Belastung des Walzrohlings bei maximaler Zustellung. Rechts im Bild sind die Schubspannungen in einer Lücke dargestellt. Mittig werden die Dehnraten im oberen Bild auf der Flanke und im unteren Bild unterhalb des Fußformkreises gezeigt. Zudem ist die Kontur des Walzwerkzeuges eingezeichnet. Im Kontaktbereich der Flanke weist das Werkzeug einen Ersatzkrümmungsradius von etwa ρ_{Ers} = 40 mm und im Kontaktbereich des Zahnfußes einen Kopfrundungsradius von etwa ρ_{Ers} = 2 mm auf.

Werkstoff
Fe + 0,85 % Mo

Prozessdaten
n = 30 min^{-1}
N_{RP} = 2
$N_{\ddot{U}}$ = 10

Werkstoffvariationen
x_C = 0,25 %
ρ_0 = 7,2 g/cm^3
T_{Sinter} = 1120 °C

Geometrievariationen
ρ_{Ers} = 2,0 - 40,0 mm

Gleitzustandsvariationen
v_G = 0 - 100 m/s
ziehendes und
stemmendes Gleiten



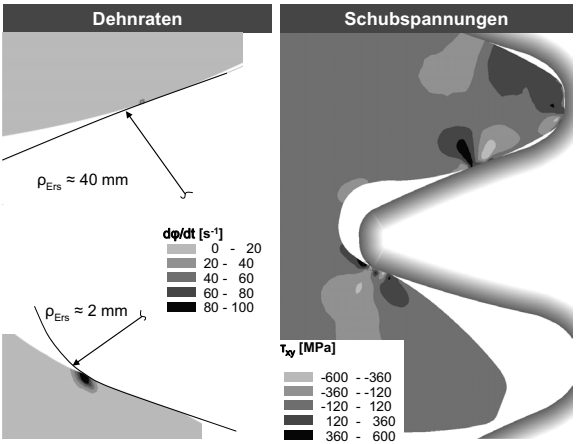


Bild 8-10: Belastung des Walzrohlings bei maximaler Zustellung
Loadings of perform during rolling at maximum feed

Die Schubspannungen an der Oberfläche sind im Fußbereich höher als auf der Flanke. Auf der Flanke wechselt die Richtung der Schubspannung an der Oberfläche von einem negativen Bereich in einen positiven Bereich und wieder zurück in einen negativen Bereich. Im Fußbereich wechseln sich positive und negative Bereiche insgesamt viermal ab.

Die Dehngeschwindigkeiten auf der Flanke nehmen Werte kleiner als $d\varphi/dt = 40\ s^{-1}$ an. Die Dehnraten im Fußbereich erreichen Werte größer als $d\varphi/dt = 100\ s^{-1}$. Vor dem Walzwerkzeugkopf bildet sich an der Oberfläche im Walzrohlingfuß eine Wulst aus, die zu einer Überwalzung führen kann. Hohe Dehnraten sowie hohe Spannun-

gen an der Oberfläche sind basierend auf dieser Analyse demnach ein Indiz für das Auftreten von Aufschmierungen und im Extremfall von Überwalzungen.

Die Dehnraten und die Schubspannungen werden durch die Kombination von geometrischen und kinematischen Größen erzeugt. Die Kombination aus Gleiten und kleinen Kontaktradien bewirkt hohe Dehnraten und Spannungen. Im Folgenden werden die Schubspannungen für die gesamte Flanke beim Durchlaufen einer Lücke ausgewertet. Die Auswertemethode erfolgt analog zur Auswertungsmethode der Gleitgeschwindigkeiten in Histogrammen.

Im Folgenden werden die Schubspannungen mit dem Auftreten von Oberflächenrauheiten und -defekten verglichen. **Bild 8-11** zeigt die Schubspannung der Oberflächenschicht. Die Schubspannungen τ sind in MPa angegeben und für bestimmte Wertebereiche zu einer Farbe zusammengefasst. Die Höhe des Balkens entspricht der Zeit, für die eine bestimmte Schubspannung wirkt. Die kumulierte Schubspannung ist über dem Durchmesser des Walzrohlings aufgetragen. Das obere Diagramm zeigt die einlaufende Flanke und das untere Bild die auslaufende Flanke.

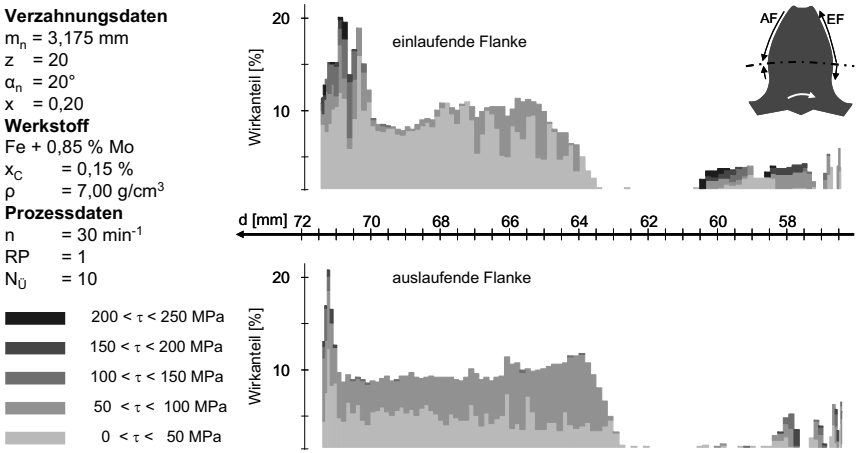


Bild 8-11: Schubspannungen in der Oberflächenschicht während einer Überrollung
Shear stress in the surface layer for a revolution

Im Bereich unterhalb des Kopfkreises bei Durchmessern von $d_y > 70$ mm und unterhalb des Fußformkreises bei Durchmessern von $d_y < 61{,}5$ mm treten Schubspannungen von $\tau_{ab} > 150$ MPa auf. An diesen beiden Bereichen werden auch Aufschmierungen und Überwalzungen gefunden. Auf der einlaufenden Flanke treten im Vergleich zur auslaufenden Flanke höhere Schubspannungen auf. Die Oberfläche auf der einlaufenden Flanke erscheint ebenfalls rauer. Die maximalen Schubspannungen treten im Fußbereich der einlaufenden Flanke auf und liegen bei Werten von $\tau_{ab} > 200$ MPa. Dies ist der Bereich, in dem sich Überwalzungen häufen. Die These, dass sich die Ausprägung der Oberfläche auf den Spannungs-Dehnungs-Zustand zurückführen lässt, ist auch für die Oberfläche bestätigt.

Analyse der Oberflächenbelastbarkeit pulvermetallurgischer Walzrohlinge
Des Weiteren wird der Einfluss der Werkstofffestigkeit auf die Oberflächengüte untersucht. Die Festigkeit gibt an, wie hoch die ertragbaren Spannungen des Werkstoffes sind, sodass bei niedrigeren Festigkeiten auch weniger Oberflächenschäden zu erwarten sind.

Zur Untersuchung dieses Zusammenhangs werden die Kohlenstoffgehalte des Werkstoffes variiert, da diese mit den mechanischen Eigenschaften korrelieren, vgl. Bild 5-9. In **Bild 8-12** sind die Oberflächen für die Kohlenstoffgehalte x_C = 0,15 %, x_C = 0,25 % und x_C = 0,35 % dargestellt. Die Bilder zeigen die auslaufende Flanke oberhalb des Wälzkreises. Es handelt sich bei diesen Bildern um Ergebnisse einer taktilen Messung, deren Koordinaten in ein Bild umgewandelt werden. Die Messmethode ist im nächsten Unterkapitel erklärt. Zusätzlich ist in den Bildern der Oberflächenkennwert S_a angegeben, dessen Herleitung ebenfalls im nächsten Unterkapitel beschrieben wird.

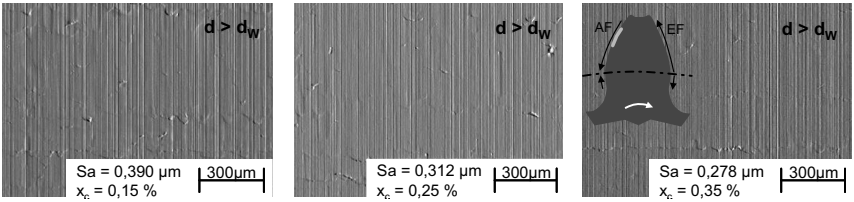


Bild 8-12: Oberflächengüte bei unterschiedlichen Kohlenstoffgehalten
Surface quality for various carbon contents

Die Oberflächengüte S_a ist bei höheren Kohlenstoffgehalten, d. h. bei höherer Materialfestigkeit, besser. Bei den niedrigeren Kohlenstoffgehalten sind mehr kleine Materialschuppen zu erkennen und bei dem hohen Kohlenstoffgehalt weniger große. Die Ergebnisse zeigen, dass die Oberflächengüte bei höheren Kohlenstoffgehalten, d. h. bei höherer Werkstoffbelastbarkeit, besser ist.

Korrelation von Oberflächengüte und Belastungszustand sowie Belastbarkeit
Die Schubfestigkeit eines Werkstoffes lässt sich aus der Zugfestigkeit mit Gleichung Gl. 8-2 abschätzen, [LAEP08]:

$$\tau_{ab} = 0{,}6....0{,}9 \cdot R_m \qquad \text{Gl. 8-2}$$

Der Faktor 0,6 gilt für hochfeste, spröde und der Faktor 0,9 gilt für duktile Werkstoffe. Für poröse Werkstoffe, die im Vergleich zu anderen Werkstoffen spröde sind, wird der Faktor 0,6 gewählt. In Bild 5-9 sind die Zugfestigkeiten für die in dieser Arbeit untersuchten Werkstoffe mit Werten von R_m = 282 – 485 MPa angegeben, sodass die Schubfestigkeiten zu Werten in der Höhe von τ_{ab} = 170 – 290 MPa abgeschätzt werden können. Wie Bild 8-11 zeigt, wirken Schubspannungswerte größer als die Schubfestigkeit des Werkstoffes. Diese Schubspannungen korrelieren mit den Oberflächenausprägungen wie sie in Bild 8-1**,** Bild 8-2 und Bild 8-9 dokumentiert sind.

Zwischenfazit

Die Forschungsthese, dass Oberflächendefekte auf den Spannungs-Dehnungs-Zustand zurückzuführen sind, ist bestätigt worden. Die Oberflächenrauheiten, -aufschmierungen und Überwalzungen können auf die Scheerspannung zurückgeführt werden. Dort, wo hohe Scheerspannungen auftreten, treten auch Oberflächendefekte auf. Die Werkstoffvariation zeigt zudem, dass ein hoher Kohlenstoffgehalt die Oberfläche verbessert.

8.2 Quantitative Analyse der Oberflächengüte

Quantitative analysis of surface quality

8.2.1 Methode zur Bestimmung der Oberflächengüte

Methods for surface quality estimation

Die Veränderungen, die das Verzahnungswalzen pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder in die Randzone einbringt, sind dreidimensional. Auf der Oberfläche ergeben sich Strukturen in Profil- und Flankenrichtung. In die Randzone hinein wird das Gefüge verformt. Die Anforderung an Kennwerte zur Beurteilung des Einflusses von Prozesseingangsgrößen auf die Oberflächengüte besteht darin, alle drei Dimensionen abzudecken.

Messmethode zur Untersuchung der Oberfläche

Basierend auf den Versuchen für die qualitative Analyse kommen zur Begutachtung der Oberfläche drei Messmethoden in die nähere Auswahl. Dies sind die Lichtmikroskopie, die Rasterelektronenmikroskopie (REM) und die taktile Messung mittels Tastschnittverfahren. Die Messung mittels Streifenlichtprojektion ist ebenfalls geprüft worden. Sie ist jedoch aufgrund der mangelnden Auflösung ungeeignet, wie die Untersuchungen zeigten. **Bild 8-13** zeigt die Darstellung der Oberfläche, wie sie sich durch die jeweiligen Untersuchungsmethoden ergibt.

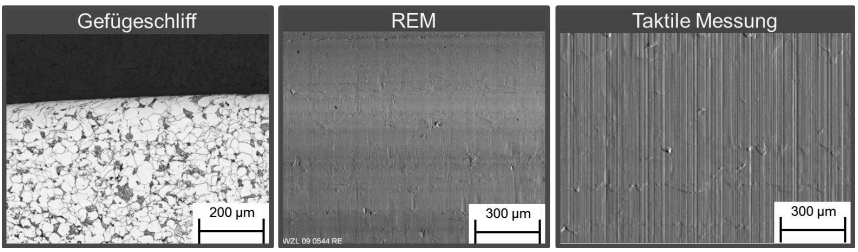


Bild 8-13: Vergleich der Methoden zur Quantifikation der Oberflächenbeschaffenheit
Comparison of methods to evaluate topography

Das Ergebnis der Lichtmikroskopie ist hinsichtlich der Oberfläche eindimensional, da es nur eine Linie der Oberfläche zeigt. Zusätzlich wird der Bereich des durch das Fertigungsverfahren beeinflussten Gefüges dargestellt. Die Rasterelektronenmikroskopie und die Messung mit dem Tastschnittverfahren vermitteln ein zweidimensionales Bild der Oberflächentopographie.

Der Zeitaufwand bei der Messung mit dem Tastschnittverfahren ist zwar höher als bei der Rasterelektronenmikroskopie, aber der Vorteil des Tastschnittverfahrens gegenüber den anderen Verfahren liegt darin, dass die Messergebnisse in Form von Flächenrauheitswerten S_a ausgegeben werden. Aufgrund der damit verbundenen Vergleichbarkeit der Messergebnisse wird für die folgenden Untersuchungen die Messung mittels Tastschnittverfahren eingesetzt.

Kennwert zur Beurteilung der Oberfläche

Der Entwurf der DIN EN ISO 25178 stellt Richtlinien zur Berechnung von dreidimensionalen Oberflächenkennwerten auf. Diese sind zum Teil analog zu den zweidimensionalen Kennwerten der DIN 4768, wobei der Ordinatenwert Z(x) bzw. Z(x,y) der Abstand von der Mittellinie an einer beliebigen Stelle (x,y) ist.

$$S_a = \frac{1}{A}\sqrt{\int_A |Z(x,y)|dxdy} \qquad \text{Gl. 8-3}$$

Die Hersteller-Software des Hommel Tasters beruht auf den Berechnungen der European Report EUR 15178 EN. Dieser ist die Grundlage des ISO-Entwurfs. Da das Messgerät diskrete Werte aufnimmt, ergibt sich die Berechnung des Kennwerts S_a zu:

$$S_a = \frac{1}{N \cdot M}\sum_{x=0}^{N-1}\sum_{y=0}^{M-1}\left|Z_{x,y}\right|. \qquad \text{Gl. 8-4}$$

Aufgrund der Analogie zum genormten Kennwert R_a und der bevorstehenden Normung der Kenngröße S_a als Oberflächenkennwert wird dieser im Folgenden zur Beurteilung der Oberflächen herangezogen.

Bild 8-14 zeigt den Messaufbau und die Vorgehensweise bei der Oberflächenmessung. Als Messeinrichtung wird das Oberflächenmessgerät T8000 der Firma Hommel mit dem Taster TKU300/600 eingesetzt. Die Messung erfolgt über einen Diamantkegel mit φ = 90° Aufspannwinkel und r = 5 µm Verrundungsradius mithilfe eines induktiven Messsystems.

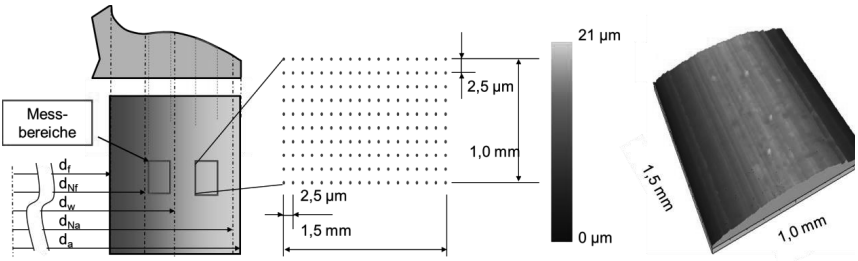


Bild 8-14: Messaufbau zur Oberflächenmessung
Set up for topography measurement

Die Messbereiche befinden sich mittig auf der Kopfflanke und der Fußflanke. Aus mehreren zueinander versetzten zweidimensionalen Rauheitsmessungen wird ein dreidimensionales Oberflächenbild erzeugt.

Bei den Rauheitsmessungen werden über eine Länge von 1,5 mm im Abstand von s_a = 2,5 µm diskrete Messwerte aufgezeichnet. Der Messtaster wird zum Anfangspunkt zurückbewegt, um s_b = 2,5 µm in Flankenrichtung versetzt und führt eine weitere Messung durch. Die Messung erfolgt auf einer Fläche von A_{Mess} = 1,5·1,0 mm^2 mit einer Rasterung von s = 2,5 µm. Daraus ergeben sich 240.000 Messpunkte pro Messung. Am Ende werden alle Messwerte verknüpft und ein dreidimensionales Bild der Oberfläche interpoliert.

In der dreidimensionalen Darstellung der Oberfläche ist die Evolventenform der Oberfläche enthalten. Die Evolventenform wird aus der Oberfläche herausgefiltert, indem sie als ein Polynom achten Grades angenähert und subtrahiert wird. Das Polynom entspricht der Form:

$$Z(x,y) = \sum_{i=0}^{8}\sum_{j=0}^{8} a_{ij} x^i y^j \,. \qquad \text{Gl. 8-5}$$

8.2.2 Versuchsplanung
Design of experiments

Für die Versuchsplanung werden solche Parameter ausgewählt, welche die Belastbarkeit des Werkstoffes beeinflussen, und solche Parameter, die den Belastungszustand beeinflussen. Bei der Belastbarkeit sind dies die folgenden Werkstoffparameter: Kohlenstoffgehalt x_C auf drei Stufen, Prozesseingangsdichte ρ_0 auf zwei Stufen und Sintertemperatur T_S auf zwei Stufen. Bei dem Belastungszustand sind das der Ersatzkrümmungsradius ρ_{Ers} und der Gleitzustand v_G. Die Variation des Belastungszustandes wird praktisch umgesetzt, indem jeweils an den zwei folgenden Durchmessern auf der Flanke die Oberflächenrauheit bestimmt wird: In dem Bereich, wo die höchsten Schubspannungen auftreten (bei d = 59,5 – 60,5 mm) und dort, wo die geringsten Schubspannungen auftreten bei (d = 67 – 68 mm). Die Messung wird jeweils auf der einlaufenden und der auslaufenden Flanke durchgeführt. So wird zwischen ziehendem und stemmendem Gleiten variiert. Es wird ein vollfaktorieller Versuchsplan gewählt, sodass sich die Anzahl an Versuchen zu $n_{Versuche}$ = 48 ergibt. Alle Versuche werden unter identischen Prozessbedingungen durchgeführt. Die Prozessparameter werden für alle Versuche folgendermaßen gewählt: Drehzahl n = 30 min^{-1}, Reversierpunktanzahl N_{RP} = 2 und Überrollungsanzahl $N_Ü$ = 10. Die Maschine und das Werkzeug sind für alle Versuche identisch.

8.2.3 Ergebnisse
Results

Die Versuchsergebnisse werden mittels multipler Regression ausgewertet. Vor der multiplen Regression werden die Parameter Kohlenstoffgehalt x_C, Prozesseingangsdichte ρ_0 und Sintertemperatur T_S auf die Beträge ±1 normiert, um die Faktoren der Regressionsgleichung besser ins Verhältnis setzen zu können. Die Regressionsfunktion ergibt sich zu Gleichung Gl. 8-6.

$$S_a = 0{,}26 - 0{,}05 \cdot N_{x_C^2} - 0{,}007 \cdot N_{T_S} - 0{,}006 \cdot N_{\rho_0} - 0{,}033 \cdot N_{x_C^2} \cdot N_{T_S} + 0{,}02 \cdot N_{x_C^2} \cdot N_{\rho_0} + K_i$$

$$K_{AF} = 0{,}0566\,,\ K_{d=60mm} = 0{,}116\,,\ R^2 = 0{,}802$$

$$N_{x_C^2} = \frac{x_C^2 - 0{,}0725}{0{,}05}\,,\ N_{\rho_0} = \frac{\rho_0 - 7{,}1}{0{,}1}\,,\ N_{TS} = \frac{T_S - 1185}{65} \qquad \text{Gl. 8-6}$$

Der Einfluss des Kohlenstoffgehaltes, der Flankenposition und der Flankenart sind am stärksten ausgeprägt. Der Kohlenstoffgehalt hat den größten Einfluss auf die Werkstofffestigkeit, Bild 5-10. Ein hoher Kohlenstoffgehalt wirkt sich festigkeitssteigernd und gleichzeitig positiv auf die Oberflächenrauheit aus. Die Flankenposition und –art bestimmen die geometrisch-kinematischen Kontaktbedingungen, sodass sie maßgeblich den Belastungszustand beeinflussen.

Nach Gleichung Gl. 8-6 errechnet sich die Oberflächenrauheit zu S_a = 0,26 µm bei einem Durchmesser von circa d = 68 mm auf der einlaufenden Flanke mit dem Kohlenstoffgehalt von x_C = 0,25 %, der Prozesseingangsdichte von ρ_0 = 7,1 g/cm^3 und der Sintertemperatur von T_S = 1185 °C. Durch eine Erhöhung des Kohlenstoffgehaltes, der Sintertemperatur und der Prozesseingangsdichte wird die Oberflächengüte verbessert. Die Oberflächengüte nimmt um die Korrekturfaktoren K_{AF} und $K_{d=60mm}$ ab, wenn die Messstelle auf die auslaufende Flanke und den Durchmesser d = 60 mm fällt.

Bild 8-15 stellt die Zusammenhänge zwischen dem Belastungszustand an verschiedenen Positionen auf der Flanke und der Belastbarkeit in Form vom Kohlenstoffgehalt x_C grafisch dar. In den ersten drei Diagrammen ist der Oberflächenkennwert S_a über den Parametern dargestellt: Position auf der Flanke d, Art der Flanke und Kohlenstoffgehalt. Unten rechts im vierten Diagramm ist der mit Gleichung Gl. 8-6 berechnete Wert S_a über dem gemessenen Wert S_a dargestellt.

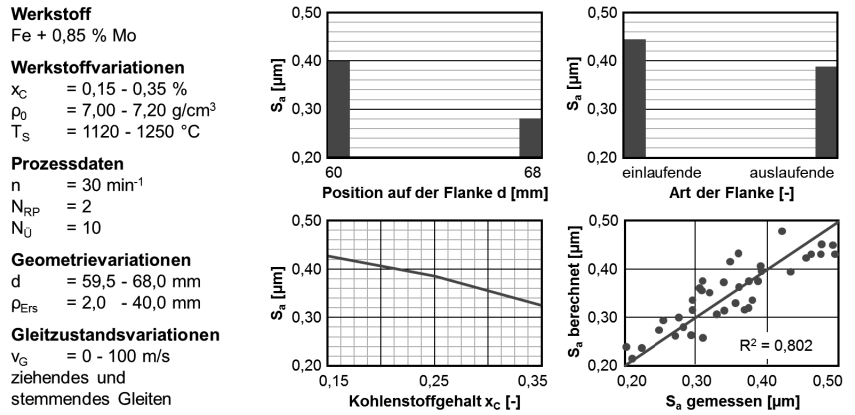


Bild 8-15: Technologische Zusammenhänge bei der Oberflächengüte
Influence factors on surface quality

Die Güte der mathematischen Gleichung Gl. 8-6 wird durch die Gegenüberstellung der berechneten und der gemessenen Werte veranschaulicht. Im vorliegenden Fall

ist die Güte so gut, dass Tendenzen beschrieben werden können. Die Berechnung eines konkreten Kennwertes S_a ist nur bedingt möglich.

Die Position auf der Flanke hat den größten Einfluss auf die Oberflächenrauheit. Die Oberflächenkennwerte auf dem oberen Teil der Flanke sind um circa ⅓ besser als unterhalb der Evolvente bei d = 60 mm. Unterhalb der Evolvente wird das Werkstück mit dem Werkzeugkopfrundungsradius bearbeitet. Der Krümmungsradius ist gering, und die Spannungen sind entsprechend so hoch, dass das Material geschädigt wird. Eine Steigerung des Kohlenstoffgehaltes von x_C = 0,15 % auf x_C = 0,35 % verbessert den Oberflächenkennwert um circa ¼. Die Verbesserung ist mit der Steigerung der Materialfestigkeit mit höheren Kohlenstoffgehalten verbunden, weil das Material mit höherem Kohlenstoffanteil weniger schädigungsanfällig ist. Des Weiteren ist der Oberflächenkennwert auf der auslaufenden Flanke circa 15% geringer als auf der einlaufenden Flanke. Die Richtungen der Gleitgeschwindigkeiten sind auf der einlaufenden und auslaufenden Flanke unterschiedlich.

8.3 Fazit und Anwendung

Conclusions and practice

Die Ausprägung der Oberflächenfehler in Form von Aufschmierungen, Gefügeorientierung und Überwalzungen wird von der Kombination aus Belastungszustand im Walzkontakt und der Belastbarkeit des Walzrohlingwerkstoffes beeinflusst. Im Fußbereich treten aufgrund der kleinen Kontaktradien hohe Spannungen auf, welche die Oberfläche schädigen. Je höher die Belastbarkeit bzw. Festigkeit ist, d. h. je höher der Kohlenstoffgehalt ist, desto besser ist die Oberfläche. Im betrachteten System hat der Belastungszustand im Vergleich zur Belastbarkeit den größeren Einfluss auf die Oberflächengüte.

Bild 8-16 gibt einen Überblick über die Einflussfaktoren auf die Oberflächengüte. Die Einflussfaktoren sind unterteilt in Einflussfaktoren auf die Belastbarkeit (dunkle Schrift, heller Grund) und Einflussfaktoren auf den Belastungszustand (helle Schrift, dunkler Grund). Die Plus- und Minuszeichen an den Pfeilen geben an, ob sich eine Erhöhung der betreffenden Größe positiv oder negativ auf die Oberflächengüte auswirkt. Die gezeigten Tendenzen geben dem Technologieanwender Hilfestellung bei der Oberflächenverbesserung gewalzter pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder.

Der Belastungszustand ist durch die Walzkraft F_W und die Kontaktgeometrie sowie -kinematik definiert. Die Lage des Kontaktes auf der Flanke und die Art der Flanke hinsichtlich einlaufender und auslaufender Flanke sind durch unterschiedliche Walzkräfte, Kontaktgeometrie und –kinematiken gekennzeichnet. In Abhängigkeit von der Position auf der Flanke, die mit einem Durchmesser angegeben wird, liegen ein bestimmter Krümmungsradius des Walzwerkzeuges und des Walzrohlings sowie eine bestimmte Gleitgeschwindigkeit vor. In Kombination mit der Tribologie ergibt sich die Belastung. Die Tribologie umfasst hier den Schmierfilm, die Oberflächenbeschaffenheit des Walzwerkzeuges und die Kontamination des Schmierstoffes mit abgerissenen Aufschmierungen, die von der Flanke abgelöst werden. Neben der Höhe der

Belastung ist auch die Anzahl der Belastungen zum Belastungszustand hinzuzuzählen, was durch die Überrollungsanzahl definiert wird. Die Peripherie und Störgrößen wie z. B. Maschinenschwingung wirken ebenfalls auf den Belastungszustand.

