

Virtuelle Beurteilung der Fügbarkeit von
mechanischen Verbindungsprozessen in der
Prozessentwicklung am Beispiel des
Radialnietens

DISSERTATION
zur Erlangung des Grades eines Doktors
der Ingenieurwissenschaften Dr.-Ing.

vorgelegt von
Tobias Beyer M. Sc.

eingereicht bei der Naturwissenschaftlich-Technischen Fakultät
der Universität Siegen
Siegen 2024

Betreuer und erster Gutachter
Prof. Dr.-Ing. Christoph Friedrich
Universität Siegen

Zweiter Gutachter
Prof. Dr-Ing. habil. Uwe Füssel
Technische Universität Dresden

Tag der mündlichen Prüfung
06 Juni 2024

Eidesstattliche Versicherung

Ich erkläre hiermit die vorliegende Arbeit selbstständig und ohne unzulässige, fremde Hilfe angefertigt zu haben. Die verwendeten Quellen und Hilfsmittel sind im Literaturverzeichnis vollständig aufgeführt. Ich versichere, alles kenntlich gemacht zu haben, was aus Arbeiten anderer unverändert oder mit Abänderungen übernommen wurde.

Bühl, 25. Mai 2024

Tobias Beyer M.Sc.

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand im Bereich Maschinenbau am Lehrstuhl Maschinenelemente, Verbindungstechnik und Produktinnovation an der Universität Siegen und in Zusammenarbeit mit der Robert Bosch GmbH am Standort Bühl.

Mein ausdrücklicher Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Christoph Friedrich, Leiter des Lehrstuhls MVP, der mir die Erstellung dieser Promotion ermöglicht hat. Des Weiteren möchte ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Uwe Füssel für die Übernahme des Zweitgutachters bedanken.

Mein großer Dank gilt der Firma Robert Bosch GmbH, insbesondere Herrn Dr. Leitz und Herrn Dr. Callies, die es mir ermöglicht haben das Promotions-thema zu bearbeiten. Des Weiteren möchte ich mich bei Herrn Dr. Erismis für den kollegialen Austausch in allen wichtigen organisatorischen und fachlichen Fragen bedanken. Ein großer Dank gilt ebenfalls den Kolleginnen und Kollegen der Abteilung ED/ECP21, die mir sowohl die Eingewöhnung als auch die tägliche Arbeit durch ihre offene und hilfsbereite Art vereinfacht haben.

Allen Studenten, insbesondere Herrn Murat Kaya und Herrn Benjamin Fischer, sei an dieser Stelle für ihre intensive Unterstützung während meiner Promotion zu danken. Sie haben durch ihren Einsatz zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen.

Mein größter Dank gilt zum Schluss neben meiner liebevollen Frau Carolin, die mir auch in schwierigen Zeiten immer hilfreich und ausdauernd zur Seite stand, meinen Eltern Angelika und Karl-Heinz. Bereits in meiner frühen Kindheit haben sie mich immer bestmöglich gefördert und mir helfend und motivierend zur Seite gestanden. Nicht zuletzt möchte ich meiner Tochter Lenja danken, die mir gezeigt hat, dass es sich lohnt neben all der Arbeit das Wesentliche nicht aus den Augen zu verlieren.

Danke!

Kurzdarstellung

Um Zeit und Investitionskosten zu sparen, ist es in der Prozessentwicklung entscheidend zu einem möglichst frühen Projektzeitpunkt eine genaue Kenntnis über die Eignung eines Fügeprozesses zu erlangen. Die hier entwickelte Methodik des virtuellen Testens ermöglicht einen teilautomatisierten Ablauf zur Identifizierung und anschließenden Beurteilung des abgebildeten Prozesses. Des Weiteren können gleichartige Verbindungslösungen, wie z.B. das Rollieren für einen vorliegenden Fall miteinander verglichen werden.

Voraussetzung für die Verlässlichkeit solch einer Methode ist die analytische Bestimmung dessen Eingangsparameter. Für den mechanischen Umform- und Fügeprozess, dem Radialnieten, wurde in dieser Arbeit eine Prozesssimulation mittels Abaqus/CAE (*V6.14*) erstellt. Der Fügeprozess wurde an Hand eines Realbauteils entwickelt und mittels Realversuchen an entsprechenden Labormaschinen evaluiert. In einem weiteren Schritt folgte die Durchführung einer Anzahl von Sensitivitätsrechnungen im Bereich der Prozess-, Geometrie- und Werkzeugparameter. Der Workflow der Sensitivitätsuntersuchung wurde hierbei automatisiert durchgeführt. Die parametrische Modellentwicklung ermöglicht eine selbstgenerierende Modellerstellung für die Durchführung verschiedenster Simulationsrechnungen. Die Auswertung dieser Ergebnisse erfolgte mit Hilfe des Programms OptiSLang. Die Vielzahl an Parametern konnte auf eine reduzierte Anzahl signifikanter Parameter beschränkt werden. Das Verständnis über die Wirkzusammenhänge ermöglicht den Hinweis auf Gestaltungshinweise und verbessert das Prozessverständnis.

Abstract

In order to save time and investment costs, it is crucial in process development to gain precise knowledge of the suitability of a connection process at the earliest possible project stage. The method of virtual testing developed here enables a semi-automated process for identification and subsequent evaluation of the process. Furthermore, similar interconnection solutions can be compared for a given case. A prerequisite for the reliability of such a

method is the analytical determination of its input parameters. For the mechanical forming and joining process, radial riveting, a process simulation using Abaqus/CAE (V6. 14) was created in this paper. The joining process was developed on the basis of a real component and evaluated by means of real tests on corresponding laboratory machines. In a further step, a number of sensitivity calculations were carried out in the area of process, geometry and tool parameters. The workflow of the sensitivity analysis was automated. The parametric model development enables a self-generating model generation for the execution of various simulation calculations. The evaluation of these results was carried out with the help of the OptiSLang program. The large number of parameters could be limited to a reduced number of significant parameters. The understanding of the cause-effect relationships makes it possible to refer to design notes and improves the understanding of processes.

Inhaltsverzeichnis

Vorwort	VII
Kurzdarstellung	IX
Inhaltsverzeichnis	1
Abbildungsverzeichnis	IV
Tabellenverzeichnis	XII
Abkürzungsverzeichnis	XIII
1 Einleitung und Motivation	1
2 Stand der Technik	6
2.1 Grundlagen der Umformung.....	6
2.1.1 Fließspannung.....	6
2.1.2 Kristallstrukturen.....	8
2.1.3 Versetzungen.....	10
2.2 Reibung.....	14
2.2.1 Reibungsarten	14
2.2.2 Reibungseinflüsse	15
2.2.3 Übersicht gängiger Reibmodelle	16
2.3 Finite Elemente Methode für die virtuelle Prozessbeschreibung .	18
2.4 Einteilung der Fügeverfahren.....	23

Inhaltsverzeichnis

2.5	Das Radialnieten	25
2.6	Verwendete Geräte-/Messtechnik.....	29
3	Methodik zur Beurteilung geeigneter Verbindungslösungen	33
4	Analyse des Fügeprozesses „Radialnieten“	36
4.1	Beschreibung der Verbindungspartner Fügwerkzeug- Lagerdeckel-Lager.....	36
4.2	Materialcharakterisierung der verwendeten Werkstoffe DC04+ZE25/25 und Sint B50.....	42
4.3	Bestimmung der kinematischen Stempelbewegung	52
4.4	Kraft-Wegverlauf des Nietstempels	59
4.5	Tribologieanalyse.....	65
4.5.1	Tribologische Systeme	66
4.5.2	Versuchsaufbau	67
4.5.3	Versuchsdurchführung	70
4.5.4	Messmittelfähigkeit.....	72
4.5.5	Auswertung der Versuchsdurchführung zur Reibwertermittlung	74
4.5.6	Bewertung der Ergebnisse der Reibwertuntersuchungen	80
5	Prozessanalyse mit Hilfe des virtuellen Testens.....	84
5.1	Grundlegender FE-Modellaufbau.....	84
5.2	Parametrisierter Modellaufbau	86

Inhaltsverzeichnis

5.3	Abbildung der kinematischen Bewegung.....	88
5.4	Abbildung der Kraftaufbringung	90
5.5	Abbildung des Reibgesetzes.....	92
5.6	Untersuchung der Einflüsse Vernetzungsgröße und Starrkörper	98
5.7	Verifizierung des Simulationsmodells	102
6	Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse	110
6.1	Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse zur Optimierung der Verbindung.....	112
6.2	Zusammenfassung der Sensitivitätsergebnisse.....	117
6.3	Optimierung des Fügeprozesses.....	120
6.3.1	Durchführung der Prozessmodifikation	121
6.3.2	Auswertung der Prozessmodifikation.....	122
7	Zusammenfassung	129
8	Literatur.....	133

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1-1: Vergleich des Arbeitsaufwandes unter Verwendung von CAE-Systemen zu einer experimentell geprägten Auslegung unter Hinzunahme der Kostenentwicklung in Abhängigkeit der Projektphasen [67].....	2
Abbildung 2-1: Fließkurve einer Flachstahlzugprobe [28].....	7
Abbildung 2-2: Gefügeaufbau metallischer Strukturen [34]	9
Abbildung 2-3: Theoretischer Spannungsverlauf und Abgleiten von zwei Gitterebenen [39]	12
Abbildung 2-4: Stufenversetzung und Burgersvektor [34]	13
Abbildung 2-5: Übersicht der Reibgesetze Coulomb, Reibfaktormodell und Reibgesetz nach Orowan und Shaw für zwei unterschiedliche Reibwerte $\mu = 0,3$ und $\mu = 0,5$ [42].....	18
Abbildung 2-6: Unterschied eines Biegebalkens bei linearem und nicht linearem Verhalten [61].....	19
Abbildung 2-7: Beulen als Verzweigungsproblem [61]	20
Abbildung 2-8: Elastisch-plastisches Materialverhalten [61]	21
Abbildung 2-9: Einteilung der Fügeverfahren [23]	23
Abbildung 2-10: Vergleich Taumelnieten (links) gegenüber Radialnieten (rechts)	26
Abbildung 2-11: Hypotrochoidenformen in Abhängigkeit der Lage der Stempelachse [47].....	27

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2-12: Detailausschnitt Fügeverbindung: Gefügebilder (Nr. 1-3); differenzierte Faserverläufe Faserverlauf auf Grund des Prozesses Radialnieten (links Bildausschnitt)	29
Abbildung 2-13: Verwendete Radialnietmaschine RN 181 mit adaptiertem Kraftmesssensor K6D80.....	30
Abbildung 2-14: Verwendete Kraftmessdose K6D80 mit einer Auflösung von 0,1 N je Kraftrichtung.....	31
Abbildung 2-15: Verwendete Rolliereinheit mit Doppelrollen [7].....	32
Abbildung 3-1: Flussdiagramm zur Beurteilung von mechanischen Verbindungslösungen. Unterteilt in die Hauptschritte: Vorauswahl, Übertragung auf Modellebene, Sensitivitätsanalyse und Prozessbewertung/-optimierung.....	35
Abbildung 4-1: Parameterbezeichnungen am Stempel links und Fügepartner rechts.....	39
Abbildung 4-2: Gegenüberstellung der axialen / radialen Kräfteverhältnisse bei variierendem Stempelwinkel.....	40
Abbildung 4-3: Darstellung der unterschiedlichen Fließkurvenansätze für den Lagerdeckel DC04 (obere drei Kurven) und dem Sinterlager Sint B50 (unten).....	45
Abbildung 4-4: Fließortkurve DC04 mit Anisotropiewerten: $r_{0^\circ} = 1,782$ $r_{45^\circ} = 1,249$ $r_{90^\circ} = 2,045$	46
Abbildung 4-5: Härteverlauf: Rohmaterial (oben); Lagerdeckel unverformt (Mitte); Lagerdeckel verformt (unten).....	48
Abbildung 4-6: Ermittlung der Materialhärte nach Vickers an vorgereckten DC04 Materialproben.....	49

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 4-7: Links: Zugversuch Vorreckung des Materials. Bestimmung von $K_{f018\%}$; rechts oben: Fließkurve $K_{f018\%}$ angepasst; rechts unten: Rohmaterialfließkurve	50
Abbildung 4-8: Verwendete Fließkurven für DC04 (unterteilt in drei Härteabschnitte, s. Abbildung 4.5 mitte) und Sint B50 in der Simulation ..	51
Abbildung 4-9: Prinzipaufbau Radialnietmaschine.....	53
Abbildung 4-10: Hypotrochoidenbahn mit elf Einzelschleifen, Achsabstand $a=3,0$ mm und einer Stempellänge von 65 mm	56
Abbildung 4-11: Geometrische Beziehungen an einem Kreissegment (links); Winkelbeziehung am Fügestempel in Abhängigkeit des Winkels α_z (rechts)	57
Abbildung 4-12: Untersuchung des zeitlichen Kraftverlaufs an der Radialnietmaschine RN 181, $N=25$	60
Abbildung 4-13: Bewegungsverhältnisse am Nietstempel	62
Abbildung 4-14: Axialkraftverlauf aufgenommen mit Kraftmessdose K6D80, Nennkraft 750 N, Prozesszeit $t = 1$ sec	64
Abbildung 4-15: Veränderlicher Stempelkontaktpunkt in Abhängigkeit der Bauteilverformung.....	65
Abbildung 4-16: Tribologische Systeme mit unterschiedlichem Detaillierungsgrad [15]	67
Abbildung 4-17: Kräfterdarstellung zur Reibwertbestimmung am Innenpunkt P_{innen} sowie am Außenpunkt $P_{\text{außen}}$	70
Abbildung 4-18: Design-optimaler Versuchsplan mit Zentralpunkten und $\pm\alpha$ Sternpunkten.....	72