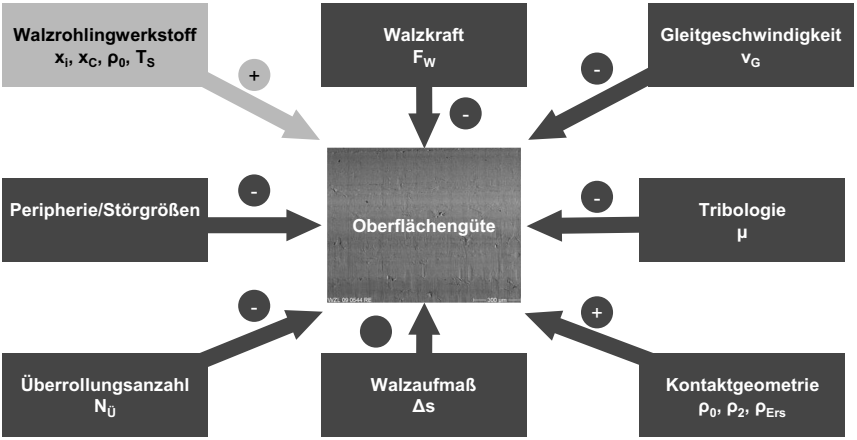


Bild 8-16: Einflussfaktoren auf die Oberflächengüte beim Verzahnungswalzen
Influence factors on surface quality

Die Belastbarkeit ist eine Werkstoffkenngröße, die bei pulvermetallurgischen Walzrohlingen von der Legierungszusammensetzung x_i, dem Kohlenstoffgehalt x_C, der Prozesseingangsdichte ρ_0 und der Sintertemperatur T_S abhängt. Der einzige messbare Einfluss ergibt sich durch eine Variation des Kohlenstoffgehaltes. Je höher der Kohlenstoffgehalt ist, desto höher ist die Festigkeit und desto besser ist die Oberfläche. Die Prozesseingangsdichte hat nur einen geringen Einfluss auf die Belastbarkeit des Materials, weil die Dichte in der verdichteten Randzone, wo sich die Oberflächengüte ausbildet, nahezu 100% beträgt und unabhängig von der Prozesseingangsdichte ist. Der positive Effekt der Sintertemperatur auf die Festigkeit ergibt sich durch die Porenform und die bessere Ausbildung von Sinterbrücken. Da der Bereich, in dem sich die Oberfläche ausbildet, wie beschrieben porenfrei ist, hat die Sintertemperatur keinen signifikanten Einfluss auf die Oberflächengüte.

Oberflächenrauheiten treten dort auf, wo die Belastungen in Form von Spannungen und Dehnraten die Belastbarkeit des Werkstoffes überschreiten. Durch diese Korrelation ist der erste Teil der Forschungshypothese bestätigt: Die Ausprägung der Oberfläche lässt sich durch den Spannungs-Dehnungs-Zustand erklären.

Forschungsbedarf
Weiterführende Arbeiten sollten den Ansatz aufgreifen, die Belastung und die Belastbarkeit aufeinander abzustimmen. Eine Variation der geometrisch-kinematischen Kontaktbedingungen und der Werkstofffestigkeit ist dafür zielführend, siehe **Bild 8-17**.

Die Werkstoffeinflüsse sind weitgehend aus dieser Arbeit bekannt, und die Walzrohlinggeometrie kann aufgrund der Sollgeometrie des herzustellenden Zahnrades nicht geändert werden. Die Einflüsse der Werkzeuggeometrie und der Prozessführung sind noch weitgehend unbekannt und sollten weiter untersucht werden. Eine Parametervariation der Werkzeuggeometrie in Form der Größen Kopfkantenradius, Zähnezahl, Profilverschiebung sowie die Prozessparameter in Form der Größen Drehzahl und Zustellungsverlauf würde das Bild vervollständigen und weitere Möglichkeiten zur Verbesserung der Oberflächengüte und Vermeidung von Oberflächendefekten aufdecken. Das Ziel sollte darin bestehen, die Werkzeuggeometrie und die Prozessparameter zu identifizieren, die eine starke Neigung für Oberflächendefekte zeigen und Maßnahmen abzuleiten, um die Oberfläche zu verbessern.

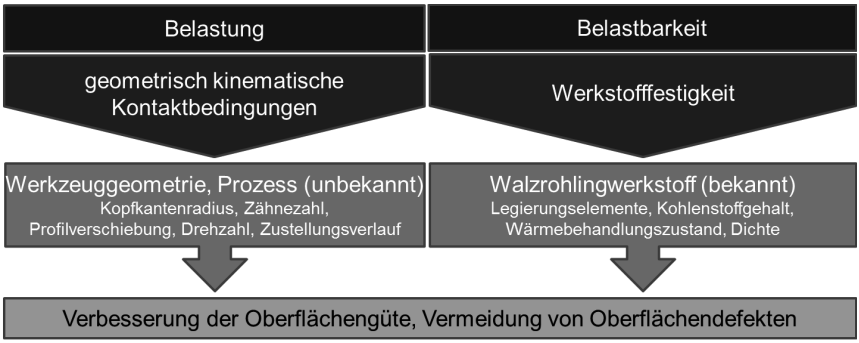


Bild 8-17: Einflussfaktoren auf die Oberflächengüte beim Verzahnungswalzen
Influence factors on surface quality

9 Verdichtung

Densification behavior

Zu Beginn des Kapitels werden die Methoden zur Verdichtungsbestimmung erläutert und ein Kennwert zu Beschreibung der Verdichtung eingeführt. Darauf folgt eine qualitative Analyse der Verdichtung in Profil- und in Zahnbreitenrichtung. Zudem werden die Entstehungsmechanismen der Verdichtung analysiert. Im dritten Unterkapitel werden qualitative Zusammenhänge zwischen Prozesseingangsgrößen und der Verdichtung ermittelt.

9.1 Methoden und Kennwert zur Dichtebestimmung

Characteristic value for quantification of densification depth

Zur Verdichtungsbestimmung werden zwei Methoden eingesetzt. Dies sind die experimentelle Dichtebestimmung mittels quantitativer Bildanalyse und die rechnerische Dichtebestimmung mittels Dichtwalzsimulation basierend auf der FEM.

Für die quantitative Bildanalyse werden Zähne metallographisch präpariert, anschließend bei einer 200-fachen oder 500-fachen Vergrößerung digital fotografiert und in Graustufen abgespeichert. Die Porengröße liegt im Bereich zwischen $d < 1$ µm und $d = 20$ µm, weshalb eine hohe Vergrößerung notwendig ist. Über das digitale Bild wird ein Raster mit einer Rasterbreite zwischen $l = 150$ µm und $l = 250$ µm gelegt. Jedes Rasterfeld wird separat ausgewertet. Für die Auswertung wird eine Graustufe als Schwellwert definiert. Pixel, die heller als der Schwellwert sind, werden dem Matrixmaterial zugeordnet und dunklere Pixel als Porosität gewertet. Durch Auszählen der Pixel wird für jedes Rasterfeld ein Dichtewert ermittelt, [LIND10].

Die zweite Methode zur Dichtebestimmung ist die Dichteberechnung mit dem in Kapitel 6 beschriebenen FE-basierten Verzahnungswalzsimulationsmodell. Bei der FE-basierten Verzahnungswalzsimulation sind die Bereiche hoher Dichte dunkler dargestellt, und die hellen Bereiche weisen die Kerndichte auf. **Bild 9-1** zeigt das Ergebnis der quantitativen Bildanalyse und der FE-basierten Verzahnungswalzsimulation im Vergleich. Beide Verfahren liefern eine Aussage über die Dichte; zudem lassen sich mit beiden Verfahren Dichteprofile in Abhängigkeit vom Randabstand auslesen, wie dies im folgenden Abschnitt in Bild 9-2 durchgeführt wird.

Bezüglich des Aufwandes und der notwendigen Mitarbeiterqualifikation sind beide Verfahren zur Dichtebestimmung ähnlich gut geeignet und anspruchsvoll. Bei der Reproduzierbarkeit hat die Bestimmung mittels Finite-Elemente-Modell Vorteile, denn die metallographische Präparation ist anfällig für Fehler. So kann es zu einem Zuschmieren von Poren und einem Ausbrechen oder Verrunden von Porenkanten kommen, [SCHA06]. Dies hat zur Folge, dass zum Beispiel fehlerhaft präparierte oder fehlerhaft detektierte Objektkanten von durchschnittlich $d_{Pore} = 0{,}2$ µm Durchmesser einen Fehler in der Dichteauswertung von $\Delta\rho = 10\%$ ergeben, [LIND10].

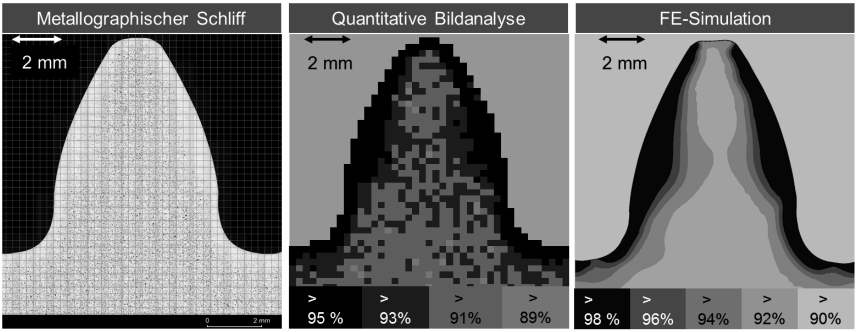


Bild 9-1: Methoden zur Dichtebestimmung
Methods for quantification of densification depth

In den folgenden Untersuchungen ist die Dichtebestimmung mittels Finite-Elemente-Simulation die erste Wahl. Die Dichtebestimmung mittels qualitativer Bildanalyse wird ergänzend eingesetzt.

Ableiten eines Kennwertes zur Verdichtungsbeschreibung

Bild 9-2 zeigt den Verlauf der relativen Dichte ρ_{rel} in Prozent in Abhängigkeit vom Randabstand t in Millimetern am Wälzkreis. Das Verdichtungsmaximum befindet sich knapp unterhalb der Oberfläche. Mit steigendem Randabstand fällt die Verdichtung ab, bis sie die so genannte Kerndichte in der Höhe der Prozesseingangsdichte ρ_0 erreicht.

Verdichtungstiefe t_{Di}

- Randabstand in mm, bei dem eine relative Dichte von ρ = i % unterschritten wird.

Kerndichtetiefe t_{Dk}

- Randabstand in mm, ab dem Kerndichte bzw. Prozesseingangsdichte ρ_0 vorliegt.

bezogene Verdichtungstiefe t^*_{Di}

- Verdichtungstiefe bezogen auf den Modul: $t^*_{Di} = t_{Di} / m_n$

Forderung

- t_{D98} > CHD (DIN EN ISO 2639)
- [t_{D98} > Eht (DIN 50190)]

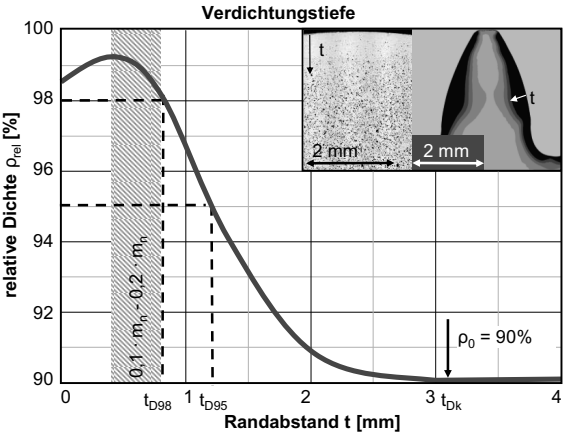


Bild 9-2: Ableiten eines Kennwertes zur Verdichtungsbeschreibung
Definition of densification depth t_{Di}

Als Kennwert für die Beurteilung der Verdichtungstiefe wird die Verdichtungstiefe t_{Di} verwendet. Die Verdichtungstiefe t_{Di} ist der Randabstand in Millimetern, bei dem eine relative Dichte von ρ_{rel} = i % unterschritten wird. Des Weiteren wird die Kerndichtetie-

fe t_{DK} definiert als der Randabstand in Millimetern, ab dem die Prozesseingangsdichte ρ_0 vorliegt.

Für eine bessere Übertragbarkeit der Ergebnisse zwischen verschiedenen Verzahnungsfällen wird die bezogene Verdichtungstiefe verwendet. Diese ist definiert als die Verdichtungstiefe bezogen auf den Modul m_n der Verzahnung $t^*_{Di} = t_{Di} / m_n$.

Da die Zahnräder im Anschluss an das Walzen einsatzgehärtet werden und die Dichte die Härtbarkeit beeinflusst, ergibt sich die Forderung danach, dass die Verdichtungstiefe t_{D98} mindestens so groß wie die Einhärtetiefe CHD550HV ist.

9.2 Qualitative Analyse der Verdichtung

Analysis of densification behavior

Im folgenden Kapitel wird ein grundlegendes Verständnis über das Verdichtungsverhalten pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder beim Walzen erreicht, indem die auftretenden Phänomene anhand von Fallbeispielen analysiert werden. Die erste Fallstudie vergleicht einen gut ausgelegten Verdichtungsprozess mit einem mangelhaft ausgelegten Verdichtungsprozess. Anhand dieses Beispiels wird deutlich, wie wichtig die Walzwerkzeugauslegung für eine erfolgreiche Verdichtung ist und welche Fehler zu vermeiden sind. Das zweite Fallbeispiel stellt die Verdichtung in Zahnbreitenrichtung dar und führt vor Augen, welche Auswirkung das Abfließen von Material in axialer Richtung beim Verzahnungswalzen auf die Verdichtung hat. Das dritte Fallbeispiel zeigt eine Analyse der Verdichtung in der Profilebene. Hier werden die geometrischen und kinematischen Bedingungen im Zahnkontakt mit der Verdichtung korreliert und so Wirkzusammenhänge offen gelegt. Das vierte und letzte Fallbeispiel zeigt die Verdichtung von zylindrischen Analogiebauteilen. Hier werden mittels FE-basierter Verzahnungswalzsimulation die Einflüsse der spannungsmechanischen Zustände und der Materialeigenschaften auf die Verdichtung analysiert.

Verdichtungsdefizite aufgrund fehlerhafter Walzwerkzeugkonstruktion

Bild 9-3 zeigt die Dichteverteilung zweier Verzahnungsfälle nach dem Walzen. Hier sind metallographische Schliffe der Verzahnungen dargestellt. Die Varianten unterscheiden sich durch die Prozessparameter, die Verzahnungsdaten des Walzrohlings und des Walzwerkzeuges sowie durch die Prozessführung. Der links dargestellte Fall wird als gute Verdichtung eingestuft und der rechts dargestellte Fall als schlechte Verdichtung.

Die linke Variante ist in den hochbelasteten Bereichen anforderungsgemäß nachverdichtet. Die Verdichtung erstreckt sich über die Flanken und den Zahnfußbereich. Bei der rechten Variante liegen mehrere Verdichtungsfehler vor. Die Zahnköpfe sind extrem stark nachverdichtet (1), obwohl der Kopf keinen hohen Belastungen während des späteren Einsatzes ausgesetzt ist. Des Weiteren sind die Flanken unvollständig und unregelmäßig nachverdichtet. In den Bereichen hoher auftretender Flächenpressungen ist keine erfolgreiche Verdichtung erreicht worden (2). Im Fußbereich (3) liegt nur eine geringe Verdichtung vor.

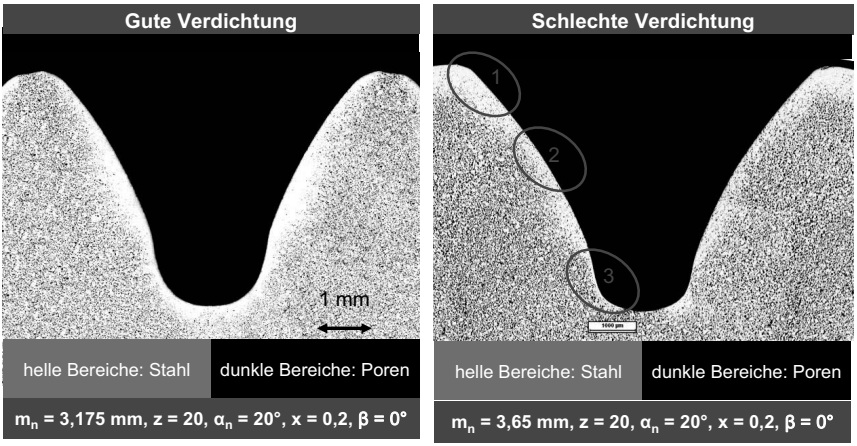


Bild 9-3: Vergleich der Verdichtungsergebnisse zweier Verzahnungsfälle
Comparison of the compaction results of two different tool-workpiece-combinations

Mittels FE-basierter Verzahnungswalzsimulation werden die Eingriffsverhältnisse von Walzwerkzeug und Walzrohling der fehlerhaften Variante analysiert, um die Mechanismen zu identifizieren, die für die Verdichtungsfehler verantwortlich sind. **Bild 9-4** zeigt eine Analyse der Eingriffsverhältnisse zwischen Walzwerkzeug und Walzrohling. Im linken Teil des Bildes ist die Dichte dargestellt und im rechten Teil des Bildes die Spannungsverteilung.

Im vorliegenden Beispiel wird der Zahnfuß nicht vom Werkzeug erreicht, weil das Werkzeug im Kopfbereich des Werkstücks abgestützt wird, wie anhand der Spannungsverteilung im rechten Teil des Bildes deutlich wird. Die Abstützung am Zahnkopf ist ursächlich für die mangelhafte Verdichtung im Zahnfuß und den oberen Flankenbereich und führt gleichzeitig zu einer starken Verdichtung im Kopfbereich.

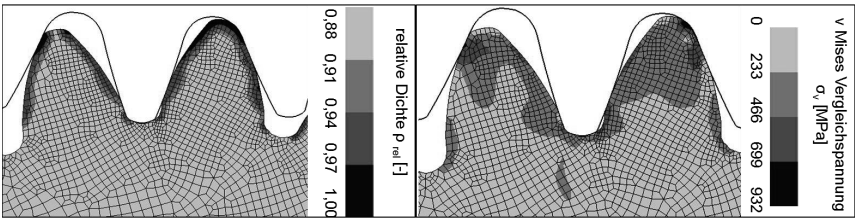


Bild 9-4: Eingriffsverhältnisse zwischen Werkzeug und Werkstück
Comparison of contact mesh of two different tool-workpiece-combinations

Dieses Fallbeispiel zeigt anschaulich, dass bei der Auslegung der Walzwerkzeuge die Zahnfußausrundung so gestaltet werden muss, dass zwischen Walzwerkzeugfuß und Walzrohling ein Freiraum verbleibt. Durch diese konstruktive Maßnahme wird

gewährleistet, dass die Walzkraft nicht vom Walzrohlingkopf abgestützt wird, sondern im Zahnkontakt wirkt, um die Flanken und den Fuß zu verdichten.

Verdichtungsverhalten in Zahnflankenrichtung

Die Variante mit guter Verdichtung wird im Folgenden weiter untersucht. In **Bild 9-5** ist der Verlauf der Verdichtung in Flankenrichtung y dargestellt. Oben rechts im Bild ist ein Schnitt tangential zum Wälzkreis durch einen Zahn dargestellt, der durch die Verzahnungsbreite b und die Zahndicke s aufgespannt wird. Im unteren Teil des Bildes ist zu diskreten Abständen y von der Stirnseite die Verdichtung in Profilrichtung dargestellt. Durch diese Darstellung wird eine Analyse der Verdichtung in Flankenrichtung ermöglicht.

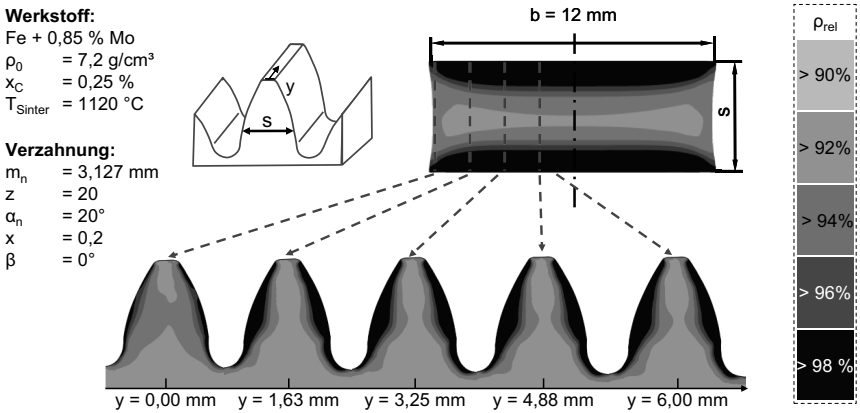


Bild 9-5: Verlauf der Verdichtung in Zahnflankenrichtung
Density distribution in lead direction

In der Mitte der Verzahnungsbreite ist die oberflächliche Verdichtung am höchsten und nimmt zu den Stirnseiten hin ab. Die Dichte im Zahnkern ist jedoch auf den Stirnseiten bei y = 0,00 mm mit ρ_{rel} = 92 – 94 % höher als in der Verzahnungsbreitenmitte bei y = 6,00 mm, wo eine Prozesseingangsdichte ρ_0 = 90 % vorliegt.

Auf den Stirnseiten wird keine hohe Verdichtungsspannung aufgebaut, da hier Material zur axialen Abstützung fehlt. Deshalb nimmt die Oberflächendichte zu den Stirnseiten hin ab. Der Materialfluss in axialer Richtung verursacht eine Drangkraft in axialer Richtung parallel zur Flankenoberfläche. Dies verursacht eine Druckspannung in Zahndickenrichtung, die in der Zahnmitte maximal wird. Deshalb ist die Verdichtung an den Stirnseiten in der Mitte höher. Anhand dieses Fallbeispiels wird deutlich, dass die Verdichtung beim Walzen von pulvermetallurgischen Zahnrädern in Flankenrichtung nicht homogen ist.

Diesem Effekt kann mit einer mechanischen Abstützung durch die Spannvorrichtung zur Werkstückaufnahme entgegengewirkt werden, wenn eine über der Verzahnungsbreite konstante Verdichtung erforderlich ist. Hier ist darauf zu achten, dass

die Spannvorrichtung nicht mit dem Walzwerkzeug kollidiert. Dies wird erreicht, indem die Spannvorrichtung etwas kleiner als der Walzrohling konstruiert wird, so dass ein Spalt übrig bleibt. Hierbei ist zu beachten, dass das Material in den Spalt fließen kann und so einen Grat bildet, der bei der Einsatzhärtung überkohlen kann. Deshalb ist ein Entgraten nach dem Walzen ratsam. Weiterführende Arbeiten sollten sich mit der Entwicklung und Erprobung einer Spannvorrichtung zur Abstützung der Stirnseiten beschäftigen.

Verdichtungsverhalten in Profilrichtung

Im folgenden Abschnitt wird die Verdichtung in Profilrichtung untersucht. Im Gegensatz zu den oben betrachteten Beispielen ist das Verdichtungsaufmaß nicht über der Kontur unterschiedlich sondern äquidistant. Dem Verdichtungsergebnis werden die geometrischen und kinematischen Größen des Zahneingriffs gegenübergestellt und mit dem Verlauf der Verdichtung korreliert.

Bild 9-6 zeigt den Verlauf der bezogenen Verdichtungstiefe t_{D98} für ein äquidistantes Verdichtungsaufmaß von Δs = 0,1 mm. Oben ist die Verdichtung als Kurve über dem Durchmesser und im unteren Teil in einem Querschnitt durch den Zahn dargestellt. Der Verlauf der Verdichtung ist trotz äquidistantem Verdichtungsaufmaß unstetig und nimmt Werte zwischen t_{D98} = 0,4 mm und t_{D98} = 1,1 mm an

Verzahnungsdaten
m_n = 3,175 mm
z = 20
α_n = 20°
x = 0,20
b = 13,5 mm

Werkstoff
Fe + 0,85 % Mo
x_C = 0,25 %
ρ = 7,20 g/cm³
T_{Sinter} = 1120 °C

Prozessdaten
n = 30 min⁻¹
RP = 1
$N_Ü$ = 10

Verdichtungsaufmaß
Δs = 0,1 mm

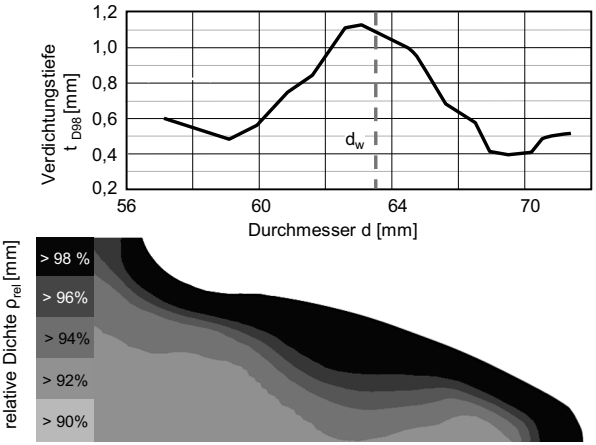


Bild 9-6: Verlauf der Verdichtung in Profilrichtung
Densification gradient in profile direction

Die Verdichtungstiefe zeigt ein ausgeprägtes Maximum etwa auf der Höhe des Wälzkreises bei d = 63,4 mm. Vom Maximum aus fällt die Verdichtung degressiv sowohl in Richtung des Zahnkopfes als auch des Zahnfußes ab. Oberhalb des Durchmessers von d = 70 mm steigt die Verdichtungstiefe t^*_{D98} noch einmal leicht an. Hier wird die Verdichtung der Zahnflanke von der Verdichtung des Zahnkopfes überlagert und ergibt somit einen höheren Wert.

Der Verdichtungsverlauf wird im Folgenden mit den geometrischen und kinematischen Zustandsgrößen auf der Zahnflanke herangezogen. In **Bild 9-7** ist die Verdichtungstiefe dem Ersatzkrümmungsradius ρ_{Ers}, der normierten Gleitgeschwindigkeit $v_{G,normiert}$ und der Kontaktfolge als Anzahl der im Kontakt befindlichen Zahnflanken $N_{Kontakt}$ gegenübergestellt. Die bezogene Verdichtungstiefe und die Kenngrößen des Zahnkontaktes sind über der Eingriffsstrecke $g_{\alpha y}$ aufgetragen.