Abbildung 4-19: Streubereich des Kraftmessensors K6D80 in Abhängigkeit von der Axialkraft.....	74
Abbildung 4-20: Einfluss der Faktoren Frequenz, Umformzeit, Nietkraft und Schmierungszustand auf den Reibwert am Innenpunkt.....	75
Abbildung 4-21: Einfluss der Faktorwechselwirkungen auf den Reibwert am Innenpunkt.....	77
Abbildung 4-22: Einfluss der Faktoren Frequenz, Umformzeit, Nietkraft und Schmierungszustand auf den Reibwert am Außenpunkt.....	78
Abbildung 4-23: Einfluss der Faktorwechselwirkungen auf den Reibwert am Außenpunkt.....	79
Abbildung 4-24: Auswertung der Reibwerte in Abhängigkeit des Schmiermittels nach Gl. 4-22 f.....	82
Abbildung 5-1: Modellaufbau vernetzt, links: gesamt Modell, rechts: Detail Lagerdeckel partitioniert vernetzt.....	86
Abbildung 5-2: Darstellung des parametrisierten Aufbaus in vier Segmente: Modellaufbau, Modellerstellung, Parametervariation, automatisierte Auswertung.....	87
Abbildung 5-3: Vergleich der Hypotrochoiden, berechnete Form (links), Simulation (Mitte, angepasst auf reduzierte Stempellänge), reale Bahn (rechts).....	89
Abbildung 5-4: Kraftverlauf-Simulation (schwarz); ausgegebener Kraftverlauf in der Prozessüberwachung RN 181 (grau)	91
Abbildung 5-5: Einfluss des Reibwertes auf das Umformergebnis. Links: reibungsfreie Rechnung, rechts: mit Reibwert $\mu=0,4$	93

Abbildung 5-6: Reibwertfunktion für das Simulationsmodell in Abhängigkeit von der Prozesszeit	94
Abbildung 5-7: Reibgesetz nach Coulomb mit $\mu=0,12$ (unten) und $\mu=0,18$ (oben).....	95
Abbildung 5-8: Reibfaktormodell für DC04 vorverfestigt.....	96
Abbildung 5-9: Ergebnisse aus Reibwertuntersuchungen.....	97
Abbildung 5-10: Vergleich der Rechenzeiten bei linear elastischem Stempelmodell mit unterschiedlichen Netzgrößen im Vergleich zu einem Starrkörper.....	99
Abbildung 5-11: Vergleich der geometrischen Ergebnisgrößen aus Simulationsberechnungen (Materialmodell-Stempel) gegenüber den Realbauteilen	100
Abbildung 5-12: Vernetzung Lagerdeckel (rechts); Sinterlager (links)	101
Abbildung 5-13: Vergleich Zeit-Weg-Verläufe real vs. Simulation.....	102
Abbildung 5-14: Geometrischer Vergleich Simulation (Fließkurvenextrapolation nach Hollomon) mit Realbauteilen	104
Abbildung 5-15: Modellvalidierung; Fließkurvenauswertung nach Ludwik; Swift; Hollomon	105
Abbildung 5-16: Auswertung geometrische Übereinstimmung Simulationsmodelle mit Realmaßen. Darstellung von 1 sec bis 4 sec; Prozesskraft 1,8 kN.....	107
Abbildung 5-17: Vergleich Realmaße mit Simulationsergebnissen.....	108

Abbildung 6-1: Frühere experimentelle Versuche der Verbindungsauslegung mittels Radialnieten unter der Verwendung variierender Stempelgeometrien und Fügekraft/-zeit111

Abbildung 6-2: Ermittelter Zusammenhang zwischen der Fügekraft und -zeit in Abhängigkeit des Auslenkwinkels α113

Abbildung 6-3: Zusammenfassung des Einflusses der Prozessparameter114

Abbildung 6-4: Einfluss der Spaltbreite Lagerdeckel-Lager auf den Außendurchmesser des Lagers.....115

Abbildung 6-5: Gegenüberstellung verschiedener Stempelgeometrien aus Sensitivitätsberechnungen116

Abbildung 6-6: Vergleich der Ergebnisse aus realen Vorversuchen (oben) und den Ergebnissen aus der Simulation (unten)119

Abbildung 6-7: Vergleich Faserverlauf Simulation vs. Schliffbild120

Abbildung 6-8: Aufbau der Prozessmodifikation "Rollieren"121

Abbildung 6-9: Ergebnisse aus Prozesssimulation Rollieren: Min/max. Umformzeit in Abhängigkeit von der Fügekraft für das Rollieren.....123

Abbildung 6-10: Auswertung der Lagerdeckelgeometrie (Gesamthöhe und Scheibendurchmesser) über die Umformzeit bei konstanter Fügekraft124

Abbildung 6-11: Darstellung des Einflusses der Rollenhöhe h in Abhängigkeit der Lagerdeckelverformung125

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 6-12: Auswertung der Parameter Rollenradius, Rollenabstand und Drehzahl beim Rollieren in Bezug zum Scheibendurchmesser am Lagerdeckel 126

Abbildung 6-13: Visualisierung des Werkstoffflusses in Abhängigkeit unterschiedlicher Rollenradien: links $R=0,5\text{mm}$, rechts $R=1,75\text{mm}$ 127

Abbildung 6-14: Visualisierung des Werkstoffflusses in Abhängigkeit unterschiedlicher Rollenachsabstände: links $a=10,3\text{ mm}$, rechts $a=9,5\text{ mm}$ 127

Tabellenverzeichnis

Tabelle 4-1: Eigenschaften DC04 nach EN 10152 [26].....	43
Tabelle 4-2: Eigenschaften Sint B50 nach DIN 30910-3 [21].....	43
Tabelle 4-3: Mechanische Eigenschaften Versuchswerkstoff DC04	44
Tabelle 4-4: Variablenbezeichnungen Radialnietmaschine/Hypotrochoidenbahnkontur	52
Tabelle 6-1: Parameterstufen für die Prozessparameteruntersuchung (Auslenkwinkel, Prozesszeit und Prozesskraft).....	112

Abkürzungsverzeichnis

Formelzeichen	Einheit	Benennung
A	mm ²	Flächeninhalt
A ₀	mm ²	Ausgangsflächeninhalt
a	mm	Achsabstand
\vec{b}		Burgersvektor
b	mm	Abstand der Sehne zum Kreisbogen
C	MPa	Schubkonstante
CAE		Computer Aided Engineering
°C	°	Grad Celsius
da	mm	Außendurchmesser Zahnrad
d _{aLD}	mm	Lagerdeckelaußendurchmesser
d _{iLD}	mm	Lagerdeckelinnendurchmesser
d _{iL}	mm	Lagerinnendurchmesser
D _{Mid}	mm	Mittlerer Stempelinnendurchmesser
D _{innen}	mm	Lagerinnendurchmesser
D _{LD 1,85}	mm	Lagerdeckeldurchmesser
DC04		Unlegierter Stahl
DIN		Deutsches Institut für Normung e.V.
DOE		Design of Experiments
D _{Scheibe}	mm	Kleinster Innendurchmesser Lagerdeckel
D _{stemp}	mm	Unterer Stempelinnendurchmesser
dt	mm	Teilkreisdurchmesser Zahnrad
E-Modul	MPa	Elastizitätsmodul
F _{index}	N / -	Kraft / Indizes: Richtung (x,y,z)/ Benennung der vorliegenden Kraft
F _R	N	Radialkraft
FEM		Finite-Elemente-Methode
G	MPa	Schubmodul
H _{Fase_außen}	mm	Fasenhöhe Lagerdeckel außen
Hz	Hz	Frequenz
H _{1,85}	mm	Höhe bei 1,85mm

Abkürzungsverzeichnis

Formelzeichen	Einheit	Benennung
H_{ges}	mm	Gesamthöhe Lagerdeckel
$H_{ges,L}$	mm	Gesamthöhe Lager
$H_{part,LD}$	mm	Höhe der Partition am Lagerdeckel
H_{stemp}	mm	Stempelinnenhöhe
$K_{f(0)}$	MPa	Fließspannung / (Anfangsfließspannung)
Km	km	Kilometer
KMD		Kraftmessdose
kN	kN	Kilonewton
L	mm	Sehnenlänge
L_{stemp}	mm	Stempellänge
m (index)		Modul
m	mm	Faktor Hypotrochoidenberechnung
MPa	MPa	Spannung
MOP		Metamodel of Optimal Prognosis
N	N	Newton
R_p	mm	Rotationspunkt
R	mm	Radius / Radius des Nietstempels
$r_{0^\circ;45^\circ;90^\circ}$		Anisotropiewerte in den Raumrichtungen
Δr		Mittlere Anisotropie
r_G	mm	Radius Antriebszahnrad
r_R	mm	Radius Abtriebszahnrad
RN 181		Bezeichnung Radialnietmaschine
R_{stemp}	mm	Innenradius Stempel
s	mm	Stempelweg
s	sec	Sekunde
Sint B50		Sintermetall
$SP_{LD,L}$	mm	Spalt zwischen Lagerdeckel und Lager
t	mm	Werkstückdicke
t_i		Zeitintervall
T	sec	Gesamtzeit
$T_{Fügen}$	sec	Fügezeit

Abkürzungsverzeichnis

Formelzeichen	Einheit	Benennung
$x; y; z$		Indizes Beschreibung der Raumrichtungen
x		Verschiebungsweg in der Gitterebene
z		Zähnezahl
z'	mm	Projizierte z-Koordinate
Griechische Buchstaben		
π		Kreiszahl
φ		Umlaufwinkel
φ		Vergleichsumformgrad [-]
α	°	Winkel (Auslenkung Radialnietstempel)
α_{FaseLD}	°	Fasenwinkel Lagerdeckel
$\alpha_{\text{FaseLager}}$	°	Fasenwinkel Lager
$\mu_{\text{innen/außen}}$		Gleitreibwert (Innen-/ Außenpunkt)
τ		Schubspannung
σ		Spannung
σ		Standardabweichung
Mathematische Ausdrücke		
Δ		Delta / Differenz zweier Beträge
ε		Element
R		Reelle Zahl
e^x		Exponentialfunktion

1 Einleitung und Motivation

Die Produkt- und Prozessentwicklung sind naturgemäß eng miteinander verbunden. Die heutigen Herausforderungen an moderne Produktentwicklung beeinflussen dementsprechend direkt die Prozessentwicklung. So hat die Verkürzung von Produktlebenszyklen in gleichem Maße einen Einfluss sowohl auf die Produkt- als auch auf die Prozessentwicklung. Um den Gegebenheiten gerecht zu werden, versuchen Hersteller die Komplexität von Produkten und Fertigungsprozessen zu reduzieren und in Baukastenstrukturen zusammenzufassen [29].

Im Rahmen der Entwicklungsprozesse soll langfristig die Möglichkeit eines Baukastensystems, „component variability manufacturing-System“ (CMV), geschaffen werden. Dieses soll die Auswahl geeigneter Fügeprozesse an Hand charakteristischer Verbindungseigenschaften ermöglichen und somit fortwährende, iterative Verfahrensbewertungen, die auf Grund Ermangelung einer mathematischen Beschreibung experimentell durchgeführt werden müssen, zu reduzieren.

Um der Aufnahme verschiedener Fügeprozesse in das CMV-System gerecht zu werden, müssen für eine Vielzahl an Prozessen charakteristische Verbindungseigenschaften, wie geeignete Prozessfenster, Haupteinflussfaktoren auf den Prozess, Störgrößen im Prozess und das Wirkprinzip des Fügeprozesses wissenschaftlich erarbeitet werden. Eine Bestimmung dieser Eigenschaften auf experimentelle Art und Weise würde hierbei erhebliche Ressourcen weit über die jeweiligen Projektlaufzeiten binden.

Die Verwendung von Computer Aided Engineering (CAE) soll hierbei gleichermaßen für die Prozessentwicklung eingesetzt werden, so wie es heute bereits in der Produktentwicklung Anwendung findet.

Dabei folgt der geleistete Aufwand über die verschiedenen Projektphasen je nach Entwicklungsansatz unterschiedlichen Verläufen. Bei der Verwendung von einem CAE-System ist der Arbeitsaufwand gerade zu Beginn des Projektes gegenüber der experimentellen Systematik gesteigert. In der

Einleitung und Motivation

fortlaufenden Entwicklungsphase nimmt dieser stetig ab. Gerade mit Blick auf die Erprobung kann der Aufwand gegenüber der experimentellen Systematik signifikant verringert werden. Kostspielige Investitionen in Versuchsmaschinen und Musterbauteilen können eingespart werden. Hinzu kommt, dass potenzielle Fehler deutlich früher erkannt werden und nicht erst – wie bei der konventionellen Vorgehensweise – während der Durchführung von Realversuchen. Dies wirkt sich positiv auf die Kosten und auf die Projektlaufzeiten aus. Die Kosten pro Fehler sind nach der sogenannten „10er Regel der Fehlerkosten“ in Abbildung 1-1 nach [67] exponentiell verlaufend in Abhängigkeit des Projektfortschrittes.

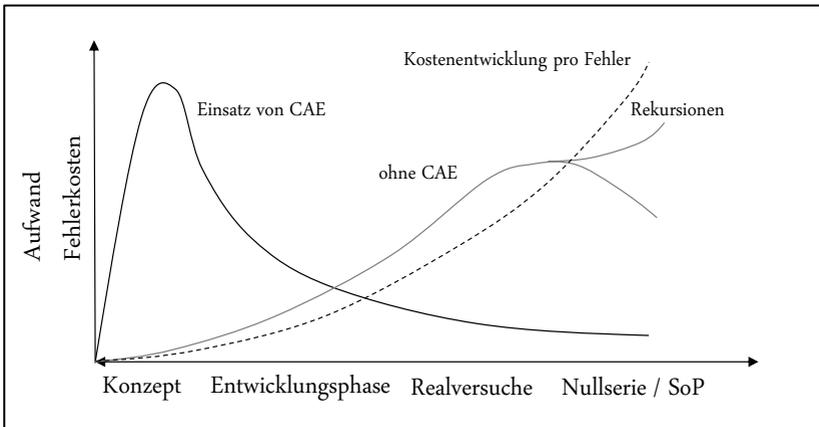


Abbildung 1-1: Vergleich des Arbeitsaufwandes unter Verwendung von CAE-Systemen zu einer experimentell geprägten Auslegung unter Hinzunahme der Kostenentwicklung in Abhängigkeit der Projektphasen [67]

Die in dieser Arbeit entwickelte Methodik soll einen Beitrag zur virtuellen Beurteilung der Fügbarkeit von mechanischen Fügeprozessen in der Prozessentwicklung liefern und den Bedarf an Ressourcen in Bezug auf Zeit und Kosten in der Prozessentwicklung verringern.