Der Ersatzkrümmungsradius ρ_{Ers} beträgt am Kopfnutzkreis ρ_{Ers} = 3 mm und steigt annähernd linear auf einen Wert von ρ_{Ers} = 10,5 mm am Fußnutzkreisdurchmesser d_{Nf} an. Die Gleitgeschwindigkeit v_G ist hier normiert auf Werte zwischen $v_{G,normiert}$ = 1 und $v_{G,normiert}$ = -1 dargestellt. Der absolute Wert der Gleitgeschwindigkeit v_G ist abhängig von der Drehzahl. Ein Einfluss der Drehzahl auf die Verdichtung konnte in den Versuchen jedoch nicht festgestellt werden, sodass die Betrachtung der normierten Gleitgeschwindigkeit v_G ausreichend ist. Der Betrag der Gleitgeschwindigkeit v_G steigt linear mit dem Abstand vom Wälzpunkt C an. Oberhalb des Wälzpunktes ist die Gleitgeschwindigkeit v_G positiv und darunter negativ. Die Kontaktfolge zeigt, dass fast über den gesamten Bereich der Eingriffsstrecke $N_{Kontakt}$ = 4 Flanken im Eingriff sind. An zwei Stellen findet ein Wechsel der im Eingriff befindlichen Flanken statt, was sich in einem Abfall der im Kontakt befindlichen Flanken auf $N_{Kontakt}$ = 3 zeigt.

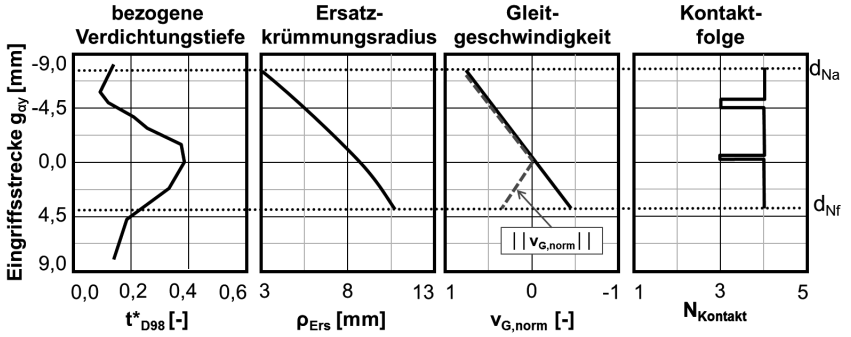


Bild 9-7: Gegenüberstellung von Verdichtungstiefe und Zahnkontakt
Comparison of densification depth and tooth contact

Die Gegenüberstellung zeigt keinen Zusammenhang zwischen der Verdichtungstiefe, dem Ersatzkrümmungsradius, der Gleitgeschwindigkeit oder der Kontaktfolge. Auffällig ist jedoch, dass die Verdichtungstiefe am Wälzkreis, wo die Gleitgeschwindigkeit Null ist, am höchsten ist. Der Betrag der Gleitgeschwindigkeit $||v_{G,norm.}||$ weist einen Zusammenhang mit der Verdichtungstiefe auf.

Der Zusammenhang zwischen Verdichtungstiefe und dem Betrag der Gleitgeschwindigkeit wurde nicht durch Variationen, z. B. der Werkzeuggeometrie, bestätigt und könnte zufällig nur für den hier vorliegenden Fall gelten. Es lohnt trotzdem, diesen Zusammenhang genauer zu untersuchen, da der Betrag der normierten Gleitgeschwindigkeit $||v_{G,norm}||$ einfach zu berechnen ist und sich diese Größe somit gut in

der frühen Phase der Prozessauslegung zur Beeinflussung der Verdichtung eignet. Weiterführende Arbeiten sollten sich mit diesem Zusammenhang weiter beschäftigen.

Anpassung des Verdichtungsaufmaßes für eine äquidistante Verdichtung

Um die Beeinflussbarkeit der Verdichtung durch die Anpassung des Walzaufmaßes zu untersuchen, soll das Verdichtungsaufmaß so angepasst werden, dass eine äquidistante Verdichtungstiefe t_{D98} erreicht wird. Das Verdichtungsaufmaß Δs wird hier mit steigendem Abstand vom Wälzpunkt C gesteigert.

Aus diesen Überlegungen ergibt sich der in **Bild 9-8** dargestellte Verlauf des Verdichtungsaufmaßes. Ein Walzrohling mit dem beschriebenen Verdichtungsaufmaß wurde konstruiert und modelliert, um anschließend im FE-Walzmodell gewalzt zu werden. Der Verlauf der Verdichtung ist in Bild 9-8 im Vergleich zum äquidistanten auf den Modul bezogenen Aufmaß von $\Delta s^*_C = 0{,}0315$ dargestellt.

Verzahnungsdaten
m_n = 3,175 mm
z = 20
α_n = 20°
x = 0,20
b = 13,5 mm

Werkstoff
Fe + 0,85 % Mo
x_C = 0,25 %
ρ = 7,20 g/cm³
T_{Sinter} = 1120 °C

Prozessdaten
n = 30 min⁻¹
RP = 1
$N_Ü$ = 10

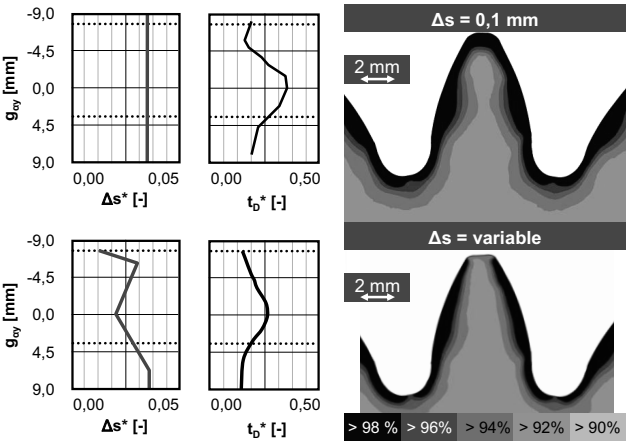


Bild 9-8: Fallstudie zur Modifikation des Verdichtungsverlaufs
Case study for modification of densification depth

Der Vergleich der verdichteten Zahnräder zeigt, dass durch die durchgeführten Modifikationen ein annähernd äquidistanter Verdichtungsverlauf erreicht werden kann. Die Modelle können in der Prozessauslegung Anwendung finden und so die Qualität der PM-Zahnräder steigern und gleichzeitig die Prozessentwicklungszeiten verringern. Weitere Forschungsarbeiten sollten sich mit der Ausarbeitung dieser Methode und der Verifikation für andere Verzahnungsfälle beschäftigen.

Entwicklung der Verdichtung während des Walzprozesses

Mittels FE-basierter Verzahnungswalzsimulation werden drei Volumenelemente betrachtet, die nach dem Walzprozess die Dichten ρ_{rel} = 100 %, ρ_{rel} = 98 % und ρ_{rel} = 95 % aufweisen. Dementsprechend befinden sich die Volumenelemente nach dem Walzen am Rand, in der Tiefe t_{D98} und in der Tiefe t_{D95}. In dem für die Analyse

verwendeten Prozess wird die Zustellung innerhalb von sechs Überrollungen $N_Ü = 6$ linear auf $\Delta s = 0{,}3$ mm gesteigert. Zu jedem Zeitpunkt des Walzprozesses wird die Dichte in den jeweiligen Volumenelementen aufgezeichnet und in einem Diagramm über den Überrollungen aufgetragen.

Im oberen Diagramm von **Bild 9-9** ist die Dichte ρ_{rel} über dem Randabstand t am Prozessende abgebildet. Durch Punkte sind die betrachteten Volumenelemente mit den Dichten $\rho_{rel} = 100$ %, $\rho_{rel} = 98$ % und $\rho_{rel} = 95$ % markiert. Im unteren Diagramm ist die Dichteentwicklung der markierten Volumenelemente während des Walzprozesses über den Überrollungen aufgetragen.

Werkstoff
Fe + 0.85 % Mo

Materialdaten

E_0	= 155181 N/mm²
ν_0	= 0,28215
q_1	= 2,1
q_2	= 1,6
q_3	= 15
x_C	= 0,25 %
ρ_0	= 7,20 g/cm³
$\rho_{rel,0}$	= 91,7197 %

Prozessdaten

$n_{Werkstück}$	= 30 min⁻¹
$N_{Zustell}$	= 6
$N_{Kalibrier}$	= 2

Geometriedaten

d_0	=	45 mm
d_2	=	135 mm
ρ_{Ers}	=	16,88 mm
Δs	=	0,3 mm

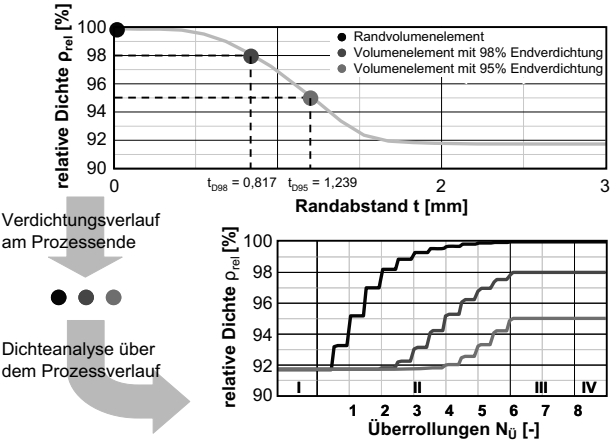


Bild 9-9: Entwicklung der Verdichtung während des Walzprozesses
Comparison of densification depth and tooth contact

Der Anstieg der Dichte ist treppenförmig mit zwei Stufen je Überrollung. Pro Überrollung kommt jedes der beiden Werkzeuge einmal in den Eingriff. Jedes Walzwerkzeug erzeugt somit beim Überrollen einen Verdichtungssprung. Der Beginn und der Verlauf der Verdichtung sind für alle Volumenelemente unterschiedlich. In der Kalibrierphase wird nicht weiter verdichtet. Die Linien verlaufen horizontal. Die relative Dichte des Randvolumenelements steigt bis zu einer relativen Dichte von $\rho_{rel} = 98$ % nahezu linear an und geht danach in einen degressiven Verlauf über. Eine Zunahme der relativen Dichte ist beim Volumenelement mit $\rho_{rel} = 98$ % Endverdichtung erst nach der zweiten, beim Volumenelement mit $\rho_{rel} = 95$ % Endverdichtung erst nach der vierten Überrollung festzustellen. Beide Verläufe steigen annähernd linear an und gehen nicht in einen degressiven Verlauf über.

Zur Beschreibung des Verdichtungsverhaltens soll ein einfaches Schichtmodell verwendet werden, welches in **Bild 9-10** dargestellt ist. Der Walzrohling wird hier in äquidistante Schichten unterteilt, die zu Beginn des Prozesses bei $N_Ü = 0$ die gleiche Dichte von $\rho = 92$ % aufweisen.

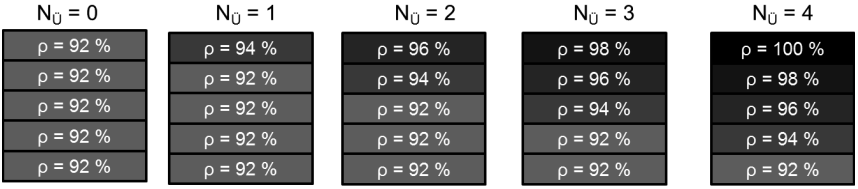


Bild 9-10: Schichtmodell der Verdichtung
Layer model of densification

Bei der ersten Überrollung $N_Ü = 1$ wird ausschließlich die randzonennahe Schicht verdichtet. Das Material ist zu diesem Zeitpunkt noch so stark kompressibel, dass die Verdichtungsspannung von der obersten Schicht absorbiert wird und nicht an die unteren Schichten weitergereicht wird. Mit steigender Verdichtung steigt die Steifigkeit der randnahen Schicht, und die Verdichtungsspannung wird an die darunterliegenden Schichten weitergereicht. Erst dann beginnt die Verdichtung der unteren Schichten. Auf diese Weise pflanzt sich die Dichte in die Tiefe fort.

Zusammenhang zwischen Zahnflankennormalkraft und Verdichtung

Im Folgenden werden die Walzkräfte beim Zylinderwalzen, die normal zur Oberfläche liegen, mit der erreichten Verdichtung miteinander verglichen. Die Ergebnisse sind in **Bild 9-11** dargestellt. Es ist jeweils die Verdichtungstiefe t_{D95} und t_{D98} über der auf die Verzahnungsbreite bezogenen Walzkraft dargestellt.

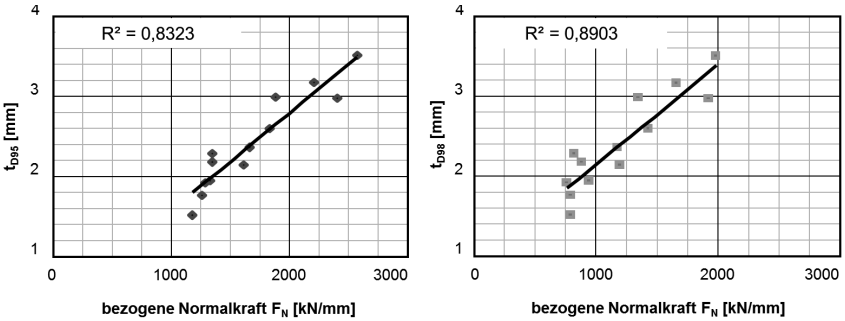


Bild 9-11: Zusammenhang zwischen Verdichtungstiefe und Normalkraft
Comparison of densification depth and tooth contact

Die Untersuchungen zeigen einen linearen Zusammenhang zwischen der Walzkraft und der Verdichtungstiefe. Die Normalkräfte erzeugen nach Hertz unter der Oberfläche eine Druckspannung, die nach den Ergebnissen für die Verdichtung ursächlich sein könnte. Diese These wird im Folgenden weiterführend untersucht.

In der Verzahnungswalzsimulation zeigt sich ebenfalls ein Zusammenhang zwischen der Zahnflankennormalkraft und der Verdichtung. **Bild 9-12** zeigt die Verdichtung und im Vergleich die Zahnflankennormalkräfte in Form eines Histogramms. An den Radien, wo hohe Zahnflankennormalkräfte wirken, treten hohe Verdichtungen auf.

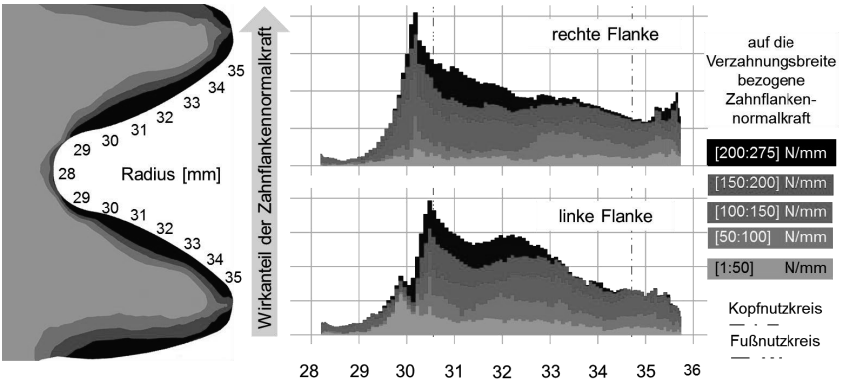


Bild 9-12: Zusammenhang zwischen Verdichtungstiefe und Normalkraft
Comparison of densification depth and rolling force

Spannungsanalyse während des Walzprozesses

Es werden die Spannungszustände eines Volumenelementes ermittelt, welches am Ende des Prozesses eine Dichte von ρ_{rel} = 99,7 % aufweist. Der Spannungszustand setzt sich aus deviatorischer und hydrostatischer Spannung zusammen und wird in ein deviatorisch-hydrostatisches Spannungsdiagramm übertragen. **Bild 9-13** zeigt die Spannungszustände für sechs ausgewählte Zeitpunkte während des Walzprozesses im linken Diagramm. Die Spannungswerte sind auf die Fließspannung k_f bezogen. Für die Bestimmung der Fließspannung k_f sind neben der Kenntnis der Prozesseingangsdichte und des Kohlenstoffgehalts auch die aktuelle Dichte ρ_{rel} und der aktuelle Umformgrad φ notwendig. Die Tabelle in Bild 9-13 listet alle für die Berechnung des Spannungszustandes relevanten Größen und Zwischengrößen auf. Das deviatorisch-hydrostatische Spannungsdiagramm zeigt zudem die Fließgrenzen für ausgewählte relative Dichten. Die Fließgrenzen sind so ausgewählt, dass sie mit den analysierten Dichten korrespondieren. Die Fließkurven werden nach der Fließbedingung berechnet, die ebenfalls formelmäßig im Diagramm angegeben ist. Diese Art der Darstellung ermöglicht die Korrelation jedes einzelnen Spannungszustandes mit der Fließbedingung, vgl. Kapitel 6.3.

Spannungszugstände, die innerhalb der Fließgrenze liegen, führen zu elastischen Verformungen, wohingegen Spannungszustände außerhalb der Fließgrenze zu einer plastischen Verformung führen. Ein exemplarischer Spannungspunkt, der z. B. wie im Bild angegeben eine Verdichtung von ρ_{rel} = 99 % und eine Dehnung φ = 0,15 besitzt, wird sich erst weiter verdichten lassen, wenn der Spannungszustand über die begrenzende Fließgrenze $k_f(\rho,\varphi)$ = 762 MPa hinausgeht.

Die Punkte (1) bei $N_Ü$ = 1 bis (5) bei $N_Ü$ = 6 in Bild 9-13 liegen auf der Fließgrenze. Hier ist die Fließbedingung erfüllt. An dieser Stelle findet sowohl Kompression als auch Deformation statt. Die relative Dichte ρ_{rel} und die Dehnung φ steigen dadurch an, wie im rechten Diagramm zu sehen ist. Der Punkt (5) bei $N_Ü$ = 7 liegt innerhalb

der Fließkurve. Dieser Prozesspunkt befindet sich innerhalb der Kalibrierphase, wo nicht weiter zugestellt wird. Dementsprechend wird nicht weiter verdichtet.

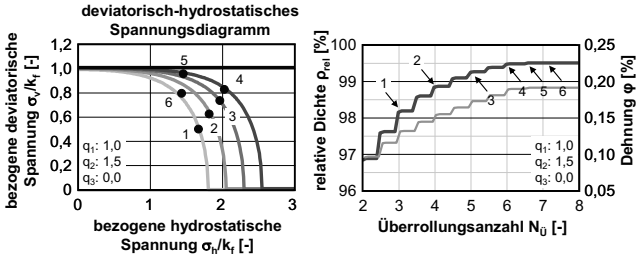
Werkstoff
Fe + 0.85 % Mo

Materialdaten
E_0 = 155181 N/mm²
ν_0 = 0,28215
x_C = 0,25 %
ρ_0 = 7,20 g/cm³
$\rho_{rel,0}$ = 91,7197 %

Prozessdaten
$n_{Werkstück}$ = 30 min^{-1}
$N_{Zustell}$ = 6
$N_{Kalibrier}$ = 2

Geometriedaten
d_0 = 45 mm
d_2 = 135 mm
ρ_{Ers} = 16,88 mm
Δs = 0,3 mm

Fließbedingung: $0 = \delta^*\sigma_v/k_f + \beta^*\sigma_h/k_f$



Verdichtung [%]	Nr.
98,3	1
99,0	2
99,4	3
99,7	4
99,7	5
99,7	6
100,0	

Nr.	ρ	φ	k_f (ρ=1,φ)	δ (ρ,φ)	k_f (ρ,φ)	σ_v/k_f	σ_h/k_f
1	98,3	0,13	756	0,983	743	0,491	1,71
2	99,0	0,15	770	0,990	762	0,613	1,86
3	99,4	0,16	780	0,994	775	0,719	1,99
4	99,7	0,18	789	0,997	786	0,811	2,06
5	99,7	0,18	789	0,997	787	0,933	1,51
6	99,7	0,18	790	0,997	788	0,764	1,51

Bild 9-13: Spannungszustände während der Verdichtung
Stress states during rolling

Zwischenfazit

Die Forschungsthese, dass die Verdichtung durch einen Spannungs-Dehnungs-Zustand hervorgerufen wird, ist durch die Erkenntnisse, die in Bild 9-13 dargestellt sind, bestätigt. So wird zu jedem Prozesszeitpunkt ein Spannungs-Dehnungs-Zustand erzeugt, der aus einer deviatorischen und einer hydrostatischen Spannungskomponente besteht. Der Abgleich mit der Fließbedingung zeigt, dass die Verdichtung durch den Spannungs-Dehnungs-Zustand erklärt werden kann.

9.3 Quantitative Beschreibung des Verdichtungsverhaltens

Qualitative analysis of densification behavior

Zur Quantifizierung der Wirkzusammenhänge wird der Analogieversuch Zylinderwalzen eingesetzt. Die Parameteranordnungen der beiden Versuchspläne sind in **Bild 9-14** zusammengefasst.

Als Zielgröße wird die Verdichtungstiefe t_{D98} in Abhängigkeit von dem Verdichtungsaufmaß, der Prozesseingangsdichte, dem Kohlenstoffgehalt, dem Ersatzkrümmungsradius und der Überrollungsanzahl ausgewertet. Aus der Summe der zu untersuchenden Prozesseingangsgrößen ergeben sich fünf Faktoren. Es werden quadratische Zusammenhänge und Wechselwirkungen zwischen den Faktoren und der Zielgröße identifiziert, was bedeutet, dass je Faktor drei Abstufungen erforderlich sind. Eine vollfaktorielle Versuchsplanung mit fünf Faktoren und drei Faktorstufen ergibt einen Bedarf von 234 Versuchen.

$$n_{Versuche} = n_{Faktorstufen}^{n_{Faktoren}} = 3^5 = 234\,Versuche \qquad \text{Gl. 9-1}$$

Prozesseingangsgrößen		1	2	3	4
Verdichtungsaufmaß	Δs [-]	0,1	0,2	0,3	
Dichte	ρ_0 [g/cm³]	6,8	7,2		
Ersatzkrümmungsradius	ρ_{Ers} [mm]	15,3	17,5	28,4	36,8
Überrollungsanzahl	N_0 [-]	10	20	30	
Kohlenstoffgehalt	x_C [%]	0,15	0,25	0,35	

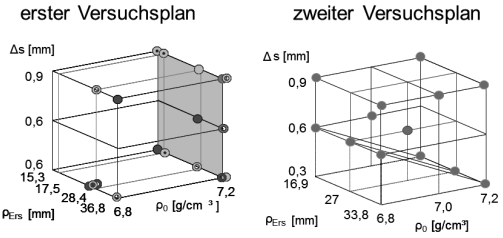


Bild 9-14: Versuchsplanung für die Verdichtung zylindrischer Proben
Design of experiments for surface densification of PM cylinders

Die Untersuchung wird zweistufig durchgeführt, um den Versuchsaufwand zu reduzieren. Das erste Versuchsprogramm ist experimentell. Hier wird eine Signifikanzanalyse durchgeführt, in der alle Prozesseingangsgrößen variiert und die Wirkzusammenhänge bewertet werden. Die Prozesseingangsgrößen, die in der ersten Stufe einen signifikanten Einfluss zeigen, werden in einer zweiten Untersuchung genauer betrachtet. Die zweite Untersuchung erfolgt mittels FE-basierter Verzahnungswalzsimulation. Basierend auf der Signifikanzanalyse werden im zweiten Versuchsplan die Überrollungsanzahl und der Kernkohlenstoffgehalt vernachlässigt. Auch Calero konnte keinen Zusammenhang zwischen der Überrollungsanzahl und der Verdichtung feststellen, [CALE08]. Es wird eine teilfaktorielle, determinantenoptimale Versuchsplanung durchgeführt, so dass zwischen den Eingangs- und den Ausgangsgrößen quadratische Zusammenhänge mit Wechselwirkungen identifiziert werden können. Zusätzlich wird die Kombination aus niedriger Prozesseingangsdichte und niedriger Zustellung vernachlässigt.

Durch eine lineare Regression wird die Verdichtungstiefe t_{D98} in Abhängigkeit von den Prozesseingangsgrößen mathematisch beschrieben. Hierfür werden die Parameter auf die Beträge ±1 normiert (Gl. 9-3). Das Ergebnis der Regression für die Verdichtungstiefe t_{D98} ist in Gl. 9-2 dargestellt.

$$t_{D98} = (1{,}14 + 0{,}57 \cdot N_{\Delta s} + 0{,}27 \cdot N_{\rho_0} - 0{,}02 \cdot N_{\rho_{Ers}})\, mm,\ R^2 = 0{,}966 \qquad \text{Gl. 9-2}$$

Gl. 9-3

$$N_{\Delta s} = \frac{\sqrt{\Delta s} - 0{,}75}{0{,}2} \quad N_{\rho_0} = \frac{\rho_0 - 7{,}0}{0{,}20} \quad N_{\rho_{Ers}} = \frac{\rho_{Ers} - 25{,}35}{8{,}45}$$

Die festgestellten Zusammenhänge sind linear. Ein quadratischer Zusammenhang wird nicht festgestellt. Die Einflüsse der Faktoren liegen bei $g_{\Delta s}$ = 50 % für das Verdichtungsaufmaß Δs, $g_{\rho 0}$ = 24 % für die Prozesseingangsdichte ρ_0 und bei $g_{\rho Ers}$ = 2 % für den Ersatzkrümmungsradius ρ_{Ers}. Der hohe Korrelationskoeffizient bescheinigt der Formel eine hohe Aussagekraft. Die Interpretation der Regressionsgleichung ergibt, dass bei einem Verdichtungsaufmaß von Δs = 0,6 mm, einer Prozesseingangsdichte von ρ_0 = 7,0 g/cm³ und einem Ersatzkrümmungsradius von ρ_{Ers} = 25,35 mm die Verdichtungstiefe t_{D98} zu 1,14 mm berechnet wird. Eine Veränderung des Verdichtungsaufmaßes auf den Maximalwert von Δs = 0,9 mm führt zu

einer Erhöhung der Verdichtungstiefe um Δt_{98} = 0,57 mm oder $\Delta t_{98,rel}$ = 50 %. Damit hat das Verdichtungsaufmaß den größten Einfluss auf die Verdichtungstiefe. Die Steigerung der Prozesseingangsdichte auf den Maximalwert von ρ_0 = 7,2 g/cm³ bewirkt eine Erhöhung der Verdichtungstiefe um Δt_{98} = 0,27 mm oder $\Delta t_{98,rel}$ = 24 %. Der Einfluss des Verdichtungsaufmaßes Δs auf die Verdichtungstiefe ist demnach doppelt so hoch wie der Einfluss der Prozesseingangsdichte ρ_0.