Als exemplarischer Prozess wird das Radialnieten gewählt. Das betrachtete Radialnieten bietet die Voraussetzungen für eine spätere Aufnahme in

ein CMV-System dahingehend, dass dieses durch seine Charakteristik artverwandt eingesetzt werden kann. Damit besteht die Möglichkeit ein breites Einsatzspektrum der formschlüssigen Verbindungen abzudecken. Das Radialnieten ist als ein umformendes Fügeverfahren bekannt, welches in die Untergruppe „Nieten“ 4.5.3.1 nach DIN 8593 [24] als Verbindungstechnologie einsortiert wird. Wie aus vielfältigen Anwendungsfällen bekannt, eignet sich das Radialnieten, auf Grund seines kinematischen Ablaufs als eine belastungsschonende Verbindungslösung, für eine Vielzahl zu verbindender Werkstoffe. Auf Grund der reduzierten Stauchbelastung, die auf den Werkstoff während des Nietvorgangs wirkt, lassen sich selbst spröde Materialien, wie z.B. Bakelit oder Keramik verarbeiten, die sonst mit herkömmlichen Vernietungsweisen nicht zu fügen sind. [62]

Bei der Beurteilung radialgefügter Verbindungen wird bislang ein sehr zeitintensiver, experimenteller Versuchsaufwand betrieben, um die Eignung des Prozesses für den jeweiligen speziellen Anwendungsfall zu überprüfen. Für eine erfolgreiche Implementierung der Technologie in ein Baukastensystem, ist ein wissenschaftliches Verständnis über die Wirkzusammenhänge verschiedener Einflussfaktoren unabdingbar. Die Betrachtung des Prozesses geht hierbei über den verfügbaren experimentellen Kenntnisstand [4, 6, 7, 36, 62] hinaus. Sowohl das Potenzial als auch die Einsatzgrenzen des Prozesses müssen hierfür im Detail bekannt sein.

Vergleichbar aus den Arbeiten [12, 13] sollen mit Hilfe des virtuellen Testens Ergebnisse erzeugt werden, welche von der Qualität äquivalent zu bisherigen experimentellen Ergebnissen sind. Durch die Finite-Elemente Simulation soll ein Modell aufgestellt werden, mit dessen Hilfe der experimentelle Versuchsaufwand für die Auslegung und Absicherung einer Verbindungsstelle reduziert wird. Die teilautomatisierte Erstellung und Auswertung des Prozesses ermöglicht eine Zeitersparnis bei der Durchführung. Für eine gesicherte Verbindungsauslegung ist es zentral, die Grenzfälle genau betrachten zu können. Bislang werden hierfür oftmals Grenzmusterteile benötigt. Diese in der vorgegebenen Projektzeit seriennah zu fertigen, ist gerade bei komplexen Stanz-/Biegeteilen nicht sichergestellt.

Eine gesonderte Beauftragung für spezielle Werkzeuge oder Formen übersteigt oftmals sowohl den Entwicklungskosten- als auch den Projektzeitrahmen. Ein Simulationsmodell, welches den gewünschten Fügeprozess ganzheitlich, d.h die Eigenschaften der Verbindungsausbringung mit den vorherrschenden Randbedingungen, abdeckt, kann an dieser Stelle erheblich zur Kostenreduzierung beitragen. Projektverzögerungen durch Grenzmusterbeschaffungen entfallen. Störgrößen oder Toleranzeinflüsse werden in einer Finite-Elemente-Simulation gezielt variiert oder konstant gehalten, wobei hingegen die genannten Einflüsse in Realversuchen lediglich minimiert oder statistisch erfasst werden können [45, 46]. Vorzeitige Investitionen in Versuchsmaschinen/Laboreinrichtungen können zudem vermieden werden.

Ein Schwerpunkt liegt, neben der Verifizierung des Finite-Elemente-Modells, auf der Analyse der Wirkzusammenhänge verschiedener Einflussfaktoren über den generellen Stand der Technik hinaus. Die Faktoren sind in einem ersten Arbeitspaket herauszuarbeiten und mittels Sensitivitätsbetrachtungen zu analysieren. Mit einer genauen Kenntnis über den Einfluss verschiedener Faktoren und ihrer simulativen Abbildung, soll eine Bewertung der Eignung des Fügeprozesses erreicht werden. Daneben soll die Methodik das Potential besitzen, artverwandte Fügeprozesse auf ein mögliches Potenzial bei der gegebenen Fügeaufgabe vergleichend zu bewerten. Die oben genannten Ziele sind nachfolgend noch einmal zusammengefasst.

1. Aufbau einer Prozesssimulation
 - Umsetzung durch FE-Modell
 - Werkzeug als Starrkörper
 - Werkstück elastisch/plastisches Materialverhalten
 - Verifizierung des Modells durch Realversuche im definierten Parameterraum
2. Analyse der Wirkzusammenhänge
 - Umsetzung durch teilautomatisierte Sensitivitätsanalyse /Grenzmusterbetrachtung

- Auswertung der Haupteinflüsse
- 3. Bewertung der Eignung des Fügeprozesses
 - Umsetzung durch Anwendung der Methodik
 - ggf. Modifizierung des Fügeprozesses
 - Vergleich der Ergebnisse mit Vorversuchen aus der Vergangenheit / Realversuche mit den aus der Methodik ermittelten Parametern

2 Stand der Technik

In dem Kapitel „Stand der Technik“ wird ein Überblick über die Mechanismen des Umformens von Metallen gegeben. Des Weiteren werden die Grundzüge der Reibung während einer Kaltumformung zusammenfassend dargestellt. Im weiteren Verlauf wird die Zuordnung des Radialnietens im Bereich „Fügen durch Umformen“ vorgenommen. Das Radialnieten wird hinsichtlich seines Verfahrensablaufes und der Eigenschaften charakterisiert.

2.1 Grundlagen der Umformung

2.1.1 Fließspannung

Es ist hinreichend bekannt, dass zwischen elastischen (*reversible*) und plastischen (*irreversible*) Werkstoffverformungen unterschieden werden kann [28, 58]. Bei Materialien ohne ausgeprägter Streckgrenze wird der Übergang von elastischer Dehnung hin zur plastischen Dehnung bei einem Wert von $\varepsilon = 0,2\%$ definiert. Die dazugehörige Spannung $\sigma_{0,2}$ kennzeichnet den Übergang in den plastischen Bereich. Der Spannungswert, der zum plastischen Fließen des Materials führt, wird als Fließspannung k_f bezeichnet.

Für einen einachsigen Spannungszustand ist der Zusammenhang zwischen dem Spannungs- und Dehnungsverlauf in der Abbildung 2-1 beschrieben. Der punktierte Graph deutet den Verlauf der Spannungswerte, aufgetragen über die Dehnung bei einer Zugprobe mit dem gleichbleibenden Anfangsquerschnitt A_0 , an. Für die Bestimmung der Fließspannung ist es notwendig, die Spannungswerte auf den jeweiligen Querschnitt der Zugprobe zu beziehen. Die Spannung k_f ist eine Funktion von $f(\phi)$. Bei der Fließkurvenerstellung mittels eines Zugversuchs wird zwischen zwei gängigen Verfahren unterschieden. Für die Massivumformung besteht die Möglichkeit

die Fließkurve an einer Rundstabprobe zu ermitteln. Der Vorteil liegt in der Querschnittsbestimmung. Die Einschnürung der Probe bei Überschreitung der Gleichmaßdehnung ist bei Rundstabproben bestimmbar. Eine Ermittlung der Fließspannung über die Gleichmaßdehnung hinaus ist möglich. Fließkurven für die Blechumformungen können im Flachzugversuch nach DIN 50114 ermittelt werden [22]. Eine Bestimmung der Einschnürung ist nicht möglich. Die Fließkurve kann nur bis zum Ende der Gleichmaßdehnung ermittelt werden. Weitere Prüfungen der Umformeingung von Blechen sind in [49] beschrieben.