Analog zu Gleichung Gl. 9-2 für t_{D98} wird Gleichung Gl. 9-4 für t_{D95} interpretiert. Der Korrelationskoeffizient von R^2 = 0,997 ist bei dieser Formel noch höher. Die Reihenfolge der Prozesseingangsgrößen bezüglich deren Gewicht ist gleich der in Gleichung Gl. 9-2. Die Einflüsse der Faktoren liegen im gleichen Bereich wie für t_{D98} bei $g_{\Delta s}$ = 39 % für das Verdichtungsaufmaß Δs, $g_{\rho 0}$ = 20 % für die Prozesseingangsdichte ρ_0 und bei $g_{\rho Ers}$ = 3 % für den Ersatzkrümmungsradius ρ_{Ers}.

$$t_{D95} = (1{,}58 + 0{,}62 \cdot N_{\Delta s} + 0{,}31 \cdot N_{\rho_0} + 0{,}04 \cdot N_{\rho_{Ers}})\, mm \quad R^2 = 0{,}997 \qquad \text{Gl. 9-4}$$

Bild 9-15 stellt die Ergebnisse in Diagrammen dar. Das Bild zeigt jeweils in einem Diagramm den Einfluss des Verdichtungsaufmaßes Δs, der Prozesseingangsdichte ρ_0 und des Ersatzkrümmungsradius ρ_{Ers} auf die Verdichtungstiefe t_{Di}.

Werkstoff
Fe + 0,85 % Mo

Werkstoffvariationen

x_C [%]	= 0,25
ρ_0 [g/cm³]	= 6,80 - 7,20
q_1	= 2,1
q_2	= 1,6
q_3	= 15

Prozessdaten

n [min⁻¹]	= 30
RP	= 0
N_0	= 8

Geometrievariationen

d_0 [mm]	= 45 - 90
d_2 [mm]	= 135 - 270
ρ_{Ers} [mm]	= 16,9 - 33,8
Δs [mm]	= 0,3 - 0,9

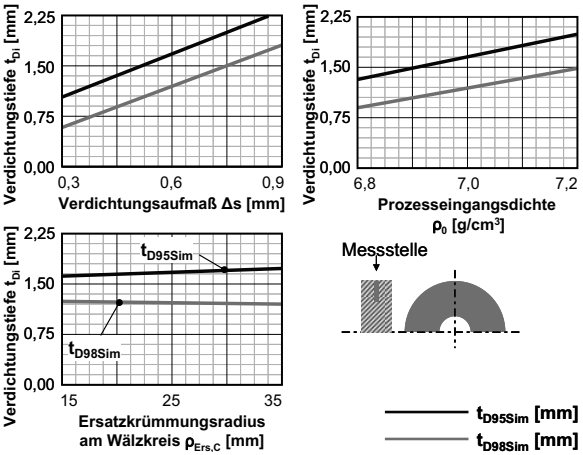


Bild 9-15: Zusammenhänge zwischen Prozesseingangsgrößen und Verdichtungstiefe
Interrelationships between process input and densification depth

Der Verlauf der Kurven ist analog zur Interpretation aus den Gleichungen zu sehen. Das Verdichtungsaufmaß Δs hat den größten Einfluss auf die Verdichtungstiefe t_{Di}. Dies wird im Diagramm durch die größte Steigung der Kurven deutlich. Die Prozesseingangsdichte ρ_0 hat einen nur halb so großen Einfluss auf die Verdichtungstiefe t_{Di}. Der Ersatzkrümmungsradius ρ_{Ers} hat kaum einen Einfluss auf die Verdichtungstiefe t_{Di}. Der Verlauf der Kurven für die beiden Verdichtungstiefen ist in allen Fällen nahezu parallel.

9.4 Fazit und Anwendung

Conclusions and practice

Die Verdichtung ist eine Form von plastischer Dehnung, die durch die hydrostatische Spannung hervorgerufen wird. Der hydrostatische Druckanteil unterhalb des Walzkontaktes bewirkt ein Kollabieren der Poren, und der pulvermetallurgische Werkstoff verdichtet. Somit ist die Forschungsthese bestätigt. Der hydrostatische Spannungsanteil wird primär durch die Normalkraft hervorgerufen, somit ist die Zahnflankennormalkraft ein guter Kennwert für die Verdichtung. Darüber hinaus ist der Betrag der Verdichtungstiefe abhängig von dem Betrag des Aufmaßes und der Prozesseingangsdichte.

Bestimmung der Verdichtung aus der Walzkraft

Die Zahnflankennormalkraft kann analytisch aus der Walzkraft hergeleitet werden, wie der Ansatz aus **Bild 9-16** zeigt. Die Zahnflankennormalkraft setzt sich aus einer radialen und einer tangentialen Komponente zusammen. Die Summe der tangentialen Kräfte multipliziert mit dem entsprechenden Radius resultiert in einem Moment auf die Werkstückwelle. Da die Werkstückwelle drehfrei gelagert ist und kein Moment aufnehmen kann, ist die Summe der tangentialen Kräfte gleich Null $\Sigma F_{i,y} = 0$. Die Summe der radialen Komponenten addiert sich zur Walzkraft $\Sigma F_{i,x} = F_W$.

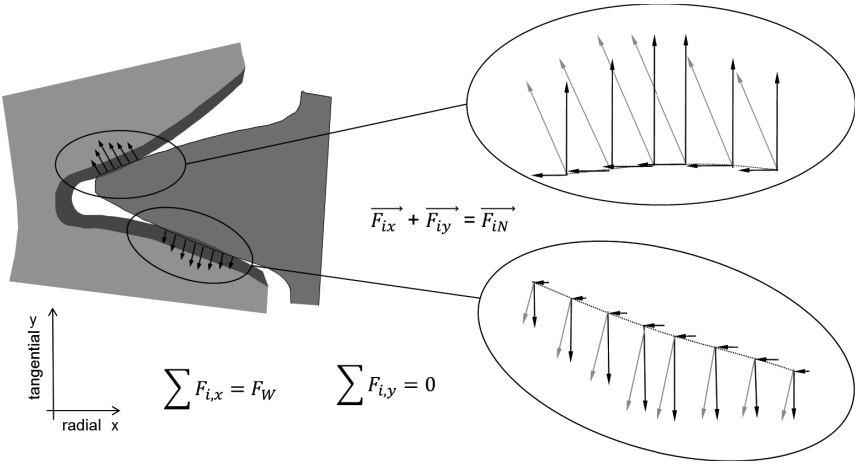


Bild 9-16: Zusammenhang zwischen Flankennormalkraft und Walzkraft
Relation between normal force and rolling force

Durch analytische Berechnungen nach DIN 3960 können die Zahnkontaktstellen und die Richtung der Zahnflankennormalkraft bestimmt werden. Mit der Kenntnis der Walzkraft können somit die Zahnflankennormalkräfte bestimmt werden. Diese Methode stößt an ihre Grenzen, sobald sich der Zahnkontakt außerhalb der Evolvente befindet. Zudem ist die DIN 3960 nur eingeschränkt für das Verzahnungswalzen anwendbar, vgl. Bild 4-5.

Weiterer Forschungsbedarf

Die Verdichtungsmechanismen sind in dieser Arbeit beschrieben und für unterschiedliche Werkstoffe und Geometrie durch den Abgleich von Versuch und FEM-Berechnungen validiert. Die Berechnung der Verdichtung mittels FE-basierter Verzahnungswalzsimulation ist jedoch sehr zeitaufwendig.

Ein Berechnungsansatz basierend auf der theoretischen Durchdringung zwischen Werkzeug und Werkstück könnte ein zielführender Ansatz sein, um die Verdichtung bei geringen Berechnungszeiten zu bestimmen. Aufbauende Forschungsarbeiten könnten sich der Entwicklung eines solchen Berechnungsmodells widmen.

10 Verzahnungsqualität

Gear quality

Die Walzwerkzeuggeometrie ist so ausgelegt, dass ihr durch Abwälzen konjugiertes Gegenprofil der Sollgeometrie des Werkstücks entspricht. In der Praxis entstehen jedoch die in der Problemlage beschrieben Abweichungen von der Sollgeometrie. Laut Forschungsthese verursachen die elastischen Verformungen der am Prozess beteiligten Komponenten sowie falsch gerichteter Materialfluss und die Verdichtung im Walzrohling die Abweichungen. Mittels FE-basierter Verzahnungswalzsimulationen und Experimenten werden die elastischen Verformungen, die im Zahnkontakt beim Walzen pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder auftreten, bestimmt. Zudem werden die Verzahnungsabweichungen experimentell ermittelt und analysiert. Die Korrelation von Verzahnungsabweichungen mit den elastischen Zahnverformungen aus der FE-Simulation erklärt die Fehlerentstehung. Abschließend wird eine Methode zur Verbesserung der Verzahnungsqualität vorgestellt.

10.1 Elastische Verformungen beim Verzahnungswalzen

Elastic deflections during PM gear rolling

In einem Zahnradgetriebe wird das Moment durch die Zahnflankennormalkraft übertragen. Die Flankennormalkraft bewirkt eine Biegebeanspruchung der im Eingriff befindlichen Zähne. Unter Belastung verformen sich Zähne, Radkörper und sämtliche anderen Kraft übertragenden Elemente. Dadurch entstehen Abweichungen von der theoretischen Zahnform, [NIEM03]. Die Zahnverformung setzt sich aus einer Reihe von Einzelanteilen zusammen, von denen die wesentlichen in **Bild 10-1** skizziert sind. Der größte Verformungsanteil entsteht meist aus der Biegeverformung des Zahnes (a). Dieser Biegeanteil hat seine Ursache in der Elastizität des Zahnes selbst, der als eingespannter Balken betrachtet werden kann. Am Zahn kommt es weiterhin zu einer Schubverformung der Zahnquerschnitte infolge der Querkraft (b) und zu einem nichtlinearen Verformungsanteil durch die Hertzsche Abplattung der belasteten Zahnflanken (c) [LINK96]. Beim Einsatz der Zahnräder ist der Verformungsanteil in Folge von Stauchung vernachlässigbar gering, [LINK96]. Im Gegensatz zum Zahnflankenkontakt im Einsatz liegt beim Verzahnungswalzen eine Berührung zwischen dem Werkzeugkopf und dem Werkstückfuß vor, sodass der Werkzeugzahn gestaucht wird (d).

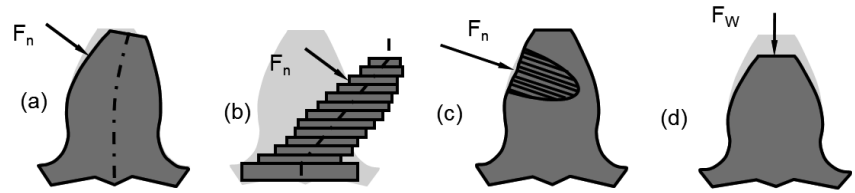


Bild 10-1: Zahnverformung
Deformation of teeth

Zahnverformung in Folge von Biegung und Stauchung

Die geometrischen Abweichungen durch Biegung werden durch die Balkentheorie berechnet, [WEIC99]. Die Balkentheorie sagt aus, dass die zweite Ableitung der Biegung $w''_{Biegung}$ dem Quotienten aus Moment M und dem Produkt aus Elastizitätsmodul und Flächenträgheitsmoment I_y entspricht, Gleichung **Gl. 10-1**:

$$w''_{Biegung} = -\frac{M}{EI_y} \qquad \text{Gl. 10-1}$$

Die Schubverformung wird von der Balkentheorie nicht berücksichtigt, was besonders bei dicken und kurzen Zähnen einen erheblichen Einfluss auf die Verformung hat. Die FEM-Berechnungen zeigen für den kurzen und dicken Balken eine um den Faktor x = 2,5 höhere Verformung, wenn der Schubanteil mitberücksichtigt wird.

In **Bild 10-2** werden die Verformung nach FEM-Berechnung und analytischer Berechnung nach Gleichung Gl. 10-1 für zwei verschieden geformte Balken miteinander verglichen. Bei Balken 1 (lang, dünn) liegen die Verformungen, die jeweils nach der Balkentheorie und mittels FEM berechnet werden, nahe beieinander. Der Anteil der Schubverformung ist bei Balken 2 (kurz, dick) höher und die analytische Berechnung der Biegelinie sowie FEM-Berechnung liefert deutlich unterschiedliche Resultate. Aus dieser Betrachtung wird deutlich, dass die Schubverformung bei der Bestimmung der Zahnverformung berücksichtigt werden muss.

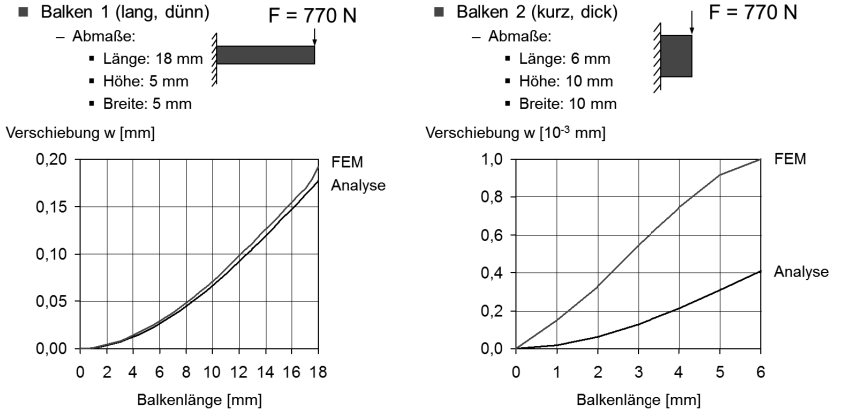


Bild 10-2: Verformung unterschiedlicher Biegebalken
Deformation of different bending beams

Die Schubverformung hat auch einen Einfluss auf die Verformung des Zahnes eines Zahnrades, da die Zahngeometrie eher einem kurzen dicken Balken als einem langen dünnen Balken ähnelt. Zur Berücksichtigung der Schubverformung bei der Zahnverformung wird im Folgenden ein Korrekturfaktor q für die Biegelinie abgeleitet, der zusammen mit der analytisch bestimmten Durchbiegung eines Zahnersatzmodells die Gesamtverformung ergibt. Das Zahnersatzmodell beruht auf einer Dreitei-

lung des Zahns in ein Kopfflankentrapezoid, ein Fußflankenrechteck und ein Fußtrapezoid, **Bild 10-3**.

Die Längen- und Dickenmaße des Ersatzmodells lassen sich direkt aus den Verzahnungsdaten Zahnkopfdicke s_{at}, Außendurchmesser d_a, Wälzkreisdurchmesser d, Zahndickensehne s_n und Zähnezahl z bestimmen, vgl. Bild 10-3 Mitte. Die Gesamtverformung durch die Zahnflankennormalkraft ergibt sich durch die Multiplikation der analytisch bestimmten Biegung $w_{Biegung}$ mit dem Korrekturfaktor q, der sich wiederum aus der Summe einer Konstanten k_1 und dem Produkt aus einer weiteren Konstante k_2 sowie der Geometriekonstanten i ergibt. Die Geometriekonstante i repräsentiert das Breite zu Höhe Verhältnis des Zahns. Je größer das Breite zu Höhe Verhältnis ist, desto größer ist auch der Schubanteil. Dementsprechend nimmt i bei größeren Breite zu Höhe Verhältnissen höhere Werte an.

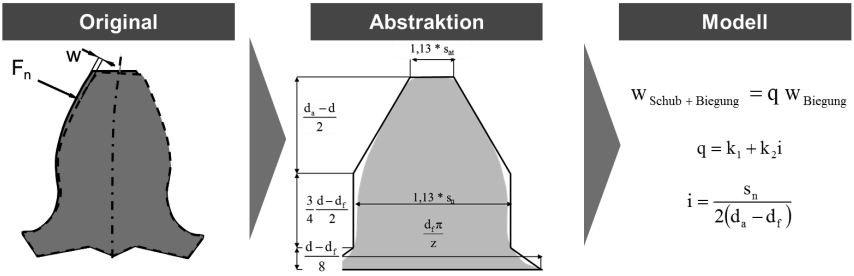


Bild 10-3: Geometrisches Ersatzmodell der Verzahnung
Analogical geometry of tooth

Die Korrekturfaktoren k_1 und k_2 werden für einen Bereich bestimmt, der für gewalzte pulvermetallurgische Verzahnungen im Hinblick auf die Verzahnungsgröße relevant ist. Dieses Spektrum umfasst die Versuchsverzahnung, PKW Gangräder und PKW-Motorsteuerräder. Die Verzahnungsdaten für relevante Beispiele sind in **Bild 10-4** oben dargestellt.

Für diese Verzahnungen wird die Biegelinie mittels Balkentheorie berechnet. Zusätzlich wird die Verformung mittels FE-Simulation bestimmt, wobei das FE-Ergebnis die Schubverformung mit beinhaltet. Aus der Differenz der beiden Werte werden die Beträge der Unbekannten k_1 und k_2 bestimmt, mit denen der Korrekturfaktor q berechnet werden kann. Das Ergebnis für k_1 und k_2 ist in Gleichung Gl. 10-2 dargestellt.

$$w_{Biegung+\ Schub} = q \cdot w_{Biegung},\ q = 0{,}6749 + 8{,}4625 \cdot i,\ i = \frac{s_n}{2 \cdot (d_a - d_f)} \qquad \text{Gl. 10-2}$$

Im Folgenden werden die Zahnverformungen für den Fall berechnet, dass die Zahnflankennormalkraft mit dem Betrag F^*_N = 200 N/mm oben am Zahnkopf angreift. Dies entspricht den Werten, die in der FE-Simulation des Walzprozesses ermittelt werden, vgl. Kapitel 7. Bild 10-4 vergleicht die Verformungen, die mit FEM-Berechnungen unter Verwendung der Originalgeometrie und Ersatzzahngeometrie

sowie analytisch mittels korrigierter Biegelinie nach Gleichung Gl. 10-2 bestimmt werden.

Die drei Methoden führen zu identischen Resultaten, was die Anwendbarkeit dieser Methode belegt. Die Zahnverformung in Folge von Biegung und Schub erreicht bei der Versuchsverzahnung einen maximalen Betrag am Zahnkopf von circa $w_{Biege+Schub}$ = 10 µm und fällt zum Fuß hin annähernd linear ab.

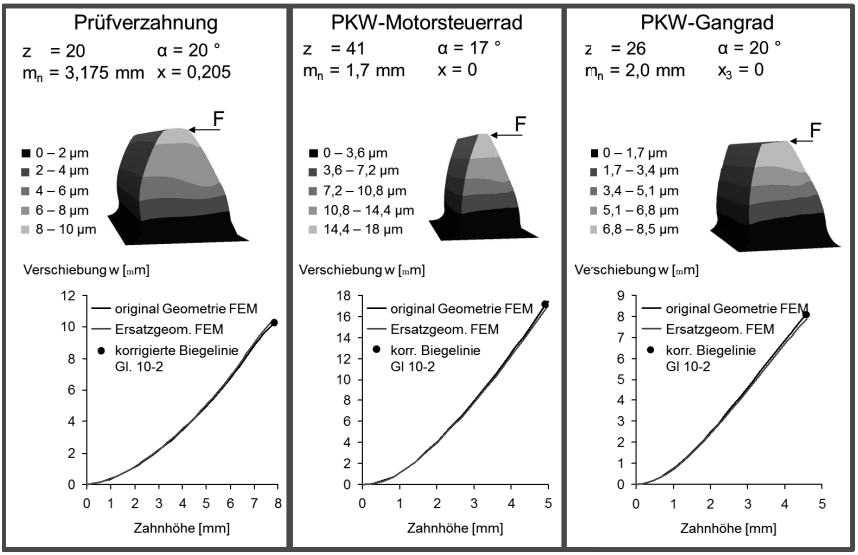


Bild 10-4: Biege-Schub-Verformung bei verschiedenen Verzahnungen
Deformation of teeth

Um diese Erkenntnis auf den Walzprozess zu übertragen, werden die Kontaktzustände beim Walzen näher betrachtet. Dazu zeigt **Bild 10-5** zwei für den Walzprozess typische Kontaktsituationen.

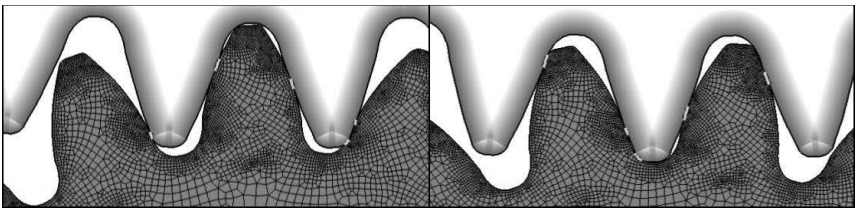


Bild 10-5: Kontaktbedingungen beim Verzahnungswalzen
Contact conditions during gear rolling

Im linken Teil des Bildes ist der mittlere Zahn des Walzrohlings in der Lücke des Werkstückes eingespannt. Die Zahnverformung durch Biegung und Schub ist für diese Kontaktsituation vernachlässigbar, weil die Zahnflankennormalkraft von der gegenüberliegenden Flanke des Walzrohlingzahns abgestützt wird.

Im rechten Fall fehlt die Abstützung bei den beiden äußeren Walzrohlingzähnen. Diese sind auf Biegung und Schub beansprucht, und auf diesen Fall können die gewonnenen Erkenntnisse übertragen werden.

Das gleiche gilt für den Werkzeugzahn. Der Werkzeugzahn ist im linken Bild auf Biegung und Schub beansprucht und wird sich entsprechend verformen. Der Betrag der Verformung wird jedoch nur etwa zwei Drittel des Wertes für den pulvermetallurgischen Walzrohling annehmen, da der Elastizitätsmodul entsprechend größer ist, Bild 5-9.

Zu erwartender Profilfehler aufgrund von Biegung und Schub
Es ist damit zu rechnen, dass sich zwei lokal begrenzte Profilüberhöhungen in der Höhe von $w_{Biege+Schub}$ einstellen. Auf der Kopfflanke wird sich die Walzrohlingverformung bemerkbar machen und einen positiven Profilwinkelfehler verursachen, der zum Wälzkreis hin aufgrund der Abstützung abnimmt. Bezogen auf das gesamte Profil stellt sich ein solcher Fehler in Form einer Profilerhöhung auf der Kopfflanke im Messschrieb dar und wird in der Qualitätsprüfung als Profilformfehler klassifiziert. In der Praxis tritt dieser Fehler auch auf, wie die folgende Profilfehleranalyse zeigt, Bild 10-2.

Die Verzahnungsqualitätsklasse DIN Q7 erlaubt eine maximale Profilwinkelabweichung mit einem Betrag von $f_{f\alpha}$ = 9 µm. Die Zahnverformungen des Walzrohlingzahns in Folge von Biegung und Schub betragen am Zahnkopf bis zu $w_{Biege+Schub}$ = 10 µm und fallen zum Zahnfuß hin in erster Näherung linear ab, sodass die Verzahnungsqualitätsklasse DIN Q7 nur dann erreicht werden kann, wenn die Verformung berücksichtigt und kompensiert wird. Ein Ansatz zur Kompensation der Profilfehler wird später in diesem Kapitel vorgestellt.

Zahnflankenabplattung
Aufgrund der Zahnflankennormalkraft bildet sich auf der Zahnflanke eine rechteckige Kontaktfläche mit der Breite 2b aus. Die Berechnung der halben Kontaktbreite b kann nach der Hertzschen Theorie für den rein elastischen Fall nach Gleichung Gl. 10-3 abgeschätzt werden, [BOER76].

$$b = \sqrt{\frac{4}{\pi} \cdot \frac{1}{l} \cdot F_N \cdot \rho_{ers} \cdot \left(\frac{1-\nu_{PM}^2}{E_{PM}} + \frac{1-\nu_{ST}^2}{E_{ST}} \right)} \qquad \text{Gl. 10-3}$$

In dieser Gleichung finden die unterschiedlichen elastischen Werkstoffkennwerte (E, v) von pulvermetallurgischem Material (PM) und konventionellem Stahl (ST) Berücksichtigung.

Die Hertzsche Abplattung w_{Hertz} wird dann mit Hilfe des Satz des Pythagoras berechnet. Die halbe Kontaktbreie b, der Ersatzkrümmungsradius ρ_{Ers} und die Länge (ρ_{Ers} - w_{Hertz}) bilden ein rechtwinkliges Dreieck, für das der Satz des Pythagoras anwendbar ist, **Bild 10-6**.

Pythagoras: $(\rho_{Ers} - w_{Hertz})^2 = \rho_{Ers}^2 - b^2$

Auflösen nach w: $w_{Hertz} = \rho_{Ers} - (\rho_{Ers}^2 - b^2)^{1/2}$

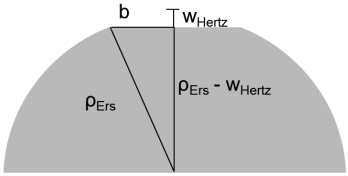


Bild 10-6: Berechnung der Hertzschen Abplattung
Calculation of Hertzian flattening

Die Hertzsche Abplattung ist von dem Ersatzkrümmungsradius und von der Zahnflankennormalkraft abhängig. Zur Abschätzung der Beträge der Hertzschen Abplattung wird eine Variationsrechnung der Zahnflankennormalkraft und des Ersatzkrümmungsradius durchgeführt. **Bild 10-7** zeigt die Ergebnisse bei der Annahme, dass die elastischen Eigenschaften in der verdichteten Randzone die gleichen wie bei Stahl sind, d. h. als Elastizitätsmodul wird E = 210000 MPa und als Querkontraktionszahl wird v = 0,3 verwendet. Der Ersatzkrümmungsradius ist auf der Ordinate und die auf einen Millimeter Verzahnungsbreite bezogene Zahnflankennormalkraft F_N' ist auf der Abszisse aufgetragen. Die Abplattung ist farblich in einer Skala von w_{Hertz} = 0 - 13,8 µm aufgetragen.

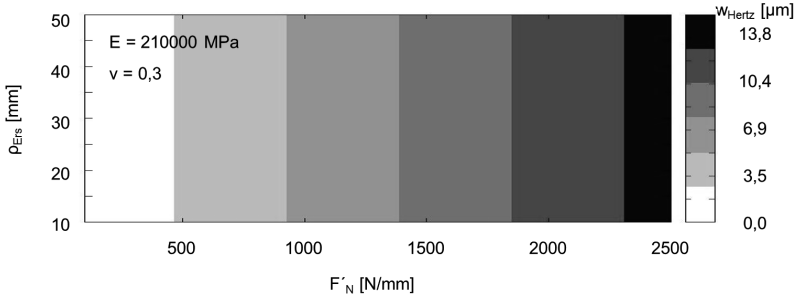


Bild 10-7: Werte für die Hertzschen Abplattung
Values of Hertzian flattening

Der Betrag der Abplattung ist annähernd unabhängig vom Ersatzkrümmungsradius und steigt linear mit der bezogenen Zahnflankennormalkraft F'_N an. Die Formel für die Hertzsche Abplattung in Bild 10-6 zeigt, dass sich der Ersatzkrümmungsradius ρ_{Ers} durch Subtraktion annähernd aufhebt, worin die geringe Abhängigkeit der Abplattung vom Ersatzkrümmungsradius begründet ist. Typische Werte für die Zahnflankennormalkraft F_N' liegen im Bereich weniger hundert Newton pro Millimeter Verzahnungsbreite. Die Abweichung, die daraus resultiert, nimmt Werte von bis zu w_{Hertz} = 5 µm an. Auch diese Werte können im Rahmen der geringen zulässigen Profilabweichung als signifikant angesehen werden.