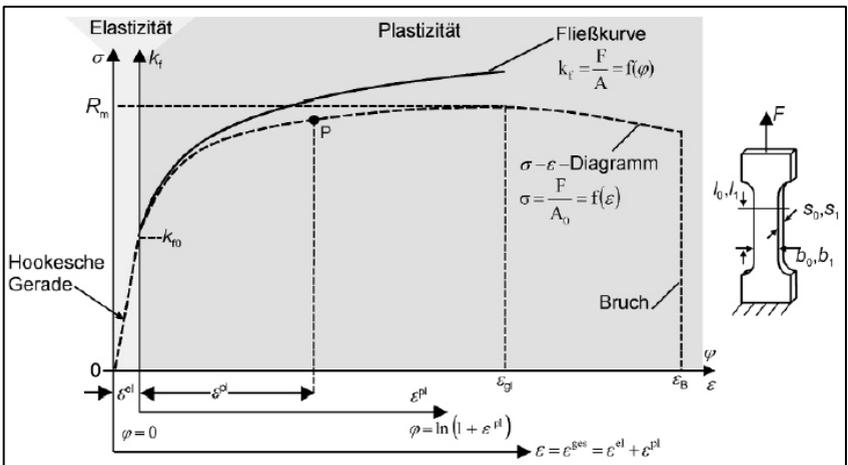


Abbildung 2-1: Fließkurve einer Flachstahlzugprobe [28]

Die Fließkurve wird üblicherweise in der Form Umformgrad über Fließspannung aufgetragen. Der Umformgrad ergibt sich aus der Integration der infinitesimalen Formänderungen der geometrischen Abmessungen. Die Spannung k_0 kennzeichnet den Beginn der einsetzenden, plastischen Verformung des Werkstoffes. Aus dem Kurvenanstieg lässt sich die Verfestigung erkennen. Für eine geometrische Ermittlung der Verfestigung kann die Spannungsdehnungskurve in eine logarithmische Darstellung überführt werden. Der Gradientenverlauf kennzeichnet die Verfestigung des Werkstoffes während der Umformung. [35]

$$\varphi(x, y, z) = \int_{l_0(x,y,z)}^{l_1(x,y,z)} \frac{1}{l} dl = \ln \frac{l_1(x,y,z)}{l_0(x,y,z)} \quad (\text{Gl. 2-1})$$

2.1.2 Kristallstrukturen

Werden metallische Strukturen auf der makroskopischen Ebene betrachtet, bestehen diese aus einem kristallinen Aufbau. Eine Vielzahl von einzelnen Kristallen bildet das Gefüge. Im Schlifffbild ist dieses dadurch gekennzeichnet, dass plattenförmige Segmente regellos nebeneinander angeordnet sind. Die atomare Betrachtung eines Einkristalliten zeigt, je nach Element, einen speziellen Aufbau der Elementarzellen. Bei metallischen Werkstoffen sind hauptsächlich das kubisch raumzentrierte Gitter (*ferritischer Stahl, Chrom u.v.a.*), das kubisch flächenzentrierte Gitter (*Aluminium, Kupfer, u.v.a.*) und das hexagonale Gitter (*Magnesium, Zink, u.a.*) zu unterscheiden. [34]

Charakteristisch für die verschiedenen Gitterstrukturen ist die Anzahl an eingeschlossenen Atomen. Eine gedachte Fläche, die die meisten Atome in einer Elementarzelle miteinander verbindet, wird als Gleitebene bezeichnet. Entsprechend dem vorherrschenden Gittertyp unterscheidet sich die maximale Anzahl an möglichen Flächenkombinationen. Die Gleitebene kennzeichnet die Fläche, in der die Atome bei einer ausreichend großen Schubbelastung gegeneinander abgleiten. Die mögliche Abgleitrichtung der Atome innerhalb der Ebene wird in den Gleitrichtungen gekennzeichnet. Wird die maximale Anzahl an Gleitebenen mit der maximalen Anzahl an Gleitrichtungen multipliziert, so ergibt sich das Gleitsystem der jeweiligen Gitterstruktur. Die dimensionslosen Zahlen der Gleitsysteme und Gleitrichtungen liefern ein Verständnis darüber, ob sich eine Struktur gut verformen lässt. Hieraus ist abzuleiten, dass Strukturen mit hexagonalem Gitteraufbau im Allgemeinen mit einem erhöhten Schubspannungsniveau verformbar sind, im Gegensatz zu den kubisch, flächenzentrierten Gitterstrukturen [28]. Abbildung 2-2 zeigt die grundlegenden Aufbauten verschiedener Kristallgitter.

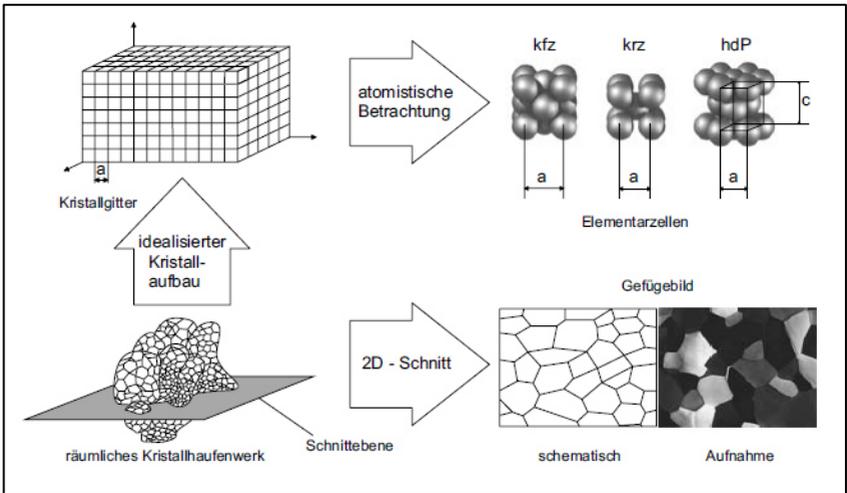


Abbildung 2-2: Gefügebau metallischer Strukturen [34]

Durchgeführte Untersuchungen zur Feststellung der mechanischen Eigenschaften der Struktur an Einkristallen liefern die Erkenntnis, dass die ermittelten Kennwerte stark richtungsabhängig sind. Die Richtungsabhängigkeit der Kennwerte ist jedoch nicht ausschließlich auf Einkristallite zurückzuführen. Ein kennzeichnender Kennwert bezüglich der mechanischen Eigenschaften bei Blechen ist oftmals die Anisotropie. Bedingt durch den Herstellungsprozess ist die Gefügestruktur ausgerichtet worden, sodass richtungsabhängige Strukturorientierungen, Texturen, entstehen können. Die Anisotropie bezieht sich nicht ausschließlich auf mechanische Kennwerte wie Zugfestigkeit oder Streckgrenze. Die Materialien können ebenso über richtungsabhängige Eigenschaften aus den Bereichen der Magnetisierbarkeit oder des thermischen Verhaltens verfügen. Jedoch ist für die Kaltumformung von Blechen die Kenntnis über eine vorherrschende Anisotropie im Bereich der mechanischen Kennwerte ausreichend. Verfügt ein Material über eine homogene Gefügestruktur und kein richtungsabhängiges Verhalten, so wird dieses als isotropes Material bezeichnet. Oftmals ist der Nachweis über einen vorherrschenden Anisotropiezustand ausschließlich eine Frage der Messgenauigkeit. [44, 68]