Stauchung des Werkzeugzahns

Der Werkzeugzahn wird gestaucht, wenn er durch den Fuß des Walzrohlings walzt. Theoretisch berechnet sich der Fußkreisdurchmesser aus der Subtraktion von Achsabstand a minus den Kopfkreisdurchmesser des Walzwerkzeuges d_a. Aufgrund der

Stauchung des Werkzeugzahns ist der tatsächliche Fußkreisdurchmesser jedoch geringer. Die wirksame Zustellung in der Fußausrundung des Walzrohlings wird um den Betrag der Stauchung verringert. Somit führt die Stauchung zu einer geringeren Verdichtung des Zahnfußbereiches des Walzrohlings.

Der Betrag der Stauchung kann über die Differenz zwischen theoretischem und gemessenem Fußkreisdurchmesser bestimmt werden. Deshalb wird im Folgenden der Fußkreisdurchmesser betrachtet.

Der Fußkreisdurchmesser d_f ist bei konstanter Zustellung von der Werkstoffzusammensetzung abhängig, weil die Werkstoffzusammensetzung und die Dichte direkt die Walzkräfte beeinflussen. Wie in Kapitel 4 beschrieben steigt die Festigkeit des Walzrohlingwerkstoffes mit dem Kohlenstoffgehalt x_C und mit der Prozesseingangsdichte ρ_0 an, sodass auch die Bearbeitungskräfte F_W ansteigen, vgl. Kapitel 7. Die Stauchung wird untersucht, indem Zahnräder auf eine konstante Zahnweite gewalzt werden, bei denen der Fußkreisdurchmesser d_f bei unterschiedlichem Kohlenstoffgehalt x_C und unterschiedlicher Prozesseingangsdichte ρ_0 ermittelt wird.

Die Ergebnisse für den Fußkreisdurchmesser d_f in Abhängigkeit vom Werkstoff sind in **Bild 10-8** zusammenfassend als Ergebnis einer linearen Regression aus 350 Versuchspunkten dargestellt. Der Korrelationskoeffizient beträgt $R^2 = 0{,}99$. Die Veränderung des Fußkreisdurchmessers d_f ist über dem Kohlenstoffgehalt x_C und der Prozesseingangsdichte ρ_0 aufgetragen. Die Sintertemperatur wird für alle Versuche zu $T_S = 1120$ °C gewählt. Die Prozessparameter sind ebenfalls bei allen Versuchen gleich, siehe Bild 10-8.

Werkstoff
Fe + 0,85 % Mo
Prozessdaten
n = 30 min^{-1}
N_{RP} = 2
$N_Ü$ = 10
Werkstoffdaten
T_S = 1120 °C

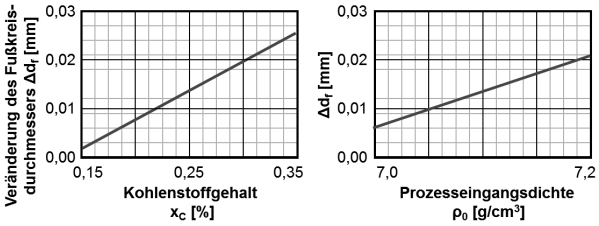


Bild 10-8: Veränderung des Fußkreisdurchmessers d_f
Development of tooth root diameter d_f

Der Fußkreisdurchmesser d_f steigt mit dem Kohlenstoffgehalt x_C und der Prozesseingangsdichte ρ_0 an. Der Einfluss des Kohlenstoffgehalts x_C ist höher als der der Prozesseingangsdichte ρ_0. Die gleiche Tendenz wird auch bei der Werkstofffestigkeit, vgl. Kapitel 5, und bei den Bearbeitungskräften, vgl. Kapitel 7, festgestellt. Je höher die Walzrohlingfestigkeit ist, desto höher sind die Bearbeitungskräfte und desto stärker wird der Walzwerkzeugzahn gestaucht, was in einer geringeren Verdichtung des Zahnfußes und damit in einem größeren Zahnfußkreisdurchmesser resultiert. Die Stauchung muss bei der Konstruktion des Walzrohlings berücksichtigt und entsprechend um den Betrag der Stauchung aus Bild 10-8 erhöht werden.

10.2 Plastische Zahnformung

Plastic forming of gear tooth

Das Zahnrad wird während des Walzens verformt. Durch das Abwälzen des Werkzeuges wird Material von der Mitte der Zahnflanke weg sowohl in Richtung des Fußes als auch in Richtung des Kopfes geschoben. Ein Teil dieses Materialflusses resultiert in der Verdichtung von Flanke und Fuß, wodurch die Zahnweite und der Fußkreisdurchmesser des Walzrohlings verkleinert werden. Der Kopf des Walzrohlings ist frei, da das Werkzeug so konstruiert ist, dass zwischen Kopf des Walzrohlings und Fuß des Werkzeuges ein Freiraum verbleibt. Der Materialfluss in diesen Freiraum führt zu einer Vergrößerung des Kopfkreisdurchmessers.

Bild 10-9 zeigt links die Verdichtung, die sich nach dem Walzen einstellt. Rechts ist im Vergleich die Walzrohlingform vor dem Walzen und nach dem Walzen dargestellt. Es ist deutlich zu erkennen, dass der Walzrohling nach dem Walzen eine um das Walzaufmaß geringere Zahnweite und einen geringeren Fußkreisdurchmesser aufweist. Der Kopfkreisdurchmesser ist vergrößert. Entsprechend der Verformung weist die Oberfläche entlang der Flanke eine Verdichtung auf.

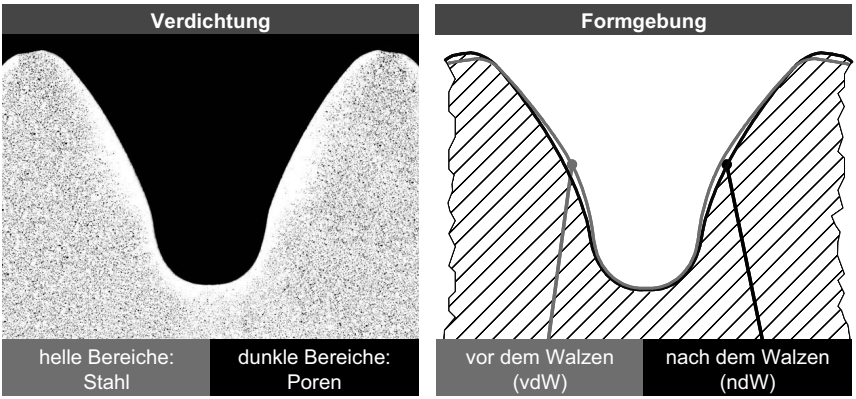


Bild 10-9: Zahnformung beim Kaltwalzen pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder
Tooth forming during rolling of PM gears

Kopfkreisdurchmesser

Aufgrund der Massenerhaltung ist die Größe des Kopfkreisdurchmessers d_a bei gleicher Größe der Vorform von der Zustellung und von der Prozesseingangsdichte abhängig. Dieser Zusammenhang wird für unterschiedliche Prozesseingangsdichten ρ_0 und Zustellungen Δd sowie bei konstantem Kohlenstoffgehalt x_C = 0,25 % und konstanter Sintertemperatur T_S = 1120 °C sowie konstanten Prozessparametern untersucht.

Die Veränderung des Kopfkreisdurchmessers Δd_a in Abhängigkeit von der Prozesseingangsdichte ρ_0 und der Zustellung Δa sind in **Bild 10-10** dargestellt. Weil die Zustellung aufgrund der elastischen Auffederung des Versuchsaufbaus nicht unmittel-

bar bestimmt werden kann, wird als Äquivalent für die Zustellung Δd der Zahnfußkreis d_f verwendet. Die dargestellten Kurven sind das Ergebnis einer linearen Regression aus 350 Experimenten. Der Korrelationsquotient beträgt $R^2 = 0{,}98$.

Werkstoff
Fe + 0,85 % Mo
Prozessdaten
n = 30 min^{-1}
N_{RP} = 2
$N_Ü$ = 10
Werkstoffvariationen
x_C = 0,25 %
T_S = 1120 °C

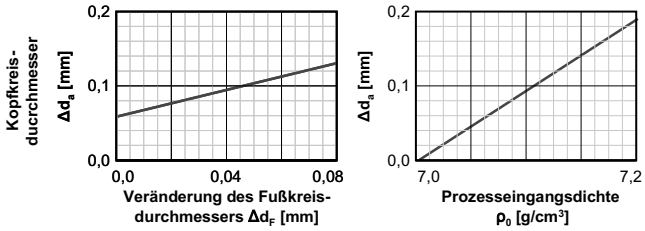


Bild 10-10: Veränderung des Kopfkreisdurchmessers d_a
Development of tooth tip diameter

Der Kopfkreisdurchmesser steigt mit einer Erhöhung der Zustellung und mit einer Erhöhung der Prozesseingangsdichte an. Die Zusammenhänge sind annähernd linear. Die Erhöhung der Zustellung geht hier um den gleichen Betrag mit einer Erhöhung des Kopfkreisdurchmessers einher. Die Steigerung der Prozesseingangsdichte um den Betrag von $\Delta\rho_0 = 0{,}2$ g/cm³ führt zu einer Vergrößerung des Kopfkreisdurchmessers um $\Delta d_a = 0{,}2$ mm.

Diese Werte sind aufgrund ihrer hohen Beträge während der Prozessauslegung nicht zu vernachlässigen. Wie in Kapitel 9 beschrieben ist bei der Werkzeugauslegung darauf zu achten, dass ein Kopfspiel zwischen Werkzeugfuß und Walzrohlingkopf verbleibt. Für die Konstruktion des Spiels ist der Einfluss der Prozesseingangsdichte auf das Kopfwachstum des Walzrohlings zu beachten.

Flankenformung

An die Flankenlinienform werden im Wesentlichen drei Anforderungen gestellt. Erstens soll die Flankenlinie für ein besseres Tragbild und die Vermeidung von Kantenträgern eine Balligkeit oder eine Endrücknahme aufweisen. Zweitens soll die Flankenlinie möglichst glatt und drittens gerade sein. **Bild 10-11** zeigt Flankenlinien, die mit unterschiedlichen Reversierpunktanzahlen N_{RP} bearbeitet worden sind.

Die Geradheit der Flankenlinien bzw. eine gewünschte Flankenlinienwinkelkorrektur wird durch einen Schwenkwinkel der Walzwerkzeuge über die Maschinensteuerung justiert. Im dargestellten Fall sind die Werkzeuge so ausgerichtet, dass sie eine gerade Flanke erzeugen.

Die Flankenlinien fallen an den Stirnseiten ab. Diese Form wird als Balligkeit oder Endrücknahme klassifiziert, sodass die erste Anforderung erfüllt ist. Auch Slattery stellt bei seinen Untersuchungen eine Balligkeit fest, [SLAT05].

Die Balligkeiten sind unterschiedlich stark auf beiden Flanken ausgeprägt. Die einlaufende Flanke hat eine stärkere Balligkeit als die auslaufende Flanke. Ohne Reversierpunkt $N_{RP} = 0$ und bei einem Reversierpunkt $N_{RP} = 1$ ist die unterschiedliche Ausprägung der rechten und der linken Flanke deutlich zu erkennen. Bei vier Rever-

sierpunkten $N_{RP} = 4$ gleicht sich die Form beider Flanken an. Die Flankenlinienform beider Flanken wird symmetrischer.

Prozessdaten
Linkslauf
n = 30
RP = 0 - 4
$N_{Rev} = 10$

Werkstoffdaten
Fe + 0,85 % Mo
x_C = 0,35 %
ρ = 7,25 g/cm³
T_{Sinter} = 1120°C

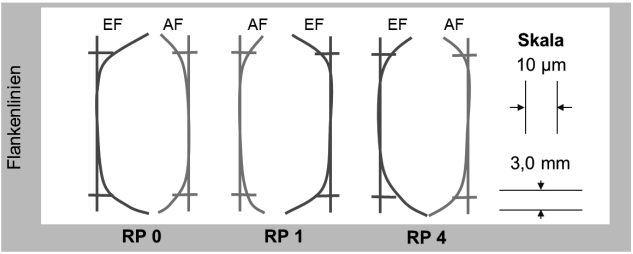


Bild 10-11: Flankenformung beim Walzen pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder
Lead shape of rolled PM gears

In Kapitel 9 wird diskutiert, dass die Verdichtung über der Flanke zu den Stirnseiten hin abfällt, weil das Material an den Stirnseiten nicht abgestützt wird. Neben dem Einfluss auf die Verdichtung führt die fehlende Abstützung an den Stirnseiten zu der in Bild 10-11 dargestellten Ausprägung der Flankenlinie.

Aus wirtschaftlichen Gründen werden möglichst wenige Reversierpunkte angestrebt. Im Hinblick auf die Geradheit und Glattheit sowie das Vorhandensein einer Endrücknahme bzw. Balligkeit ist ein Reversieren nicht notwendig. Auch ohne Reversieren $N_{RP} = 0$ werden diese Anforderungen erfüllt.

10.3 Profilabweichungen
Profile deviations

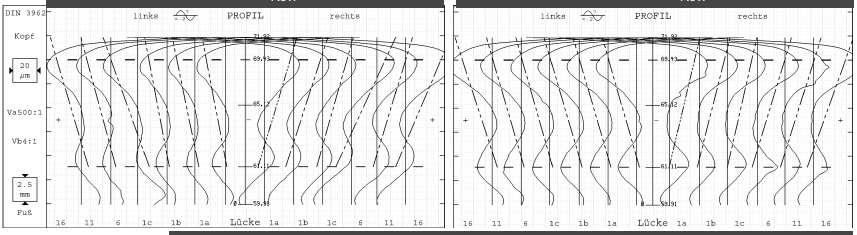
In **Bild 10-12** sind vergleichend zwei Profilmessschriebe dargestellt. Beide Zahnräder sind mit dem gleichen unkorrigierten Werkzeug gewalzt. Die Walzrohlinggeometrie ist ebenfalls identisch. Die Prozessparameter sind unterschiedlich und oben im Bild aufgelistet.

Im Bereich des Kopfnutzkreises liegt ein hoher positiver Profilfehler vor. Im Bereich des Wälzkreises befindet sich ein negativer und im Bereich des Fußnutzkreises ebenfalls ein positiver Profilfehler, der schwächer ausgeprägt ist als der am Kopf.

Ein ähnlicher Profilfehler wird auch von Bassan, Leupold und Kotthoff beschrieben, [BASS04, BASS05, KOTT09, LEUP10]. Die Ähnlichkeit der Profilformungen unterschiedlicher Arbeiten lässt darauf schließen, dass es sich bei dem hier dargestellten Profilverlauf um einen für das Walzen von pulvermetallurgisch hergestellten Zahnrädern typischen handelt.

Der Verlauf des Profilfehlers wird mit den in dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnissen qualitativ analysiert. Die Profilüberhöhung auf der Kopfflanke kann durch die in Kapitel 10.1 beschriebene elastische Zahnverformung durch Biegung und Schub hervorgerufen werden. Der Werkzeugzahn gibt nach und als Folge wird lokal weniger stark verdichtet. Ein Teil des Aufmaßes bleibt stehen und wird als Profilüberhö-

hung gemessen. Der negative Profilfehler im Bereich des Wälzkreises kann durch die hohe Verdichtung an dieser Stelle und der damit verbundenen Einwalzung des Aufmaßes erklärt werden. Der für die Verdichtung ursächliche hydrostatische Druckanteil ist aufgrund des geringen Gleitanteils am Wälzkreis besonders hoch, sodass das Aufmaß besonders stark verdichtet wird. So entsteht ein Untermaß auf der Höhe des Wälzkreises. Für die Überhöhung des Profils im Fußbereich kann der Materialaufwurf durch Überwalzung, vgl. Kapitel 8, ursächlich sein, die sich in Form eines positiven Profilfehlers im Messschrieb bemerkbar macht.



	Prozessvariante 1		Prozessvariante 2	
	links	rechts	links	rechts
Betrag $f_{H\alpha m}$	25,2	33,8	26,6	27,4
Varianz V	13,4	14,3	3,7	9,3
Symmetrie $f_{H\alpha m(l-r)}$	8,6		-0,8	

Bild 10-12: Vergleich zweier mit verschiedenen Prozessparametern gewalzter Zahnräder
Comparison of two rolled PM gears using different process parameter

Kompensation von Profilfehlern

Auf den ersten Blick weisen beide Profilmessschriebe aus Bild 10-12 einen ähnlichen Verlauf auf. Bei näherer Betrachtung werden deutliche Unterschiede zwischen den mit unterschiedlichen Prozessparametern gewalzten Zahnrädern festgestellt. Bei der Prozessvariante 1 liegt eine Differenz der mittleren Profilwinkelabweichungen zwischen rechter und linker Flanke von $f_{H\alpha m(l-r)}$ = 8,6 µm vor. Diese Differenz deutet auf eine hohe Asymmetrie des Profils auf der linken und rechten Flanke hin. Bei der Prozessvariante 2 liegen die mittleren Profilwinkelabweichungen $f_{H\alpha m}$ von rechter und linker Flanke deutlich näher beieinander und weisen eine Differenz von $f_{H\alpha m(l-r)}$ = 0,8 µm auf. Linke und rechte Flanke sind bei der Prozessvariante 2 symmetrischer. Des Weiteren besitzt die Prozessvariante 2 eine geringere Varianz als Prozessvariante 1. Die Varianz beschreibt die Streuung der Abweichung über mehrere Zähne jeweils für die rechte und linke Flanke.

Eignung der Prozessvarianten für eine Profilfehlerkompensation

Für die Auslegung einer Werkzeugkorrektur ist eine geringe Varianz wichtig, um über dem gesamten Zahnrad eine hohe Profilqualität zu erreichen. Des Weiteren ist eine geringe Differenz der Profilformfehler zwischen rechter und linker Flanke von Vorteil, da so auf der rechten und auf der linken Flanke die gleiche Korrektur gewählt werden kann. Prozessvariante 1 mit einer hohen Asymmetrie zwischen linker und rech-

ter Flanke erfordert jeweils eine unterschiedliche Kompensation für die rechte und die linke Flanke. Die Prozessvariante 2 kommt aufgrund der hohen Symmetrie mit der gleichen Korrektur auf beiden Flanken aus. Bei der Auswahl der Korrekturbeträge erfordert die Prozessvariante 1 einen Kompromiss zwischen unterschiedlichen Korrekturen, da die Varianz der Profilfehler mit einem Betrag von fast V = 15 µm hoch ist. Aufgrund der geringeren Varianz von Prozessvariante 2 ist die Auswahl einer geeigneten Werkzeugkorrektur einfacher möglich.

Methode zur Beurteilung der Kompensationseignung

Zur quantitativen Beurteilung der Kompensationseignung wird ein Kennwert hergeleitet, der auf den Verzahnungsabweichungen nach DIN 3962 basiert, **Bild 10-13**.

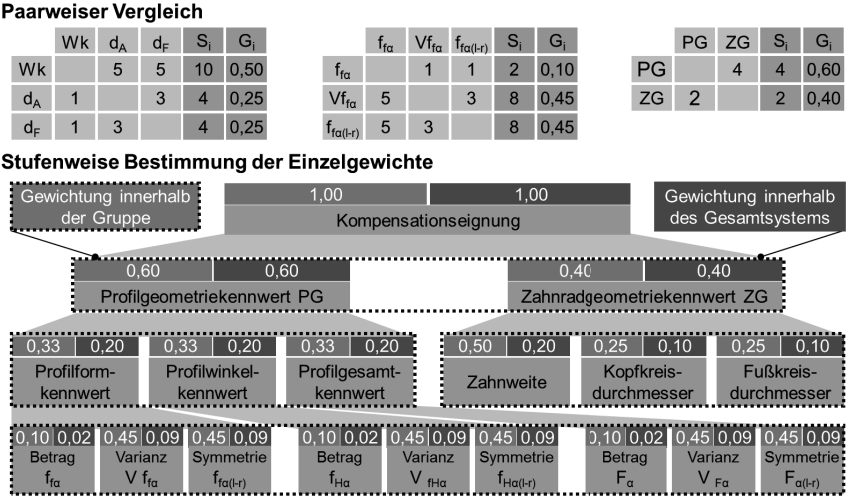


Bild 10-13: Zielgrößenbestimmung und stufenweise Bestimmung der Gewichtungsfaktoren
Key factors and stepwise derivation of weighting factors

Der Kennwert der Kompensationsneigung setzt sich aus einem Profilgeometriekennwert (berücksichtigt: F_α, $f_{H\alpha}$, $f_{f\alpha}$) und einem Zahngeometriekennwert (berücksichtigt: W_k, d_a, d_f) zusammen. Bei den Profilabweichungen werden jeweils der Betrag f_{fi}, die Varianz V und die Differenz zwischen dem Mittelwert aus rechter und linker Flanke $f_{H\alpha m(l-r)}$ zu einem Profilkennwert für Winkel-, Form- und Gesamtabweichung zusammengefasst. Auf diese Weise wird die Kompensationseignung auf quantifizierbare, konkret erfassbare Bewertungsgrößen abstrahiert.

Die Relevanz (das Gewicht g) der einzelnen Bewertungsgrößen ist unterschiedlich. Deshalb werden die Bewertungskriterien mit Gewichtungsfaktoren gekennzeichnet. Die Ermittlung der Gewichtungsfaktoren erfolgt stufenweise mit Hilfe einer Nutzwertanalyse nach Zangemeister. Bei dieser Nutzwertanalyse wird mit Faktoren zwischen null und eins gewichtet. Die Gewichtungsfaktoren werden mit der Methode

des paarweisen Vergleichs mit fünf Abstufungen ermittelt: deutlich weniger wichtig (1), weniger wichtig (2), gleich wichtig (3), wichtiger (4) und deutlich wichtiger (5).

Es wird ein Urteilsschema entwickelt, welches die vorher festgelegten Eigenschaftsgrößen für Profil- und Zahnradgeometrie in verschiedene Klassen einteilt und diesen Bewertungen in einer Skala von Null bis Hundert zugeordnet. Die Entwicklung des Urteilsschemas erfolgt in Anlehnung an die Richtlinie VDI 2225, **Bild 10-14**.

Abweichung	**Toleranz [µm]**				
	≤ 7	**8**	**9**	**10**	**11**
f_{fam}	≤ 11	16	22	36	56
f_{Ham}	≤ 9	12	18	28	45
F_{am}	≤ 14	20	28	45	71
	½·(- +)	½·(- +)	½·(- +)	½·(- +)	
V $f_{f\alpha}$	≤ 2,5	3,0	7,0	10	> 10,0
$\lvert f_{faml} - f_{famr}\rvert$	≤ 2,5	3,0	7,0	10	> 10,0
V $f_{H\alpha}$	≤ 2,5	3,0	5,0	8,5	> 8,50
$\lvert f_{Haml} - f_{Hamr}\rvert$	≤ 2,5	3,0	5,0	8,5	> 8,50
V F_{α}	≤ 3,0	6,0	9,0	10,5	> 10,5
$\lvert F_{\alpha ml} - F_{\alpha mr}\rvert$	≤ 3,0	6,0	9,0	10,5	> 10,5
Werteskala	100	75	50	25	0

Bild 10-14: Urteilsschema nach VDI 2225 und DIN 3962 Teil1
Scheme of evaluation according to VDI 2225 and DIN 3962 part 1

Die Klassifizierung der einzelnen Profilabweichungen erfolgt nach DIN 3962. Eine Toleranz innerhalb der Verzahnungsqualität Q7 oder besser wird als ideal bewertet. Daher wird ein Wert von 100 aus der Werteskala zugeordnet. Die nächste Abstufung ist die Verzahnungsqualität Q8 mit einer Zuordnung des Wertes 75, dann Q9 mit einer Zuordnung des Wertes 50, Q10 mit einer Zuordnung des Wertes 25. Abweichungen, die darüber liegen, erhalten den Wert Null.

Zur Bewertung der Größen Varianz V_{fi} und Symmetrie $f_{i(l-r)}$ kann nicht auf bestehende Toleranzklassen zurückgegriffen werden. Diese Größen geben eine Streuung an und deshalb ist es naheliegend, die Abstufung der Bewertung auf halbe Toleranzklassenbreiten der genormten Abweichungen zu beziehen.

Am Beispiel der Varianz und der Symmetrie des Profilformfehlers $f_{f\alpha}$ bedeutet das, dass von der maximalen Abweichung in Höhe von $f_{f\alpha}$ = 16 µm aus Verzahnungsqualität Q8 die maximale Abweichung von $f_{f\alpha}$ = 11 µm aus Verzahnungsqualität Q7 abgezogen und diese Differenz durch zwei dividiert wird. Somit ergibt sich eine Toleranz von V_{fi} = 2,5 µm. Wird diese unterschritten, so erhält die Eigenschaftsgröße die Bewertung 100. Nach dem gleichen Schema berechnen sich die folgenden Klassifizierungen für die Bewertungen von 75, 50, 25 und Null. Auf gleiche Weise berech-

nen sich auch die Klassifizierungen für die Varianz und Symmetrie der Profilwinkelabweichung $f_{H\alpha}$ und Profilgesamtabweichungen F_α.

Walzversuche zur Definition geeigneter Prozessparameter
Die variablen Größen für die Versuchsplanung sind die Drehzahl n, die Anzahl an Reversierpunkten N_{RP} und die Anzahl an Überrollungen der einzelnen Reversierintervalle während des Kalibrierens $N_Ü$. Die Anzahl der Reversierpunkte wird von N_{RP} = 1-3 variiert, die Drehzahl von n = 15 bis n = 45 und die Überrollungsanzahl der einzelnen Reversierintervalle während des Kalibrierens im Bereich $N_Ü$ = 5 - 15.

Die Versuchsmatrix wird mittels statistischer, D-optimaler Versuchsplanung erstellt, **Bild 10-15**. Die Gesamtzustellung Δd wird bei dem Wert konstant gehalten, bei dem die geforderten Beträge der Zahnweite, des Kopf- und des Fußkreisdurchmessers erreicht werden. Betrag und Steigung der Zustellung werden konstant gehalten.

Parameter		**1**	**2**	**3**
Zustellung	Δd [mm]		konstant	
Anzahl der Reversierpunkte	RP [-]	1	2	3
Überrollungen je Reversierintervall	$N_{Rev.}$ [-]	5	10	15
Drehzahl	n [-]	15	30	45

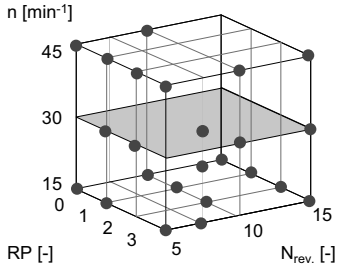


Bild 10-15: Parameterdefinition der Experimente zur Ermittlung einer Werkzeugkorrektur
Definition of parameters for experimental investigation of tool modification

Mithilfe der Gewichtungsfaktoren aus Bild 10-13 und dem Urteilsschema aus Bild 10-14 wird das Prozessergebnis bestehend aus einer Kombination von Eigenschaftsgrößen durch einen einzelnen Kennwert bewertet.

Bild 10-16 zeigt die Abhängigkeiten des Kennwerts von den in Bild 10-15 zusammengefassten Prozessparametern. Die Trendlinien zeigen das Ergebnis einer Multiplen Regression.

Bei einer Überrollungsanzahl von $N_Ü$ > 5 stellt sich ein konstanter Profilkennwert ein. Bei einer geringeren Anzahl von Überrollungen wird eine erhöhte Streuung des Profilkennwertes festgestellt. Die Erfahrungen mit Schrägverzahnungen zeigen, dass dieser Grenzwert auch geringer ausfallen kann.

Wird die Anzahl an Reversierpunkten erhöht, so steigt der Profilkennwert degressiv an. Das Profil wird mit steigender Anzahl an Reversierpunkten auf der rechten und linken Flanke symmetrischer. In Analogie zur Flankenform, vgl. Bild 10-11, werden durch mehrmaliges Reversieren der Drehrichtung die unterschiedlichen Effekte der auslaufenden und einlaufenden Flanke egalisiert.

Verzahnungsdaten
m_n = 3,175 mm
z = 20
α_n = 20°
x = 0,20
b = 13,5 mm

Prozessdaten
Linkslauf
n = 15 - 45
RP = 1 - 3
N_{Rev} = 5 - 15

Werkstoffdaten
Fe + 0,85 % Mo
x_C = 0,15 - 0,35 %
ρ = 7,00 - 7,25 g/cm³
T_{Sinter} = 1120°C - 1250°C

Maschinentyp
Profiroll-Rollex

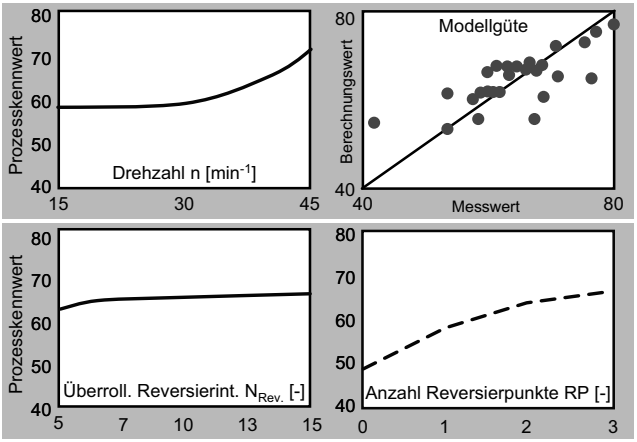


Bild 10-16: Einfluss der Prozessparameter auf den Profilgeometriekennwert
Influence of process parameters on profile

Für die Auslegung des Korrekturschliffes wird das gewalzte pulvermetallurgisch hergestellte Zahnrad verwendet, welches den höchsten Prozesskennwert besitzt. Es handelt sich hierbei um einen Walzprozess mit einer Reversierpunktanzahl von N_{RP} = 3, einer Drehzahl von n = 45 min^{-1} und einer Anzahl an Überrollungen des Reversierintervalls von $N_Ü$ = 15. In **Bild 10-17** links sind die Profilabweichungen aus dem Experiment dargestellt.

Rechts in Bild 10-17 ist der Profilmessschrieb aus der FE-basierten Verzahnungswalzsimulation mit den Prozessparametern des gerafften Prozesses nach Bild 6-5 dargestellt. Der Verlauf der Profilabweichungen ist ähnlich und die Beträge der Abweichungen liegen mit der Ausnahme des Fußbereiches in einem ähnlichen Bereich. Die Ausprägung im Fußbereich wird in der FE-basierten Verzahnungswalzsimulation etwas überzeichnet. Dieser Vergleich verdeutlicht, dass das FE-Walzmodell zu einer Abschätzung der Profilfehler taugt und somit für eine Vorauslegung der Walzwerkzeuge verwendet werden kann.

Werkstückdaten
m_n = 3,175 mm
z = 20
α_n = 20°
Maßstab
2,5 mm 20 µm

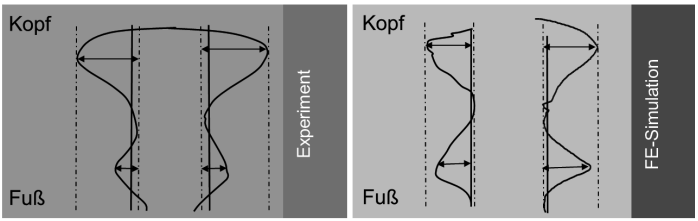


Bild 10-17: Vergleich von Experiment und Simulation
Comparison of experiment and simulation

Auslegung der Werkzeugkorrektur

Als Basis für die Werkzeugauslegung wird das experimentelle Walzergebnis verwendet. Es wird ein Korrekturschliff ausgelegt, der die Abweichungen von der idea-

len Profilform durch einen Aufmaßverlauf auf dem Werkzeugprofil vorhält. Betragsmäßig positiven Profilfehlern auf dem Werkstück wird entgegengewirkt, indem das Walzwerkzeug mit einem Übermaß ausgeführt wird, um das Werkstück in diesen Bereichen stärker zu verformen. Negative Profilfehler werden durch ein Untermaß vorgehalten. **Bild 10-18** zeigt das Ergebnis dieses Vorgehens. Zum besseren Vergleich ist das Werkzeug hier umgedreht dargestellt, mit dem Fuß oben und dem Kopf unten.

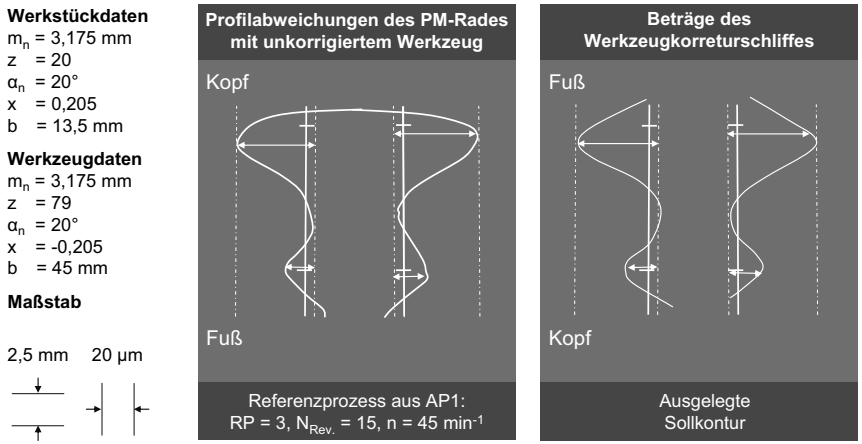


Bild 10-18: Auslegung eines Werkzeugkorrekturschliffes
Design of tool modification

Mit der hergeleiteten Profilmodifikation wird ein Walzwerkzeug für weitere Walzversuche geschliffen. **Bild 10-19** zeigt das Walzergebnis, welches durch ein modifiziertes Walzwerkzeug und eine Optimierung der Prozessparameter erreicht wird.

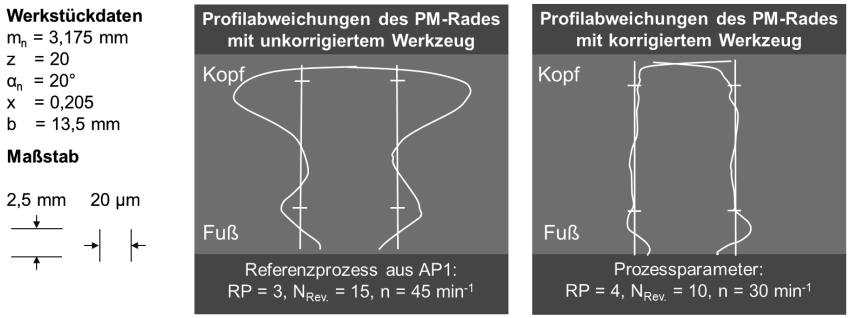


Bild 10-19: Vergleich der Profillinien vor und nach der Werkzeugkorrektur
Comparison of quality before and after tool optimization

Zwischenfazit

Der Grad der Verbesserung ist erheblich. Die Profillinie zeigt innerhalb des Auswertebereichs nur sehr geringe Abweichungen von der Idealform. Unten im Fußbereich

ist eine Profilüberhöhung verblieben, die auf den Mechanismus der Überwalzung zurückgeführt werden kann.

Weiterer Forschungsbedarf
Weiterführende Arbeiten sollten sich dem Thema Überwalzung widmen, um die Verzahnungsqualität weiter zu steigern. Die Abhilfemaßnahmen, die bereits in Kapitel 8 vorgeschlagen wurden, sollten validiert und erweitert werden. Des Weiteren sollten die Ergebnisse von Takemasu weiter untersucht werden. Takemasu zeigt, dass die Profilqualität durch eine Modifikation des Aufmaßverlaufs positiv beeinflusst werden kann, [TAKE10].

10.4 Einfluss der Prozessparameter auf die Verzahnungsqualität
Influence of process parameters on gear quality

An gewalzte PM-Zahnräder werden die gleichen Anforderungen wie an andere weichfeinbearbeitete Zahnräder gestellt. Die Beträge der Profil- und der Flankenlinienabweichungen sollen minimal sein. Die Teilungsabweichungen sollen möglichst gering und die Rundheit möglichst hoch sein. Diese Forderungen sollen nach Möglichkeit bei geringen Belastungen der Werkzeuge und der Maschine sowie einer geringen Walzdauer erfüllt werden können.

Für die im Folgenden dargestellten Versuchsergebnisse werden der Werkstoff und das Walzwerkzeug konstant gehalten. Es handelt sich um einen Stahl mit x_{Mo} = 0,85 % Molybdän und x_C = 0,25 % Kohlenstoff. Die Walzrohlinge werden auf eine Dichte von ρ = 7,25 g/cm^3 gepresst und anschließend bei T_S = 1120°C für t_S = 20 Minuten gesintert. Es wird das unkorrigierte Werkzeugprofil verwendet. Variiert werden die Reversierpunktanzahl und die Überrollungsanzahl.

Bild 10-20 zeigt den Einfluss der Reversierpunktanzahl auf die Profilabweichungen, welche in Verzahnungsqualitäten nach DIN 3962 Teil 2 angegeben sind. Die Profilgesamtabweichung F_α, die Profilwinkelabweichung $f_{H\alpha}$ und die Profilformabweichung $f_{f\alpha}$ bei Reversierpunktanzahlen von N_{RP} = 0 - 4 werden ausgewertet. Die Profilqualitäten sind jeweils für die einlaufende und für die auslaufende Flanke unterschiedlich eingefärbt.

Der Zusammenhang zwischen Profillinienqualitätsstufe und Reversierpunktanzahl ist degressiv fallend, was sich in allen drei Profilabweichungen widerspiegelt. Ohne Reversieren liegt die Profilqualität bei Q 10. Die Profilqualität kann durch mehrfaches Reversieren eine Qualität von Q 7 erreichen. Dafür muss die Drehrichtung mindestens dreimal reversiert werden. Des Weiteren wird der Unterschied zwischen einlaufender und auslaufender Flanke geringer.

Die Verbesserung und Homogenisierung der Profilqualität durch Reversieren ist auf die unterschiedlichen Kontaktbedingungen auf der einlaufenden und auf der auslaufenden Flanke zurückzuführen. Diese unterschiedlichen Effekte werden bereits durch einmaliges Reversieren weitestgehend homogenisiert. Die Profilqualität verbessert sich durch einmaliges Reversieren um bis zu zwei Qualitätsstufen.

Verzahnungsdaten
m_n = 3,175 mm
z = 20
α_n = 20°
x = 0,20
b = 13,5 mm

Prozessdaten
Linkslauf
n = 30
RP = 0 - 4
N_{Rev} = 10

Werkstoffdaten
Fe + 0,85 % Mo
x_C = 0,35 %
ρ = 7,25 g/cm³
T_{Sinter} = 1120°C

Maschinentyp
Rollex

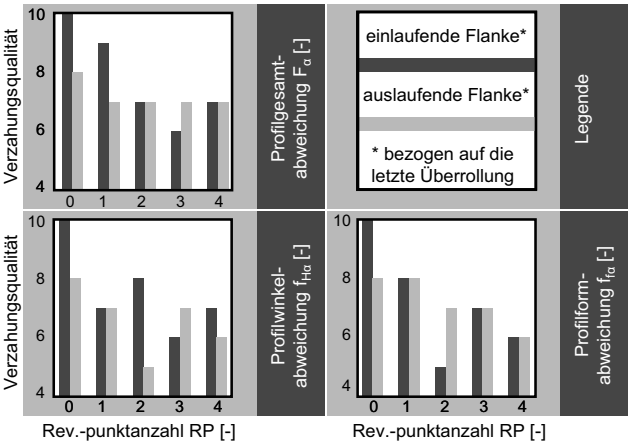


Bild 10-20: Einfluss der Reversierpunktanzahl auf die Profilformabweichungen
Influence of reverse of rolling direction on profile

Bei den Flankenlinien werden ebenfalls die Flankenliniengesamtabweichung F_β , die Flankenlinenwinkelabweichung $f_{H\beta}$ und die Flankenlinienformabweichung $f_{f\beta}$ ausgewertet, in Verzahnungsqualitäten angegeben und die einlaufende und auslaufende Flanke farblich unterschieden, **Bild 10-21**. Die Flankenlinienabweichungen sind auf eine gerade Flanke ohne Soll-Balligkeit bezogen. Die Werte sind über der Anzahl an Reversierpunkten von N_{RP} = 0 bis N_{RP} = 4 aufgetragen. Die Flankenliniengesamtabweichung F_β ist nicht dargestellt. Sie hat tendenziell den gleichen Verlauf wie die Flankenlinienformabweichung $f_{f\beta}$, wenn auch mit geringerer Ausprägung. Weil die Darstellung keinen weiterführenden Erkenntnisgewinn liefert, wird zugunsten einer Flankenlinienabbildung (oben links) darauf verzichtet. Es sind zu den Flankenlinienabweichungen repräsentative Flankenlinien für die Reversierpunktanzahlen N_{RP} = 0, N_{RP} = 1 und N_{RP} = 4 dargestellt.

Die Varianz der Flankenlinienwinkelabweichung $V_{fH\beta}$ ist in Bild 10-21 oben rechts dargestellt. Sie ist insgesamt auf einem niedrigen Niveau und wird bei steigender Anzahl an Reversierpunkten immer geringer. Bei vier Reversierpunkten liegt die Varianz bei circa $V_{fH\beta}$ = 2µm. Die anhand der Flankenliniendarstellung beschriebenen Effekte spiegeln sich auch in der Flankenlinienformabweichung, unten rechts, und der Flankenliniengesamtabweichung F_β wider. Da keine Soll-Balligkeit C_β für die Auswertung vorgegeben wurde, dokumentieren die Profilformabweichungen $f_{f\beta}$ im Wesentlichen die Balligkeit. Bei einer geringen Anzahl an Reversierpunkten ist die Flankenlinienformabweichung $f_{f\beta}$ zwischen den beiden Flanken und damit die Ausprägung der Balligkeit sehr unterschiedlich. Durch mehrmaliges Reversieren gleichen sich die beiden Flankenlinien einander an. Im Mittel lässt sich eine Flankenlinienformabweichung $f_{f\beta}$ von Q5 erreichen.

Verzahnungsdaten
m_n = 3,175 mm
z = 20
α_n = 20°
x = 0,20
b = 13,5 mm

Prozessdaten
Linkslauf
n = 30
RP = 0 - 4
N_{Rev} = 10

Werkstoffdaten
Fe + 0,85 % Mo
x_C = 0,35 %
ρ = 7,25 g/cm³
T_{Sinter} = 1120°C

Maschinentyp
Rollex

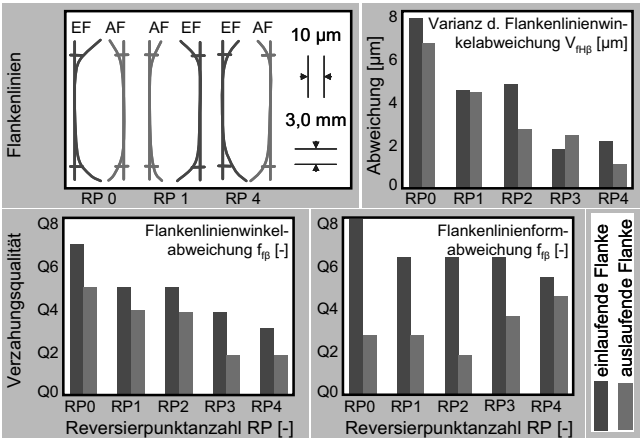


Bild 10-21: Flankenlinienform und –abweichungen während des Walzens
Profile shape in lead direction and deviations

Die Flankenlinienwinkelabweichung $f_{H\beta}$ wird ebenfalls durch mehrmaliges Reversieren verbessert. Bei vier Reversierpunkten wird eine Flankenlinienwinkelqualität von Q 3 erreicht. Auch bei vier Reversierpunkten ist noch keine Sättigung erreicht, sodass die Untersuchung von Prozessen mit mehr als vier Reversierpunkten in Zukunft durchgeführt werden sollte.

Die Flankenlinienabweichungen hängen neben der Anzahl an Reversierpunkten von der Einbaulage und der Verzahnungsqualität der Werkzeuge ab. Die Profilkorrekturen beeinflussen die Flankenlinenqualität nicht. Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass die Flankenlinien mit einer Flankenlinienwinkelabweichung von bis zu Q 3 und einer ausgeprägten Balligkeit vorliegen.

In **Bild 10-22** sind Teilungsabweichungen und Rundheitsabweichungen nach dem Walzen über den Werten vor dem Walzen aufgetragen. Die Gestalt (Farbe und Umrandung) der eingetragenen Punkte gibt Auskunft über die eingestellten Prozessparameter: Anzahl der Reversierpunkte N_{RP}, Anzahl an Überrollungen während des Reversierintervalls $N_{Ü.}$ und Drehzahl n des Werkzeugs.

In den Diagrammen ist der Bereich der Verschlechterung dunkel markiert. Liegen die Werte in diesem Bereich, so liegen nach dem Walzen schlechtere Werte vor als vor dem Walzen. Zudem ist die Grenze gekennzeichnet, ab der eine Qualität von Q 7 erreicht wird. Werte, die darunter liegen, haben eine Qualität von Q 7 oder besser.

Die Teilungs- und Rundheitsqualität nach dem Pressen und Sintern sind verfahrensbedingt sehr hoch, da die Presswerkzeuge hochgenau gefertigt werden. Um den Zusammenhang der Teilung und Rundheit vor und nach dem Walzen beurteilen zu können, sind unterschiedliche Qualitätsstufen bei den Eingangsgrößen notwendig. Eine Bandbreite bei der Eingangsqualität vor dem Walzen wird durch ein Erodieren der Walzrohlinge aus PM-Ronden erreicht. Zusätzlich wurden gepresste und gesin-

terte Walzrohlinge untersucht. Diese Ergebnisse sind in der Mitte mit einem Punkt markiert.

Im linken oberen Diagramm sind die maximalen Teilungseinzelabweichungen f_p vor dem Walzen und nach dem Walzen für die verschiedenen Prozessparameter aufgetragen. Es zeigt sich ein tendenziell linearer Zusammenhang mit einer Steigung von circa m = 0,4. Das bedeutet, dass die maximale Teilungseinzelabweichung f_p nach dem Walzen im Mittel noch 40% des Wertes vor dem Walzen beträgt. Die Teilungseinzelabweichungen werden somit durch das Walzen reduziert. Die Verbesserung ist nahezu unabhängig von den Prozessparametern.

Die Teilungseinzelabweichung f_p des gewalzten PM-Rades ist immer auch von der des Werkzeuges abhängig. Die Ergebnisse legen nahe, dass eine untere Grenze von f_p = 4 µm existiert, die von der Teilungseinzelabweichung f_p nicht unterschritten wird.

Verzahnungsdaten
m_n = 3,175 mm
z = 20
α_n = 20°
x = 0,20
b = 13,5 mm

Prozessdaten
Linkslauf
n = 30
RP = 0 - 4
N_{Rev} = 10

Werkstoffdaten
Fe + 0,85 % Mo
x_C = 0,35 %
ρ = 7,25 g/cm³
T_{Sinter} = 1120°C

Maschinentyp
Rollex

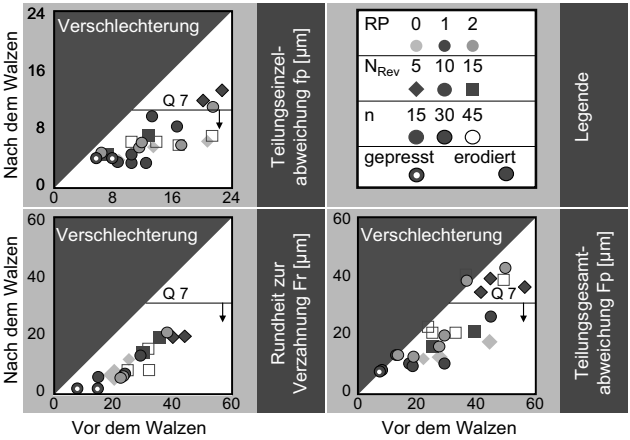


Bild 10-22: Teilung und Rundheit vor und nach dem Walzen
Pitch and roundness before and after rolling

Im rechten unteren Diagramm in Bild 10-22 ist die Teilungsgesamtabweichung F_p der rechten und linken Flanke vor und nach dem Walzen für die verschiedenen Prozessparameter eingetragen. Erkennbar ist tendenziell ein linearer Zusammenhang mit einer Steigung kleiner m = 1. Das Walzen verbessert die Teilungsgesamtabweichung.

Aufgetragen ist in Bild 10-22 unten links die Rundheit F_r für alle untersuchten Zahnräder jeweils vor und nach dem Walzen. Das Walzen verringert die Rundheitsabweichung der Zahnradkontur. Die formenden Werkzeuge sind für die Verbesserung der Rundheit verantwortlich.

10.5 Fazit und Anwendung

Conclusion and practice

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass die Kombination aus Profil- und Flankenlinie sowie Teilung und Rundlauf durch das Walzen eine Qualität erreichen können, die mit anderen Weichfeinbearbeitungsverfahren vergleichbar ist. Die Verfahrenstypischen Abweichungen, die in dieser Arbeit beobachtet wurden, werden von elastischen Verformungen und falsch gerichtetem Materialfluss hervorgerufen. Zur Vermeidung der Profilfehler wurde eine Methode hergeleitet, mit der es möglich ist pulvermetallurgisch hergestellte Zahnräder zu walzen, die den Qualitätsanforderungen für automobile Anwendungen entsprechen.

11 Zusammenfassung und Ausblick

Summary and outlook

Mit den Erkenntnissen dieser Arbeit können die Fertigungsfehler Oberflächendefekte, Verdichtungsdefizite und Formabweichungen vermieden und die Entwicklungszeit des Walzprozesses verkürzt werden. Durch eine Prozessanalyse wurden die Wirkzusammenhänge zwischen Prozesseingangsgrößen und Prozessergebnisgrößen ermittelt und modelliert. Die Ergebnisse zeigen, dass die Fertigungsfehler durch den zeitlichen Verlauf des Spannungs-Dehnungs-Zustandes hervorgerufen werden.

Versuchsverzahnung

Die Versuchsverzahnung ist sowohl für automobile Anwendungen repräsentativ als auch gut für weiterführende Festigkeitsuntersuchungen geeignet. Die Verzahnungsdaten sind wie folgt: Modul $m_n = 3{,}125$ mm, Zähnezahl $z = 20$, Eingriffswinkel $\alpha = 20°$, Profilverschiebungsfaktor $x = 0{,}205$ und Schrägungswinkel $\beta = 0°$.

Analogieprozess Zylinderwalzen

Es wurde ein Analogieprozess mit zylindrischen Werkzeugen und zylindrischem Walzrohling, das sogenannte Zylinderwalzen, abgeleitet. Das Zylinderwalzen bildet die Materialeigenschaften und die geometrisch kinematischen Kontaktbedingungen am Wälzkreis ab und liefert Ergebnisse über die Walzkräfte und die Verdichtung.

FE Verzahnungswalzsimulation

Zudem wurde ein Simulationsmodell basierend auf der Finite-Elemente-Methode entwickelt. In die Verzahnungswalzsimulation ist ein eigens entwickeltes Materialmodell implementiert, welches sowohl die Verformung als auch die Verdichtung des pulvermetallurgischen Werkstoffes abbildet.

Systemrelevante Prozesseingangsgrößen

Die Prozesseingangsgrößen sind die Prozessparameter, die Werkzeuggeometrie und der Walzrohlingwerkstoff. Als Prozessparameter wurden die Überrollungsanzahl, die Reversierpunktanzahl und die Drehzahl untersucht. Der untersuchte Werkstoff besteht aus Eisen mit 0,85 % Molybdän als Legierungszusatz. Der Kohlenstoffgehalt wurde für unterschiedliche Festigkeiten von $x_C = 0{,}15\%$ - $0{,}35\%$ variiert. Es wurden unterschiedliche Dichteniveaus zwischen $\rho = 6{,}8$ g/cm^3 und $\rho = 7{,}4$ g/cm^3 gepresst und bei Sintertemperaturen von $T_S = 1120$ °C und $T_S = 1250$ °C gesintert. Die mechanischen Kennwerte des pulvermetallurgischen Werkstoffs liegen deutlich niedriger als die Werte eines vergleichbaren Einsatzstahls, was u. a. an der Porosität liegt. Der Elastizitätsmodul beträgt im Mittel etwa $E = 150$ GPa. Die 0,2%-Dehngrenze ist neben der Dichte vor allem vom Kohlenstoffgehalt abhängig und nimmt Werte im Bereich von $R_{p0,2} = 170$ - 400 MPa an.

Bearbeitungskräfte

Die Bearbeitungskräfte beim Walzen pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder steigen über der Zustellung an. Der Anstieg der Walzkraft setzt sich aus einem linearen und einem degressiven Anteil zusammen. Der lineare Anstieg ist in der elastischen Verformung der Werkzeugwellen, der Werkzeuge und des Walzrohlings be-

gründet. Der degressive Anstieg resultiert aus der Kaltverfestigung und der Verdichtung des Walzrohlings. Zudem ist dem Kraftanstieg eine Schwingung überlagert. Die überlagerte Schwingung im Kraftverlauf entsteht durch die Werkzeugunrundheit sowie einem Taumel des Walzrohlings.

Die maximale Walzkraft wird bei maximaler Zustellung der Walzwerkzeuge erreicht. Die auf die Breite des Walzrohlings bezogene Walzkraft nimmt Werte zwischen F'_W = 1,6 kN/mm und F'_W = 3,2 kN/mm an. Der Betrag der maximalen Walzkraft ist abhängig von der Zustellung, dem Walzrohlingwerkstoff, den Prozessparametern und der Kontaktgeometrie. Im betrachteten System hat die Zustellung den größten Einfluss auf die Walzkraft und wird gefolgt vom Kohlenstoffgehalt, der Prozesseingangsdichte, dem Werkzeugkontaktdurchmesser, der Überrollungsanzahl und dem Werkstückkontaktdurchmesser.