Der Anisotropiewert r ist definiert als Verhältnis der Umformgrade in Breiten- und Dickenrichtung [34]. Dieser kann somit als Maß für den Widerstand gegen das Fließen in Dickenrichtung angesehen werden. [20]

$$r = \frac{\varphi_b}{\varphi_s} = \frac{\varphi_2}{\varphi_3} \quad (\text{Gl. 2-2})$$

Es gilt:

- Wenn $r > 1$, ist die Blechverformung in der Breite signifikanter als in „Blehdickenrichtung“.
- Wenn $r < 1$, ist die Blechverformung in der „Blehdickenrichtung“ signifikanter als in der Breite.
- Wenn $r = 1$, verhält sich das Material isotrop. [34]

Um eine mögliche Richtungsabhängigkeit des r -Wertes in der Blechebene festzustellen, werden die Versuche unter vorher definierten Winkellagen durchgeführt. Zur Walzrichtung werden die Winkelpositionen 0° , 45° , -45° und 90° gewählt. Die sich daraus ergebene „ebene Anisotropie“ ist in [72] definiert als:

$$\Delta r = \frac{r_{0^\circ} + r_{90^\circ}}{2} - r_{45^\circ} \quad (\text{Gl. 2-3})$$

Bei Werkstoffen, die eine große Gleichmaßdehnung aufweisen, ist darauf zu achten, dass die Einschnürung der Probe nicht zu verfälschten r -Werten führt. Die Versuchsdurchführung wird bis zu einer Verformung von 20% durchgeführt. [20]

2.1.3 Versetzungen

Ausgehend von der atomaren Bindungskraft, wie sie in den metallischen Werkstoffen vorliegt, lassen sich die unterschiedlichen statischen Festigkeiten beschreiben. Es werden zwei Arten von Festigkeiten oberhalb der Elastizitätsgrenze beschrieben. Hinreichend bekannt ist die Zugfestigkeit respektive theoretische Zugfestigkeit, bei der es zum Bruch des Materials

an der höchst belasteten Stelle im Werkstoff kommt. Die theoretische Schubspannung bewirkt vor dem Erreichen der Bruchgrenze plastische Verformungen im Material. Sie kennzeichnet den Wert von zwei sich gegeneinander verschiebenden Gitterebenen. [28, 34]

Für eine überschlägige Abschätzung der maximalen Schubspannung ergibt sich nach Glatzel der folgende Zusammenhang: [39]

$$\tan \gamma = \frac{x}{a} \quad (\text{Gl. 2-4})$$

$$G = \frac{\tau}{\gamma} \quad (\text{Gl. 2-5})$$

$$\tau = c \sin \frac{2\pi x}{a} \quad (\text{Gl. 2-6})$$

Für kleine Auslenkungen kann näherungsweise angenommen werden:

$$\tau \approx c \frac{2\pi x}{a} \quad (\text{Gl. 2-7})$$

Daraus folgt für c :

$$c = \frac{G}{2\pi} \approx \frac{G}{6} \quad (\text{Gl. 2-8})$$

$$\tau_{max,theo}(\sin x) \approx \frac{G}{6} \quad (\text{Gl. 2-9})$$

Weitere Berechnungsansätze, bei denen die interatomaren Kräfte exakter berücksichtigt werden, liefern Ergebnisse der theoretischen Schubfestigkeit im Bereich von $\tau_{max,theo} \approx G/20$ bis $G/30$. [39, 44] In der Abbildung 2-3 ist der theoretische Spannungsverlauf idealisiert.

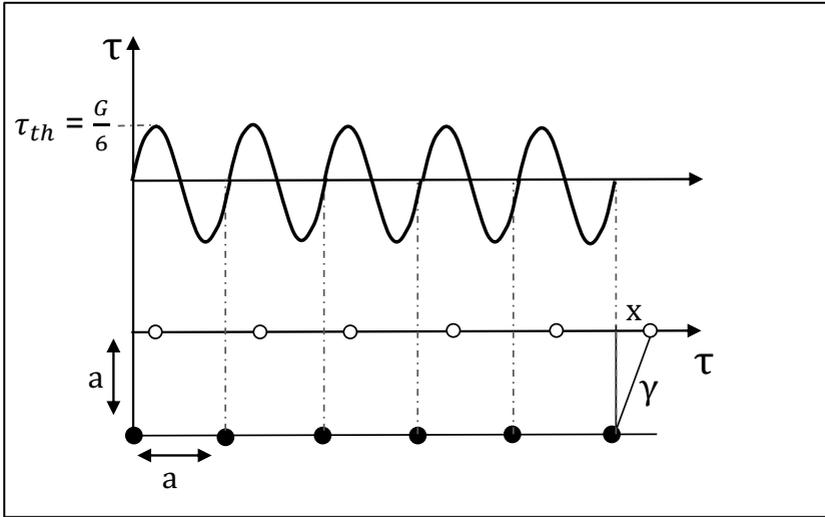


Abbildung 2-3: Theoretischer Spannungsverlauf und Ableiten von zwei Gitterebenen [39]

Experimentelle Versuche an realen Kristallstrukturen bestätigen die theoretischen Berechnungen nicht. Die Werte liegen je nach Werkstoff um das 100-fache unter den theoretisch berechneten Ergebnissen. [39] Der Unterschied liegt in den Versetzungen begründet. Die theoretische Betrachtung gibt den Wert aus, der notwendig wäre, um eine Gitterebene im Gesamten zu verschieben. In der Realität bewegen sich die Ableitungen der Gitterebenen „wellenförmig“ fort. Hierdurch sind nicht alle Atome in einer Ebene gleichzeitig an der Verschiebung beteiligt, sodass die auftretende Spannung deutlich von der theoretischen Schubspannung abweicht. Unmittelbar neben einer Versetzungslinie verschieben sich die Atome in den jeweiligen Ebenen gegeneinander. Abbildung 2-4 zeigt eine Stufenversetzung. Die Stufenversetzung wird durch die Versetzungslinie und den Burgersvektor eindeutig definiert. Die Versetzungslinie verläuft in dem abgebildeten Fall orthogonal zur Zeichenebene an der Stelle, an der die Halbebene endet. Der Burgersvektor steht orthogonal zur Versetzungslinie. Um den Burgersvektor zu bestimmen, wird der Burgersumlauf in ein „gestörtes“ Gitter eingezeichnet. Derselbe Umlauf kann in ein „ungestörtes“ Gitter übertragen werden. Bei dem sich ergebenden Verbindungsvektor

handelt es sich um den Burgersvektor. Bei einer Schraubversetzung liegt der Burgersvektor parallel zur Versetzungslinie. [28, 44]