Die in dieser Arbeit hergeleitete Beschreibung der Walzkraft kann in der industriellen Praxis während der Prozesseinrichtung zur Verkürzung der Einrichtezeit verwendet werden. Die elastische Auffederung des Maschine-Werkzeug-Werkstück-Systems, die aus der Walzkraft resultiert und heute in Vorversuchen experimentell ermittelt wird, kann mit Hilfe des hier hergeleiteten Walzkraftmodells und der Maschinenkennlinie berechnet werden.

Oberflächengüte

Die Oberfläche gewalzter pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder besitzt eine geringe mittlere Rauhtiefe von etwa R_Z = 1,0 – 1,5 µm. Die genaue rasterelektronenmikroskopische Untersuchung der Rauheit zeigt, dass die Oberfläche durch Aufschmierungen im Submikrometerbereich gekennzeichnet ist, die in Richtung der Gleitgeschwindigkeiten orientiert sind. Die Aufschmierungen reißen senkrecht zur Bearbeitungsrichtung ab und erzeugen t < 1 µm tiefe Riefen in Profilrichtung.

In Extremfällen entstehen im Fußbereich der einlaufenden Flanke Oberflächenfehler, die aus der Walztechnik als Überwalzungen bekannt sind. Die Ausprägung der Oberflächenfehler wird von der Kombination aus Belastungszustand im Walzkontakt und der Belastbarkeit des Walzrohlingwerkstoffes beeinflusst. Je höher die Belastbarkeit, desto besser ist die Oberfläche. Die Oberfläche kann durch eine Erhöhung des Kohlenstoffgehaltes verbessert werden. Die Prozesseingangsdichte und die Sintertemperatur haben nur einen geringen Einfluss auf die Oberflächengüte, weil die Dichte in der verdichteten Randzone nahezu ρ = 100% beträgt. Der Belastungszustand ist durch die Walzkraft F_W und die Kontaktgeometrie sowie -kinematik definiert. Im Fußbereich treten aufgrund der kleinen Kontaktradien hohe Spannungen auf. In Kombination mit der Tribologie ergibt sich so die Belastung. Neben der Höhe der Belastung ist die Anzahl der Belastungen von Bedeutung, welche durch die Überrollungsanzahl definiert werden, so dass die Oberflächengüte bei hohen Überrollungszahlen schlechter wird.

Verdichtung
Die Verdichtung ist eine Form von plastischer Verformung, die durch die hydrostatische Spannung hervorgerufen wird. Der hydrostatische Druckanteil unterhalb des Walzkontaktes bewirkt ein Kollabieren der Poren, und der pulvermetallurgische Werkstoff verdichtet. Der hydrostatische Spannungsanteil wird primär durch die Normalkraft hervorgerufen. Aus der Höhe der Zahnflankennormalkraft kann die Verdichtung in erster Näherung bestimmt werden.

Die Dichteverteilung ist weder in Zahnbreitenrichtung noch in Profilrichtung gleichmäßig. In Zahnbreitenrichtung fällt die Verdichtung aufgrund fehlender axialer Abstützung zu den Stirnseiten hin ab. In Profilrichtung stellt sich im Bereich des Wälzkreises ein Verdichtungsmaximum ein und die Verdichtung fällt von dort aus zum Kopf und zum Fuß hin ab. Durch eine Anpassung des Verdichtungsaufmaßes in Profilrichtung kann eine gleichmäßige Verdichtung in Profilrichtung erreicht werden.

Generell kann die Verdichtung gesteigert werden, indem die Walzrohlingeigenschaften angepasst werden. Bei höheren Prozesseingangsdichten stellt sich eine erhöhte Verdichtungstiefe ein. Der Ersatzkrümmungsradius zeigte im Analogieversuch eine untergeordnete Bedeutung für die Verdichtungstiefe. Der Kohlenstoffgehalt, der einen Einfluss auf die Materialhärte hat, beeinflusst die Verdichtungstiefe nicht.

Die Ergebnisse dienen als eine Richtlinie für die Dimensionierung des Verdichtungsaufmaßes. Auf diese Weise können Iterationsschritte in der Prozessauslegung eingespart werden. Zudem kann die Tragfähigkeit durch eine Optimierung des Verdichtungsverlaufes gesteigert werden.

Verzahnungsqualität
Beim Walzen pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder entsteht typischerweise ein reproduzierbarer Profilfehler, der durch eine Profilüberhöhung auf der Kopfflanke und der Fußflanke gekennzeichnet ist. Für die Profilabweichungen sind elastische Verformungen des Walzrohlings und falsch gerichteter Materialfluss beim Verdichten ursächlich.

Gibt der Walzrohling elastisch nach, so reduziert sich das effektive Aufmaß um den Betrag der elastischen Verformung und es wird dementsprechend weniger Material verdrängt. Die elastische Verformung durch Biegung und Schub ist im Kopfbereich aufgrund des längsten Hebelarms und geringer Abstützung des Werkzeugs am höchsten. Zudem kommt es im Kontakt zwischen Walzwerkzeug und Walzrohling zu einer Abplattung. Beide Verformungen resultieren in einem positiven Profilfehler. Des Weiteren wird der Werkzeugzahn gestaucht, wenn er durch den Fuß des Walzrohlings walzt. Der Betrag der Stauchung ist von der Walzkraft abhängig. Die Stauchung kann bis zu w_{stauch} = 25 µm betragen. Um diesen Betrag muss das Aufmaß im Fuß korrigiert werden. Der Walzrohling wird nicht nur verdichtet sondern auch verformt. Es findet ein Kopfwachstum statt. Das Kopfwachstum kann bei hohen Prozesseingangsdichten bis zu Δd_a = 0,2 mm betragen. Ein entsprechendes Spiel zwischen Werkzeugfuß und Werkstück muss frei bleiben, um Werkzeugbruch zu vermeiden.

Zur Kompensation der Verzahnungsabweichungen wurde eine Methode entwickelt. Die Verzahnungsqualität wird in einem Kennwert zusammengefasst, welcher die Identifikation eines für die Kompensation gut geeigneten Walzprozess ermöglicht. Der Kennwert wird aus den Daten einer Verzahnungsmessung abgeleitet und ist somit praxistauglich. Die Methode wurde in dieser Arbeit angewendet. Die Profilabweichungen konnten durch die Korrektur des Werkzeuges deutlich verbessert werden. Die Profilqualität lag bei Q 7, eine Profillinienabweichung bei Q 3 und Teilungsabweichungen und Rundheit im Bereich von Q 1. Zudem liegt nach dem Walzen eine ausgeprägte Flankenballigkeit vor.

Forschungsbedarf

Der Analogieversuch Zylinderwalzen bildet die Kontaktbedingungen am Wälzkreis ab. Zukünftige Arbeiten könnten den Analogieversuch erweitern, sodass gezielt Schlupfzustände eingestellt werden können, um die kinematischen Verhältnisse des gesamten Zahneingriffgebietes abbilden zu können.

Basierend auf dem hier entwickelten Modell der Walzkraft, welches im Analogieversuch für die Kontaktbedingungen am Wälzkreis entwickelt wurde, sollte unter Zuhilfenahme des weiterentwickelten Analogieversuchs mit Schlupf ein Walzkraftmodell entwickelt werden, welches Schlupfzustände mitberücksichtigt.

Die Verzahnungswalzsimulation wurde hier für das Walzen pulvermetallurgisch hergestellter Zahnräder eingesetzt und könnte auf das Walzen von Verzahnungen ins Vollmaterial erweitert werden. Eine Herausforderung wird die Simulation der Anwalzphase darstellen, in der der Formschluss zwischen Werkzeug und Walzrohling umformtechnisch erzeugt wird. In dieser Prozessphase ist mit Berechnungsproblemen zu rechnen.

Bei den Untersuchungen der Oberflächengüte, die ein Resultat aus Belastung und Belastbarkeit des Werkstoffes darstellt, wurde die Belastbarkeit des Werkstoffes umfassend variiert. Die Belastungen resultierend aus den geometrisch kinematischen Kontaktbedingungen wurden nur auszugsweise untersucht. Zukünftige Arbeiten sollten hier den Kopfkantenradius des Werkzeuges, die Werkzeugzähnezahl, die Werkzeugprofilverschiebung, die Drehzahl und den Zustellungsverlauf variieren.

Die Verdichtung kann mit dem in dieser Arbeit entwickelten Finite-Elemente-Modell berechnet werden. Die Berechnungszeiten und der Modellierungsaufwand sind jedoch sehr hoch. In weiterführenden Arbeiten sollte der hier ermittelte Zusammenhang zwischen Verdichtung und Zahnflankennormalkraft aufgegriffen werden, um die Verdichtung zu berechnen. Die Walzkraft ist während des Prozesses bekannt. Werden die Kontaktflächen theoretisch bestimmt, so kann die lokal wirkende Normalkraft berechnet und so die Verdichtung vorhergesagt werden.

Die Verzahnungsqualität wurde in Abhängigkeit vom Walzrohlingwerkstoff und von den Prozessparametern untersucht. Eine Variation des Walzwerkzeuges hat nicht stattgefunden. Hier sollten die gleichen Varianten wie bei der oben beschriebenen weiterführenden Untersuchung der Oberflächengüte durchgeführt werden.

12 English Summary

Englische Zusammenfassung

With the findings of this study surface defect densification defects and shape deviations can be avoided. Furthermore, the time for development of the rolling process can be shortened. Through a process analysis, the relationship between process input and process output was determined.

Test gear

The test gear is representative for automotive applications as well as suitable for further fatigue tests. The gear data are as follows: module m_n = 3,125 mm, number of teeth z = 20, pressure angle α = 20 °, profile shift coefficient x = 0.205 and helix angle β = 0 °.

Analogical test cylinder rolling

An analogy process with cylindrical tools and cylindrical roller blanks was developed. The cylindrical rollers reflect the material properties and the geometrical kinematic contact conditions on the pitch circle and generate results of the rolling forces and the compression.

FEA based gear rolling simulation

In addition, a simulation model was developed based on the finite element method. In the gear rolling simulation a material model, which describes both the deformation and the compaction of powder metallurgical material, was developed and implemented.

Systemrelevant process input variables

The process input variables are the process parameters, the tool geometry and the rolling blank material. Process parameters that were investigated were the number of revolutions, the number of reverse points and the rolling speed. The studied material consists of iron with 0.85% molybdenum. The carbon content has been varied from x_C = 0,15% - 0,35%. Different levels of density were pressed from ρ = 6,8 g/cm^3 to ρ = 7,4 g/cm^3. Sintering was done at sintering temperatures of T_S = 1120 °C and. T_S = 1250 °C.

The mechanical characteristics of the powder metallurgical material were measured. The Young's modulus is about E = 150 GPa. The 0.2% yield strength depends not only on the density but mainly on carbon and takes values in the range of $R_{p0,2}$ = 170 - 400 MPa.

Rolling forces

The rolling forces increase with the infeed. The increase of the rolling force is composed of a linear and a degressive proportion. The linear increase is caused by the elastic deformation of the tool shafts, tools and rolling blank. The degressive increase results from work hardening and compaction.

The maximum rolling force is reached at the maximum infeed of the rolling tools. The rated rolling force takes values between F'_W = 1.6 kN/mm and F'_W = 3.2 kN/mm. The

amount of the maximum rolling force is dependent on the infeed, the blank material, the process parameters and the contact geometry. Infeed has the greatest impact on the rolling force and is followed by the carbon content and density.

The model of the rolling force can be used during the process development to shorten the setup time. The elastic spring back of the machine-tool-workpiece system, resulting from the rolling force, is nowadays determined experimentally. Now it can be calculated using the developed rolling force model and the machine characteristics.

Surface quality

The surface of rolled powder metallurgical gears has an average surface roughness of about R_Z = 1.0 – 1.5 µm. The exact scanning electron microscopic examination of the surface roughness indicates that the surface is characterized by smearings of submicrons which are oriented in the direction of sliding speeds. The smearings are oriented perpendicular to the sliding direction and produce grooves of t < 1 µm in profile direction.

In extreme cases, surface defects called overlaps occur in the tooth root area. The intensity of surface defects is influenced by the combination of the occuring stress in the rolling contact and the durability of the blank material. Due to the small contact radii in the tooth root area high stresses occur. The surface can be improved by increasing the carbon content. The density and the sintering temperature have only a small effect on the surface because the density of the compacted surface zone is close to ρ = 100%. In addition, the load and the number of rollings worsen the surface.

Densification

Densification is a type of plastic deformation which is caused by hydrostatic pressure. The hydrostatic pressure of the rolling contact causes a collapse of the pores and the powder metallurgical material compacts. The hydrostatic stress component is caused primarily by the normal force.

The density distribution is neither in tooth face direction nor in profile direction homgeneous. In tooth face direction, the compression drops due to the missing axial support from the faces. In profile direction, the densifictaion rises up to a maximum compression in the field of rolling pitch diameter. Beginning from that maximum the compression drops in the direction of the tooth tip and tooth root. By adapting the stock for densification a uniform compression in profile direction can be achieved.

In general, the compression can be improved by adjusting the rolling blank properties. Higher densities of the blank increase the densification depth. The radius of the contact showed a minor influence on the compression depth. The carbon content, which has an influence on the hardness of the material, does not affect the compression depth.

The results can be used as a guideline for the design of the compression-stock. In this way, iterative steps in the design process can be skipped. In addition, the load capacity can be increased by optimizing the densification profile.

Gear Quality

During rolling reproducible profile errors typically occur. These errors are characterized by an overmeasure on the tip and an overmeasure in the tooth root. Elastic deformations of the roll blank and incorrectly oriented material flow during compression are the cause for the profile deviations.

Due to the elastic deformation the effective stock is reduced by the amount of the elastic deformation. Accordingly less material is displaced. The elastic deformation caused by bending and shear is at its highest in the tip area due to the longest lever arm and the lower support of the tool. Furthermore, flattening occurs between tool and blank. Both deformations result in a positive profile error. In addition, the tool tooth is compressed during the rolling of the tooth root. The amount of compression depends on the rolling force. The compression may be up to w_{stauch} = 25 µm. By this the amount of stock in the tooth root must be corrected.

For compensation of the deviations a method was developed. Therefore several process variations have to be carried out. The process quality is summarized in a characteristic value. By this value a process well suitable for compensation of the deviations is chosen. The characteristic value is derived from the gear measurement data and is thus a practical procedure. The method was used in this work. The deviations could be improved significantly by the correction of the tool. The reached profile quality was Q 7, the profile line deviation Q 3, and pitch deviations and roundness were in the range of Q 1.

The blank is not only compressed but also deformed. The tip diameter grows. The head growth can have values up to Δd_a = 0.2 mm. In order to avoid tool damage due to the tooth growth, an appropriate match between tool tooth root and workpiece must remain free.

Literaturverzeichnis

References

[ARNH05] Arnhold, V.:
Technologie und Anwendung des Pulverschmiedens. In: Tagungsband zum Symposium für Pulvermetallurgie: Hochleistungsprodukte der Pulvermetallurgie. Hagen, 24.-25. November 2005: ISL Verlag: Hagen, 2005.

[APEL52] Apel, H.:
Gewindewalzen. Carl Hanser Verlag: München, 1952.

[BARG08] Bargel, H.-J.; Schulze, G.:
Werkstoffkunde. Springer: Heidelberg, 2008.

[BASS04] Bassan, D.: Asti, M.; Pidria, M.; Zingale, P.:
A new simulation methodology for PM surface densification process. In: Euro PM2004 Wien, European Powder Metallurgy Association: Shrewsbury, 2004.

[BASS05] Bassan, D.; Asti, A.; Pidria, M. F.; Zingale, P.:
PM Surface Densification Technology – A Numerical-Experimental Methodology for Rolling Tool Design. In: Proceeding Euro PM2005 Prag. European Powder Metallurgy Association: Shrewsbury, 2005.

[BAUD04] Bauder, H.-J.:
Entwicklung eines Hochleistungsharnisches für Luftdüsenwebmaschinen. Cuvillier Verlag: Göttingen, 2004.

[BEIS03] Beiss, P.:
Mechanische Eigenschaften von Sinterstählen. In: Tagungsband zum Symposium für Pulvermetallurgie: Material-Prozess-Anwendung. ISL Verlag: Hagen, 2003.

[BEIS03b] Beiss, P.:
Chapter 5 – Structural mass production. In: Landolt-Börnstein, Group VIII, Vol. 2, Subvol. A, Part 1. Berlin, Heidelberg, New York, 2003.

[BEIS04] Beiss, P.:
Mehrachsige Beanspruchung. In: Vorlesung Werkstoffkunde I. IWM der RWTH-Aachen. Mainz Verlag: Aachen, 2004.

[BILL73] Billigmann, J.; Feldmann, H.-D.:
Stauchen und Pressen. München: C. Hanser, 1973.

[BREC10a] Brecher, C.; Gorgels, C.; Kauffmann, P.; Röthlingshöfer, T.; Flodin, A.:
3D tooth contact analysis – simulation possibilities for PM gears. In: Tagungsband: World PM 2010 Conference, Florenz, European Powder Metallurgy Association: Shrewsbury, 2010.

[BREW08] Brewin, P. R.; Coube, O.; Doremus, P.; Tweed, J. H.:
Modeling of powder die compaction. Springer: London, 2008.

[BOER76] Börnecke, K.:
Beanspruchungsgerechte Wärmebehandlung von einsatzgehärteten Zylinderrädern. Dissertation RWTH Aachen, 1976.

[BUER05] Bürgel, R.
Festigkeitslehre und Werkstoffmechanik. Band 2. Werkstoffe sicher beurteilen und richtig einsetzen. Vieweg Verlag: Wiesbaden, 2005.

[CADL91] Cadle, T. M.; Landgraf, C. J.; Brewin, P.; Nurthen, P.:
Rolling contact fatigue resistance of P/M steel-effects of sintering temperature and material density. In: Advances in Powder Metallurgy, Vol. 1. Chicago, Illinois, USA, 9-12 June 1991, S. 175-182.

[CALE08] Calero, J. A.:
A metallurgical study of the effects of surface densification on material and process characteristics, In: Proceeding Euro PM2008 Mannheim. European Powder Metallurgy Association, Shrewsbury, 2008.

[CAST94] Ponte Castañeda, P.; Zaidman, M.:
Constitutive models for porous materials with evolving microstructure. In: Journal of the Mechanics and Physics of Solids 42, 1994, S. 1459-1497.

[CUBB89] Cubberly, W. H., Bakerjian, R.:
Tool and manufacturing engineers handbook. Desk Edition. Society of Manufacturing Engineers. Dearborn, Michigan, 1989, S. 27

[COLE98] Cole, C. J.; Shivanath, R.; Jones, P.:
Gear wheels rolled from powder metal blanks and method of manufacture. Schutzrecht US 005711187A, 27.01.1998.

[DIN 3960] DEUTSCHE NORM:
Begriffe und Bestimmungsgrößen für Zahnräder (Zylinderräder) und Zahnradpaare (Zylinderradpaare) mit Evolventenverzahnung. Beuth Verlag: Berlin, 1978.

[DIN 3962] DEUTSCHE NORM:
Toleranzen für Stirnradverzahnungen; Toleranzen für Abweichungen einzelner Bestimmungsgrößen. Beuth Verlag: Berlin, 1978.

[DIN EN ISO 4490] DEUTSCHE NORM:
Ermittlung der Fließdauer mit Hilfe eines kalibrierten Trichters (Hall flowmeter) (ISO 4490:2001). Beuth Verlag: Berlin, 2002.

[DIN98] DEUTSCHE NORM:
Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren – Oberflächen mit plateauartigen funktionsrelevanten Eigenschaften (EN ISO 13565). Beuth Verlag: Berlin, 1998.

[DIZD05] Dizdar, S.; Fordén, L.; Andersson, D.:
Densified P/M-gears made of chromium alloy powder reach automotive quality. In: Euro PM2005 Prag, European Powder Metallurgy Association: Shrewsbury, 2005, S. 503-508.

[DOEG86] Doege, E.; Meyer-Nolkemper H., Saeed I.:
Fließkurvenatlas metallischer Werkstoffe. Hanser Verlag: München, 1986.

[DOEG07] Doege, E.; Behrens, B.-A.:
Handbuch Umformtechnik. Grundlagen, Technologien, Maschinen. Springer Verlag: Berlin, 2007.

[DOMK01] Domke, W.:
Werkstoffkunde und Werkstoffprüfung. 10. Aufl. Cornelsen Verlag: Düsseldorf, 2001.

[DORA84] Doraivelu, S. M.; Gegel, H. L.; Gunasekera, J. S.; Malas, J. C.; Morgan, J. T.:
A New Yield Function for Compressible PM Materials. International Journal of Mechanical Science 26, 1984, S. 527.

[DUDE94] Dudley, D. W.:
Handbook of practical gear design. CRC Press: Boca Raton, Fl, 1994.

[EICH91] Eichner, K. W.:
Verfahren und Vorrichtungen zum Querwalzen von profilierten Rotationsprofilen. Schutzrecht EP0248983B1, 04.09.1991.

[ENDO90] Endoy, R.:
Gear hobbing, shaping, and shaving: A guide to cycle time estimating and process planning. Society of manufacturing engineers. Publication Development Department: Dearborn, Michigan, 1990.

[ENGS03] Engström, A.:
FEM simulations of gear surface densification. Mini Thesis. Swedish institute for metals research, Stockholm, 2003.

[ERNS92] Ernst, E.:
Axiale Pressvorgänge in der Pulvermetallurgie. Dissertation RWTH Aachen, 1992.

[FADE66] Fadeev, A. M.:
Cold rolling small module gears. In: Machines and tooling, Vol. 37, No. 11, Production Engineering Research Association of Great Britain, 1966, S. 23 – 26.

[FANG00] Fang, N.; Jaeahir, I.S.:
Analytical predictions of cutting force ratio, chip thickness, and chip back-flow angle in restricted contact machining using the universal slip-line model. In: Machine Tool & Manufacture, Vol 42, 2000, S. 681-694.

[FÖPP47] Föppl, L.:
Drang und Zwang – Eine höhere Festigkeitslehre für Ingenieure.
In: Band 3 – Der ebene Spannungszustand. Leibniz Verlag: München, 1947.

[FORD51] Ford, H.; Ellis, F.; Bland, D.R.:
Cold rolling with strip tension. Part 1-A New approximate method of calculation and a comparison with other methods. In: Journal of the Iron and Steel Institute 168, 1951, S. 57-72.

[FORD05] Fordén, L.; Bengtsson, S.; Bergström, M.:
Comparison of high performance PM gears manufactured by conventional and warm compaction and surface densification. In: Powder Metallurgy, Vol. 48, No.1, 2005, S. 10-12.

[FOX68] Fox, R.:
John Scott Medal. In: Tagungsband: American Philosophical Society, Vol. 112, No. 6, 1968, S. 416-430.

[FÖRS10] Förster A.:
Simulation des Walzens von PM-Zahnrädern, In: Tagungsband des Abschlusskolloquiums zum BMBF-Projekt PM-Zahnräder, Aachen, 25.08.2010.

[GALL61] Galloway, D. F.:
Modern trends in manipulation of metals. In: The Production Engineer, Vol. 40, No. 11, 1961, S. 92.

[GAKK61] Gakkai, N. K.:
Japan science review. In: Mechanical & Electrical Engineering, Band 8 Japan Society of Mechanical Engineers, 1961.

[GOLO93] Gologanu, M.; Leblond, J.B.; Devaux, J.:
Approximate models for ductile metals containing non-spherical voids – case of axisymmetric prolate ellipsoidal cavities. In: Journal of the Mechanics and Physics in Solids, 41, 1993, S.1723-1754.

[GROC04] Groche, P.; Fritsche, D.; Rachor, C.:
Experimental and numerical investigation of flow forming processes for internally geared wheels. In: Annals of the German Academic Society for Production Engineering, Vol. XI/2, No. 2, 2004.

[GROO10] Groover, M. P.:
Fundamentals of modern manufacturing: Materials, Processes, and Systems. Hoboken, John Wiley & Sons Inc.: New Jersey, 2010.

[GURS75] Gurson, A. L.:
Plastic flow and fracture behaviour of ductile materials incorporating void nucleation, growth and interaction. Dissertation Brown University, Providence, Rhode Island, 1975.

[GUTM88] Gutmann, P.:
Zerspankraftberechnung beim Wälzfräsen. Dissertation RWTH-Aachen, 1988.

[HANE05] Hanejko, F.; Rawlings, A.; Narasimhan, K. S. V.:
Surface densified P/M steel – comparison with wrought steel grades. In: Euro PM2005 Prag: PM Applications. European Powder Metallurgy Association: Shrewsbury, 2005, S. 509-511.

[HELL05] Hellfritzsch, U.:
Optimierung von Verzahnungsqualitäten beim Walzen von Zahnradverzahnungen. Dissertation TU Chemnitz, Verlag Wissenschaftliche Scripten, 2005.

[HERT95] Hertz, H.:
Über die Berührung fester elastischer Körper. Gesammelte Werke. Band 1. Leipzig: 1895, S. 155-174.

[JANI09] Janitzky, T.; Beiss, P.:
Rolling Contact Fatigue of a Low Cost PM Steel at Full Density. Advanced Powder Metallurgy & Particulate Materials. – 2009, Metal Powder Industries Federation, Princeton, NJ, 2009, S. 43-51.

[JONE97] Jones, P. K.; Buckley-Golder, K.; Lawcock, R.; Shivanath, R.:
Densification Strategies for High Endurance PM Components. In: International Journal of Powder Metallurgy 33, Vol. 3, 1997, S. 37-44.

[JONE98] Jones, P. K.; Buckley- Golder, K.; David, H.; Lawcock, R.; Shivanath, R.; Yao, L.:
Fatigue properties of advanced high density powder metal alloy steels for high performance powertrain applications. Tagungsband: PM World Congress. Bd. 3. Granada, Spanien. European Powder Metallurgy Association: Shrewsbury, 1998, S: 155-166.

[KEIN52] Kienzle, O.:
Die Bestimmung von Kräften und Leistungen an spanenden Werkzeugen und Werkzeugmaschinen. In: VDI-Zeitung, Jrg. 94 (52), 1952.

[KLAR07] Klar, E.; Samal, P. K.:
Powder metallurgy stainless steels: Processing, Microstructures, and Properties. Materials Park, ASM International: Ohio, 2007.

[KLOC06] Klocke, F.; König, W.:
Fertigungsverfahren. Band 4 – Umformen. Springer Verlag: Berlin, 2006.

[KLOC10a] Klocke, F.; Gorgels, C.; Gräser, E.; Kauffmann, P.; Zundel, T.; Kotthoff, G.; Wattenberg, F.:
PM gear testing. In: World PM2010 Tagungsband. World Powder Metallurgy Congress & Exhibition, Vol.3 3, European Powder Metallurgy Association: Shrewsbury, 2010, ISBN 978-1-899072-12- 5, S. 317-326.

[KOEH09] Köhl, M.:
Pulvermetallurgie hochporöser NiTi-Legierungen für Implantat- und Dämpfungsanwendungen. Dissertation FZ Jülich, 2009.

[KOEN62] König, G.:
Erweiterung des Anwendungsbereiches von Gewindewalzmaschinen mit Rundwerkzeugen. In: Maschinenbautechnik 11, Nr. 5, 1962, S. 252 – 256.

[KOTT03] Kotthoff, G.:
Neue Verfahren zur Tragfähigkeitssteigerung von gesinterten Zahnrädern. Dissertation RWTH Aachen, 2003.

[KOTT05] Kotthoff, G.; Leupold, B.; Geiman, T.:
Predictive model development for P/M gear rolling, Metal Powder Industries Federation, Tagungsband: On Powder Metallurgy & Particulate Materials, Vol. 3, pp. 12-71-12-88, June 19–23, Montréal, 2005.

[KOTT09] Kotthoff G.; Wattenberg, F.:
Hochfeste PM-Zahnräder – Neue Werkstoffe und Verfahren.In: Pulvermetallurgie in Wissenschaft und Praxis, Bd.25. Heimdall Verlag: Hagen, 2009, S. 113-138.

[KUEN07] Künne, B.:
Köhler/Rögnitz Maschinenteile 1.: Teubner Verlag: Wiesbaden, 2007.

[KUHN71] Kuhn, H. A.; Downey, C. L.:
Deformation characteristics and plasticity theory of sintered powder materials. In: International Journal of Powder Metallurgy, Vol. 7, No. 1 1971, S. 15-25.

[KUHN90] Kuhn, H. A.; Ferguson; B.L.:
Powder forging. Metal Powder Industries Federation. New York, 1990.

[KREI09] Kreissig, B.; Brüntrup, O.; Ophey, L.:
Kaltwalzmaschine, Schutzrecht: EP1286794B2, 2009.

[KUZM55] Kuzmin, A. D.; Vasilchikov, M. V.; Barbarich, M.V.:
Hot rolled gear wheels. In: Engineers' digest, Vol. 16, 1955, S. 575.

[KRUZ09] Kruzhanov, V.; Arnhold, V.; Ernst, E.:
Energieeinsatz in der Massenproduktion von PM-Formteilen. In: Pulvermetallurgie in Wissenschaft und Praxis, Band 25. Heimdall Verlag: Hagen, 2009, S. 159-173.

[LADO02] Landousse, C.; Dretin, M.; Marcon, C.:
Cold forming by rolling of parts made of press sintered material, Schutzrecht: US6729171B2, 2002.

[LAEP08] Läpple, V.:
Einführung in die Festigkeitslehre – Lehr- und Übungsbuch. Vieweg und Teubner Verlag: Wiesbaden, 2006.

[LANG88] Lange, K.:
Umformtechnik. Handbuch für Industrie und Wissenschaft: Massivumformung. Springer Verlag: Berlin, 1988.

[LAWC99] Lawcock, R.; Buckley-Golder, K.; Sarafinchan, D.:
Testing of high endurance PM steels for automotive transmission gearing components. Society of Automotive Engineers Paper, 1999.

[LEUP10] Leupold, B.; Wattenberg, F.; Kotthoff, G.:
Walzen pulvermetallurgischer Stirnräder. Tagungsband des Abschlusskolloquiums zum BMBF-Projekt PM-Zahnräder. Aachen, 25.08.2010.

[LIND10] Lindlohr, S.; Peters, R.; Beiss, P.; Broeckmann, C.:
Präparation und bildanalytische Bestimmung von Dichtegradienten an PM-Zahnrädern auf Eisenbasis. Tagungsband des Abschlusskolloquiums zum BMBF-Projekt PM-Zahnräder. Aachen, 25.08.2010.

[LINK96] Linke, H.:
Zahnradverzahnungen. Hanser Verlag: München, 1996.

[LIPP00] Lipp, K.; Sonsino, C. M.:
Hochfeste Sinterstähle – Einsatz hochfester umweltfreundlicher Sinterstähle für hochbelastbare Bauteile : Forschungsvorhaben 197 des Forschungskuratoriums für Maschinenbau (FKM). In: Forschungshefte des Forschungskuratoriums für Maschinenbau (FKM), 2000.

[LIPP02] Lipp, K.; Hoffmann, G.:
Design for rolling contact fatigue. Tagungsband: Powder Metallurgy World Congress-2002, Orlando, Advances in Powder Metallurgy and Particulate Materials Teil 5. Metal Powder Industries Federation, Princeton NJ 2002, S. 28-52.

[LOUG22] Logue, C. H.; Trautschold, R.:
American machinist gear book: Simplified tables and formulas for designing, and practical points in cutting all commercial types of gears. McGraw-Hill Book Company Inc.: New York, 1922. S. 335 – 348.

[LOOM96] Looman, J.:
Zahnradgetriebe. Springer: Berlin, 1996.

[MAGE75] Mages, W. J.:
Untersuchungen zur Verbesserung der Verzahnungsqualität und zur sicheren Auslegung der Werkzeuge beim Feinwalzen von Zylinderrädern. Dissertation RWTH-Aachen, 1975.

[MEIE07] Meier, M.:
Dimensionieren 1 – Skript zur Vorlesung, Kapitel 9. ETH Zürich, 2007.

[MURR10] Murrenhoff, H. (Hrsg.):
Umweltverträgliche Tribosysteme. Springer Verlag: Berlin, Heidelberg, 2010. S. 266.

[NEUG07] Neugebauer, R.; Hellfritzsch, U.:
Improved process design and quality for gear manufacturing with flat and round rolling, In: International Institution for Production Engineering, Research CIRP, Paris: 57th General assembly of CIRP 2007. Dresden, 2007, S. 307-312.

[NEUG10] Neugebauer, R.; Hellfritsch, U.; Lahl, M.; Schiller, S.; Millbrandt, M.:
Gear rolling technology, Tagungsband: KUGGMÖTE / GEAR MEETING 2010, Köping, 2010.

[NIEM05] Niemann, G.; Winter, H. Höhn, B.-R.:
Maschinenelemente Band I: Konstruktion und Berechnung von Verbindungen, Lagern und Wellen. 4. Auflage. Springer: Berlin, 2005.

[NIGA01a] Nigarua, S.; Trasorras, J. R.:
Precision high density P/M materials for heavy duty transmission components. International Conference on Power Transmission Components 2001. Ypsilanti, Michigan, 2001, S. 155-168.

[NIGA01b] Nigarura, S.; Blanchard, P.; Trasorras, J. R. L.:
Processing effects on rolling contact fatigue properties of sintered and densiformed™ ferrous alloy. Advances in Powder Metallurgy and Particulate Materials. Metal Powder Industries Federation, Princeton NJ, 2001, pp. 16-35.

[NIGA01c] Nigarura, S.; Trasorras, J. R. L.:
Rolling contact fatigue properties of densiformed™ sintered alloys, Advances in Powder Metallurgy and Particulate Materials. Metal Powder Industries Federation, Princeton NJ, 2001, pp. 155-168

[NN13] N. N.:
In: The Automobile. Januar 1913, S. 61.

[NN13a] N. N.:
The improved Anderson gear rolling machine. In: The Iron Age, 10. April 1913, S. 894.

[NN14] N. N. :
In: Machinery. Band 21, Machinery Publications Corp., September 1914 – August 1915, S. 72 ISSN: 0368-8941, September 1914, S. 72

[NN18] N.N.:
In: Stahl und Eisen: Zeitschrift für das Deutsche Eisenhüttenwesen. Jrg. 38, Nr. 19. Verlag Stahleisen, 9. Mai 1918, S. 427.

[NN20] N. N.:
In: American Industries. Band 21. National Association of Manufacturers by the National Manufacturers' Co., 1920.

[NN39] N. N. :
In: Maschinenbau. Band 18. VDI-Verlag GmbH: Düsseldorf, 1939.

[NN51] N. N.:
In: Stahl und Eisen: Zeitschrift für das Deutsche Eisenhüttenwesen. Band 71. Verein Deutscher Eisenhüttenleute, Verein Deutscher Eisen- und Stahlindustrieller. Nordwestliche Gruppe, 1951, S.71-73.

[NN53] N. N.:
Hot rolling of gears. In: Mass Production. Band 29, April 1953, S. 116.

[NN55] N. N. :
In: Werkstatt und Betrieb, Vol. 88., Carl Hanser Verlag, 1955, S. 526.

[NN68] N. N.:
Summary of world broadcasts: The Far East. Weekly supplement, Teil 3, British Broadcasting Corporation. Monitoring Service, 1968.

[NN69a] N. N.:
Computer Control Helps Ford Roll 27,000 Pinions Daily. In: Steel, Band 165, 1969.

[NN69b] N. N.:
In: Product engineering, Band 40, Morgan-Grampian Pub. Co., 1969.

[NN69c] N. N.:
In: Automotive Industries, Band 141, Chilton Co., 1969, S. 76.

[NN72] N. N.:
Technology review. In: New Scientist, Vol. 54, No. 794. New Scientists Publication: London, 4. Mai 1972.

[NN73] N. N.:
In: Automotive Industries, Band 149, Chilton Co., 1973.

[NN74] N. N.:
Aus Industrie und Wirtschaft: Pee-Wee in der DIAG-Gruppe, In: Werkstatttechnik: Zeitschrift für industrielle Fertigung, Jrg. 64. Springer Verlag in Gemeinschaft mit VDI-Verlag, 1974, S 519.

[NN78] N. N.:
In: The Engineer, Band 246, Morgan-Grampian Pub. Co., 1978, S. 557.

[NN04] N. N.:
In: Höganäs Handbook for Sintered Components. Höganäs Schweden, Höganäs AB, 2004.

[NN07] N. N.:
In: The Metal Powder Press Winter 2007, Metal Powder Products Co.: Westfield, 2007.

[OYAN73] Oyane, M.; Shima, S.; Kono, Y.:
Theory for plasticity of porous metals. In: Bulletin of The JSME 16, Nr. 99, 1973, S. 1254-1262.

[OGAN03] Ogando, J:
Powder progress. In: Design News; August 2003.

[PETE04] Petersen, J.:
Wälzfestigkeitsuntersuchung von Sinterstählen und Neuentwicklung eines Wälzfestigkeitsprüfstands. Dissertation RWTH Aachen, 2004.

[RAU00] Rau, G.; Krehl, H.:
Sinterstahlteile für den Leichtbau im Kraftfahrzeugbau. In: VDI-Zeitschrift, 142, Nr. 5, 2000, S.69-70.

[RAU03] Rau, G.; Lorenz, S.; Krehl, M.:
Highly loaded P/M gears produced by selective surface densification. Society of Automotive Engineers International, Paper 2003-01-0334. 2003

[RAU05a] Rau, G.; Sigl, L.:
Performance of surface densified P/M gears for a passenger car gear box. International Conference on Gears, München, VDI-Verlag GmbH; Düsseldorf, 2005.

[RECH67] Rechlin, B.:
Entwicklungsrichtungen im Werkzeugmaschinenbau. Bericht über die 10. Europäische Werkzeugmaschinen-Austellung in Hannover (EWA), Umformmaschinen. In: Forschungsberichte VDI-Zeitschrift, 109, Nr. 34. VDI-Verlag GmbH: Düsseldorf, Dezember 1967, S. 1617.

[RIED04] Riedel, H.; Svoboda, J.; Kraft, T.:
Simulation in der Pulvermetallurgie: Möglichkeiten und Grenzen. In: Tagungsband zum Symposium für Pulvermetallurgie: Simulation – Gefüge – Bauteileigenschaften. Hagen, 9.-10. Dezember 2004. ISL Verlag: Hagen, 2004.

[RUGE07] Ruge, J.; Wohlfahrt H.:
Technologie der Werkstoffe: Herstellung Verarbeitung Einsatz. Friedr. Vieweg & Sohn Verlag | GWV Fachverlage GmbH: Wiesbaden, 2007.

[RÖBE91] Röber,G.:
Pulverschmieden von Zahnrädern in Schichtverbundtechnik. Dissertation RWTH Aachen, 1991.

[SAIT88] Saito, M.:
Method and apparatus for rolling a cylindrical blank, Schutzrecht: EP0123851B1, 1988.

[SAMA60] Samarin, A. M.:
Contemporary problems of metallurgy, In: Akademiika nauk SSSR. Consultants Bureau, 1960

[SAND02] Sandner, C.; Ratzi, R.; Lorenz, B.; Tobie, T.:
Sintered gears – achievable load-carrying capacities by conventional and new production methods. In: VDI-Berichte Nr.1665, VDI-Verlag GmbH; Düsseldorf, 2002.

[SAND05] Sandner, C.; Rößler, H.:
Hochfeste Sinterzahnräder – Bauteile für geräuscharmen Räderbetrieb in Verbrennungsmotoren. In: Tagungsband zur 2. Deutsch-Italienischen Near-Net-Shape-Tagung Dresden, 11. November 2005, Fraunhofer IWU, 2005.

[SCHA06] Schatt, W.; Wieters, K.-P.; Kieback, B.:
Pulvermetallurgie. Technologie und Werkstoffe. Springer Verlag, Berlin, 2006

[SCHL10] Schlecht, B.:
Maschinenelemente 2: Getriebe, Verzahnungen und Lagerungen. Pearson Studium: München, 2010, S.431.

[SHOO04] Shook, B.:
Alternative form – rolling worm forms: overview and advantages. In: Cutting Tool Engineering Magazine, Sept. 2004, Vol. 56, Nr. 9

[SHIM75] Shima, S.; Oyane, M.:
Plasticity theory for porous metals. In: International Journal of Mechanical Science, Nr.18, 1976, S. 285-291.

[SHIV95] Shivanath, R.; Jones, P. K.:
Powder metal alloy process. Schutzrecht: US 5476632, 19.12.1995.

[SHIV96] Shivanath, R.; Jones, P. K.; Danny, T.:
High density sintered alloy. Schutzrecht: US 5516483, 14.05.1996.

[SHIV98] Shivanath, R.; Jones, P.:
Gears. Schutzrecht US005729822A, 17.03.1998

[SIGL04] Sigl, L. S.; Rau, G.:
Evolution of gear quality in helical PM gear during processing. In: Tagungsband: Euro PM2004 Wien, European Powder Metallurgy Association: Shrewsbury, 2004.

[SIMS54] Sims, R.B.:
The calculation of roll force and torque in hot rolling mills. Tagungsband: Institution of Mechanical Engineers June 1954 vol. 168 no. 1, London, 1954, S. 191–200.

[SLAT04] Slattery, R.; Hanejko, F. G.; Rawlings, A. J.; Marucci, M.; Sim Narasimhan, K. S.:
High performance gears using powder metallurgy (P/M) technology. In: Gear Technology, November/December 2004; S. 38-46.

[SLAT05] Slattery, R.:
New powder applications. In: Gear Solutions, July 2005; S. 32-36.

[STEIN91] Steindorf, H.:
Schwing- und Wälzfestigkeitseigenschaften von Sinterstählen unter optimierten Festwalzbedingungen. In: Fortschritt-Berichte VDI. VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf, 1991, Reihe 5, Nr. 245.

[STRE97] Strehl, R.:
Tragfähigkeit von Zahnrädern aus hochfesten Sinterstählen. Dissertation RWTH Aachen, 1997.

[STRE10] Strehmel, P.:
Maschinenentwicklung für das Verzahnungswalzen. Tagungsband des Abschlusskolloquiums zum BMBF-Projekt PM-Zahnräder, Aachen, 25.08.2010.

[TAKE10] Takemasu, T.; Koide, T.; Takeda, Y.; Dizar, S.; Shinbutsu, T.:
Analysis and durability test of surface rolled 1P1S 1.5Cr-0.2Mo very density gear. In: Tagungsband: World PM 2010 Conference, Florenz, European Powder Metallurgy Association: Shrewsbury, 2010.

[TOTT02] Totten, E.:
Handbook of residual stress and deformation of steel. ASM International, 2002.

[TRAS06] Trasorras, J. R. L.; Riley, E. T.:
Method and apparatus for densifying powder metal gears. Schutzrecht: US007025929B2, 11.04.2006.

[TRAU22] Trautschold, R.:
The hot rolling of gears, Steel processing and conversion, Band 8. American Drop Forge Association, Steel Publications, 1922.

[TSCH10] Tschätsch, H.; Dietrich J.:
Praxis der Umformtechnik: Arbeitsverfahren, Maschinen, Werkzeuge. Vieweg+Teubner Verlag: Wiesbaden, 2010.

[TVER81] Tvergaard, V.:
Influence of voids on shear band instabilities under plane strain condition. In: International Journal of Fracture Mechanics, Vol. 17, 1981, S. 389–407.

[WALT00] Walther, M.; Strehmel, P.; Lorenz, U. B.:
Verzahnungswalzen in der Gesamtprozesskette beim Herstellen hohler wellenförmiger Antriebsteile. 7. Sächsische Fachtagung Umformtechnik SFU 2000 »Leichtbau durch Umformtechnik«; Chemnitz, 24./25.10.2000, S. 371-384, 2000.

[WEIC99] Weichert, D.:
Mechanik II für Ingenieure : Festigkeitslehre. RWTH Aachen, 1999.

[WOOL00] Woolf, R. M.; Trasorras, J. R. L.:
Apparatus and method for roll forming gears. Schutzrecht: US006151941A, 28.11.2000.

[WOOL03] Woolf, R. M.:
Method of producing surface densified metal articles. Schutzrecht: US006899846B2, 11.02.2003.

[WOOL05] Woolf, R. M.:
Apparatus and method for forming powder metal gears. Schutzrecht: US006517772B1, 31.05.2005.

[YAZI05] Yazici, A. B.:
Numerical optimisation of a workpiece geometry for PM surface densification process. Master Thesis. Fraunhofer IWM, Freiburg, 2005.

[YING90] Ying, Z. G.:
Berechnung der Walzkraft beim Kaltwalzen. Neue Hütte, 35. Jahrgang, Heft 9, Leipzig 1990.

Formelzeichen und Abkürzungsverzeichnis

Formula Symbols and Abbreviations

Lateinische Formelzeichen

A	[mm^2]	Fläche
A	[%]	Bruchdehnung
a	[mm]	Achsabstand
a_{End}	[mm]	Endachsabstand
b	[mm]	Verzahnungsbreite
b_h	[mm]	halbe Kontaktbreite
C_β	[µm]	Flankenballigkeit
d_0	mm	Werkstückdurchmesser
d_1	mm	Werkzeugdurchmesser
d_a	[mm]	Kopfkreisdurchmesser
$d_{Brinell}$	[mm]	Kugeldurchmesser bei Härteprüfung nach Brinell
d_f	[mm]	Fußkreisdurchmesser
d_K	[µm]	Korngröße
d_{Na}	[mm]	Kopfnutzkreisdurchmesser
d_{Nf}	[mm]	Fußnutzkreisdurchmesser
dT/dt	[°/s]	Abkühlrate
d_W	[mm]	Wälzkreis
d_y	[mm]	Durchmesser am Punkt y
dφ/dt	[1/s]	Dehnrate
E	[N/mm^2]	Elastizitätsmodul
F_α	[µm]	Profilgesamtabweichung
$F_{\alpha(l-r)}$	[µm]	Symmetrie der Profilgesamtabweichung
F_β	[µm]	Flankenliniengesamtabweichung
$f_{f\alpha}$	[µm]	Profilformabweichung
$f_{f\alpha(l-r)}$	[µm]	Symmetrie der Profilformabweichung
$f_{f\beta}$	[µm]	Flankenlininenformabweichung
$f_{H\alpha}$	[µm]	Profilwinkelfehler
$f_{H\alpha(l-r)}$	[µm]	Symmetrie des Profilwinkelfehlers

F_N	[N]	Flankennormalkraft
f_p	[µm]	Teilungseinzelabweichung
F_p	[µm]	Teilungsgesamtabweichung
F_r	[µm]	Rundlauf zur Verzahnung
F_R	[N]	Reibkraft
F_W	[N]	Walzkraft
F'_W	[N/mm]	auf die Verzahnungsbreite bezogene Walzkraft
g_i	[%]	Gewicht eines Parameters in der Regressionsfunktion
G	[mm/N]	Maschinennachgiebigkeit
h	[mm]	Höhe
i	[-]	Übersetzungsverhältnis
I_y		Flächenträgheitsmoment
k_1	[-]	1. Schubkorrekturfaktor der Biegelinie
k_2	[-]	2. Schubkorrekturfaktor der Biegelinie
K_{AF}	[µm]	Oberflächenkorrekturfaktor f. d. auslaufende Flanke
$K_{d=60mm}$	[µm]	Oberflächenkorrekturfaktor f. d. Fußausrundung
KW	[-]	Kennwert
l	[mm]	Länge
M	[Nm]	Moment
m_n	[mm]	Normalmodul
n	[1/min]	Drehzahl
$n_{Faktoren}$	[-]	Faktoranzahl
$n_{Faktorstufen}$	[-]	Faktorstufenanzahl
$n_{Versuche}$	[-]	Versuchsanzahl
N_A	[-]	Überrollungen beim Ausfahren
N_{RP}	[-]	Reversierpunktanzahl
$N_{NÜ}$	[-]	normierte Überrollungsanzahl
N_Z	[-]	Überrollungen beim Zustellen
N_{dWzg}	[-]	normierter Werkzeugdurchmesser
N_{p0}	[-]	normierte Prozesseingangsdichte
$N_Ü$	[-]	Überrollungsanzahl

N_{xC}	[-]	normierter Kohlenstoffgehalt
P	[W]	Leistung
p	[N/mm^2]	Druck
p_A	[N/mm^2]	Dauerwälzfestigkeit
p_h	[N/mm^2]	Hertzsche Pressung
p_{Press}	[MPa]	Pressdruck
q_i	[-]	Gursonparameter
R	[mm]	Radius
R^2	[-]	Korrelationskoeffizient
R_m	N/mm^2	Bruchfestigkeit
$R_{p0,2}$	N/mm^2	0,2%-Dehngrenze
Ra	[µm]	Mittenrauwert
R_z	[µm]	gemittelte Rautiefe
s	[-]	Schlupf
s_a	[µm]	Messrasterabstand
Sa	[µm]	Oberflächenrauheit
S_i	[-]	Abstufung beim paarweisen Vergleich
s_n	[mm]	Zahndicke
t_{D95}	[mm]	Randabstand, bei dem 95% Dichte vorliegt
t_{D98}	[mm]	Randabstand, bei dem 98% Dichte vorliegt
t_S	[min]	Sinterzeit
T	[°C]	Temperatur
T_S	°C	Sintertemperatur
T	[s]	Zeit
t_D	[mm]	Verdichtungstiefe
t_H	[s]	Walzdauer
V	[mm^3]	Volumen
$V_{F\alpha}$	[µm]	Varianz der Profilgesamtabweichung
$V_{f\alpha}$	[µm]	Varianz der Profilformabweichung
$V_{fH\alpha}$	[µm]	Varianz der Profilwinkelabweichung
$V_{fH\beta}$	[µm]	Varianz der Flankenlinienwinkelabweichung

v_G	[mm/s]	Gleitgeschwindigkeit
$w''_{Biegung}$		2. Ableitung der Biegelinie
$w_{Biege+Schub}$	[µm]	Zahnverformungen in Folge von Biegung und Schub
w_{Hertz}	[µm]	Hertzsche Abbplattung
W_K	[mm]	Zahnweite
x	[-]	Profilverschiebungsfaktor
x_C	[%]	Kohlenstoffgehalt
x_{Gleit}	[%]	Gleitmittelanteil
x_K	[%]	Kostenanteil
x_{Mo}	[%]	Molybdängehalt
x_P	[%]	Bleigehalt
x_S	[%]	Schwefelgehalt
$x_{Vol.}$	[%]	Volumenanteil
Z	[-]	Zähnezahl
z_0	[-]	Werkstückzähnezahl
z_1	[-]	Werkzeugzähnezahl
Z	[µm]	Profilhöhe

Griechische Formelzeichen

α	[°]	Eingriffswinkel
ß	[°]	Schrägungswinkel
ß	[-]	Hydrostatischer Einflussfaktor
Δ	[-]	dichteabhängigger Gewichtungsfaktor
Δa	[mm]	Achsabstandsänderung
Δd_a	[mm]	Kopfkreisdurchmesseränderung
Δd_F	[mm]	Fußkreisdurchmesseränderung
$\Delta R_{p0,2,K}$	[N/mm^2]	0,2%-Dehngrenzenerhöhung durch Kornverfeinerung
$\Delta R_{p0,2,MK}$	[N/mm^2]	0,2%-Dehngrenzenerhöhung durch Mischkristallhärtung
$\Delta R_{p0,2,T}$	[N/mm^2]	0,2%-Dehngrenzenerhöhung durch Teilchenhärtung

$\Delta R_{p0,2,V}$	[N/mm^2]	0,2%-Dehngrenzenerhöhung durch Versetzungshärtung
Δs_0	[µm]	Werkzeugkorrektur
Δs_2	[µm]	Walzaufmaß zur Verdichtung
φ	[-]	Dehnung
γ	[°]	Aufspannwinkel des Tasterdiamantkegels
λ	[-]	Ortsfunktion von k_f und ε_i
ρ	[g/cm^3]	Dichte
ρ	[mm]	Radius
ρ_0	[g/cm^3]	Prozesseingangsdichte
$\rho_{0,rel}$	[%]	relative Prozesseingangsdichte
ρ_{Ers}	[mm]	Ersatzkrümmungsradius
ρ_{rel}	[%]	relative Dichte
$\rho_{rel,Rand}$	[%]	relative Dichte am Rand
$\rho_{Schütt}$	[g/cm^3]	Schüttdichte
ρ_{an}	[mm]	Kopfkantenradius
ρ_{yi}	[mm]	Krümmungsradius der Zahnflanke
M	[-]	Reibungskoeffizient
N	[-]	Querkontraktionszahl
$\nu_{pl.}$	[-]	plastische Querkontraktionszahl
σ_b	[N/mm^2]	Biegespannung
σ_D	[N/mm^2]	deviatorische Spannung
σ_h	[N/mm^2]	hydrostatische Spannung
σ_v	[N/mm^2]	Vergleichsspannung
τ	[N/mm^2]	Schubspannung
τ_{ab}	[N/mm^2]	Schubfestigkeit
Φ	[-]	Umformgrad

Abkürzungen

α-MK	Ferrit
γ-MK	Austenit
AF	außlaufende Flanke
C	Kohlenstoff
Cr	Chrom
Cu	Kupfer
DIN	Deutsche Industrie Norm
EF	einlaufende Flanke
Fe	Eisen
FEM	Finite-Elemente-Methode
GKZ	auf kugelige Grafide geglüht
HB	Härte nach Brinell
He	Helium
LL	Linkslauf
Mn	Mangan
Mo	Molybdän
N_2	Stickstoff
Ni	Nickel
P	Phosphor
PM	Pulvermetallurgie
PG	Profilgeometriekennwert
RR	Rechtslauf
RP	Reversierpunkt
S	Schwefel
Si	Silizium
VDI	Verband Deutscher Ingenieure
ZG	Zahnradgeometriekennwert