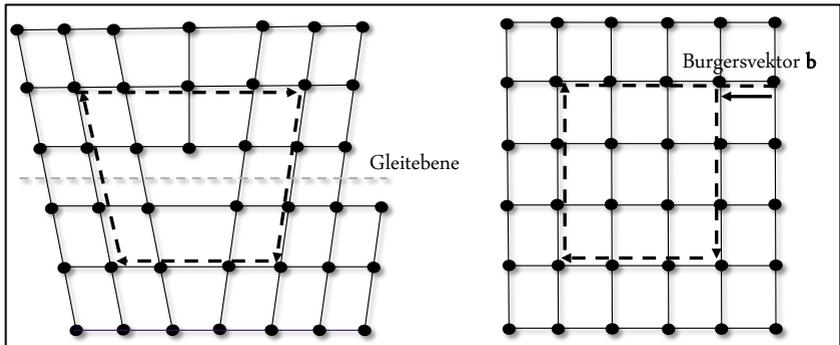


Abbildung 2-4: Stufenversetzung und Burgersvektor [34]

Während der Umformung wandern Versetzungen solange durch das Korn, bis diese durch Behinderungen an ihrer Bewegung gestoppt werden. Korngrenzen oder Ausscheidungen innerhalb des Gitteraufbaus können für eine solche Behinderung verantwortlich sein. Die sich aufstauenden Versetzungen sind in der Lage weitere Versetzungen zu erzeugen. Dieser Vorgang wird als Frank-Read Quelle bezeichnet. Dabei verhaken sich bestehende Versetzungen an Störstellen. Durch die anhaltende Schubspannung werden diese zuvor linienförmigen Versetzungen stark „gedehnt“. Die Verzerrung kann bis zu einem vollkommenen Ringschluss ausgebildet werden. Innerhalb einer Ringversetzung bildet sich eine neue linienförmige Versetzung aus. Die Versetzungsdichte und die damit einhergehende Festigkeit des Werkstoffes nimmt bei anhaltender Verformung zu. Im Allgemeinen wird die zunehmende Festigkeit des Werkstoffes als Kaltverfestigung bezeichnet. [28, 44]

2.2 Reibung

2.2.1 Reibungsarten

Reibung ist bei allen in Kontakt tretenden Gegenständen gegenwärtig. Bis heute ist es nicht vollständig geklärt, ob ein theoretischer Reibungsansatz es ermöglichen kann, die physikalischen Zusammenhänge bei vorliegenden Fragestellungen vollständig zu beschreiben. Es gibt eine Vielzahl von wissenschaftlichen Betrachtungen, um die Reibung und ihre Auswirkungen zu erfassen. Jedoch müssen für spezielle Zustände die Reibverhältnisse individuell betrachtet und analysiert werden. [66] Es wird zwischen der statischen Reibung (*Haftreibung*) und der dynamischen Reibung (*Gleitreibung*, *Rollreibung*, *Wälzreibung*) unterschieden. Im Folgenden geht es um die Gleitreibung. Einigkeit herrscht darüber, dass es verschiedene Arten von Gleitreibungen gibt. Es wird allgemein zwischen den folgenden Reibungszuständen in der Wirkfuge unterschieden. [8, 55]

Festkörperreibung: Diese Art von Reibung herrscht dann vor, wenn die Reibpartner in direktem Kontakt zueinander stehen. Eine Zwischenschicht liegt in diesem Fall nicht vor.

Flüssigreibung: Bei der Flüssigreibung (*bzw. Flüssigkeitsreibung*) hingegen besteht kein direkter Kontakt zu den Reibpartnern. Die Reibpartner trennt eine Schicht, bestehend aus einer Flüssigkeit (*Schmierstoff*). Die Reibung wird durch den inneren Reibungswiderstand der Flüssigkeit erzeugt.

Mischreibung: Bei der Mischreibung treten zwei gekoppelte Mechanismen zu Tage. Zum einen kommt es bedingt durch oftmals vorherrschende Oxidschichten oder Verzunderungen (*Reaktionsschichten und auch Beschichtungen*) zum Abscheren solcher zumeist weicheren Schichten - bezogen auf das Grundmaterial. Zum anderen können kleine Mengen vorherrschenden Schmierstoffs in Oberflächentälern angesammelt werden.

Diese erzeugen, bedingt durch die Füllung der Täler, eine teilweise Trennung der Reibpartner, sodass der Kontaktdruck auch durch den Schmierstoff übertragen werden kann.

Grenzschichtreibung: Dieser Effekt beruht auf den gerade bei Metallen auftretenden Grenzschichten. Grenzschichtreibung kann durch Verzunderungen oder Oxidschichten verursacht werden. Ebenso können Korrosionsbeschichtungen eine solche Grenzschicht ausbilden. Hierbei weist die Grenzschicht eine deutlich niedrigere Scherfestigkeit auf als das Grundmetall. Kommt es zum Reibkontakt, schert diese Schicht ab.

2.2.2 Reibungseinflüsse

Betrachtungen auf der makroskopischen Ebene geben Aufschluss über Faktoren, die das Auftreten von unterschiedlichen Reibkoeffizienten während eines Prozesses begründen. Die folgende Auflistung beinhaltet nur die wesentlichen Faktoren. Dieses ist unter anderem ein Grund, warum eine individuelle Betrachtung des vorliegenden Umformprozesses in Bezug auf die Reibverhältnisse meist unerlässlich ist.

Kontaktdruck: Wie bereits erwähnt werden durch einen erhöhten Kontaktdruck die Rauheitsspitzen eingeebnet. Des Weiteren wird eine Verringerung der Schmierfilmdicke begünstigt. Beides trägt zu einer Erhöhung der Reibung bei. Dennoch wurde in Rabinowicz unter bestimmten Bedingungen eine Verringerung der Reibung bei steigendem Kontaktdruck festgestellt. [57]

Fließspannung: Die Fließspannung bestimmt maßgeblich, wie hoch der Widerstand des Materials gegen die Abscherung ist. Eine erhöhte Fließspannung bedeutet zugleich eine größere Scherfestigkeit. Bei harten Werkstoffen treten im Vergleich oftmals höhere Reibungszahlen auf. [8]

Schmierung: Eine geeignete Schmierung kann dazu beitragen, dass sich der Reibungszustand ändert. Eine Flüssigreibung kann sich einstellen. Die

Eignung der Schmierung ist durch die Viskosität und dem Temperaturbereich des verwendeten Schmiermittels maßgeblich bestimmt. [8]

Relativgeschwindigkeit: Eine erhöhte Relativgeschwindigkeit kann das Neubilden von Adhäsionskräften verringern. Besteht bei den Reibpartnern eine Neigung zu Adhäsionskräften, kann die Reibung hierdurch herabgesetzt werden. [8, 14]

Wahre Kontaktfläche / Verformung der Rauheitsspitzen: Die Größe der wahren Kontaktfläche unterscheidet sich von der geometrischen Kontaktfläche erheblich. Die Reibpartner berühren sich nur an wenigen Rauheitsspitzen, bezogen auf die geometrische Kontaktfläche. [40] Während einer Relativbewegung kommt es zum Abscheren dieser Rauheitsspitzen. Mit steigendem Normaldruck vergrößert sich die im Eingriff befindliche Fläche.

2.2.3 Übersicht gängiger Reibmodelle

Für die Beschreibung des Reibzusammenhangs in einem System können unterschiedliche Ansätze hinzugezogen werden. Das Reibzahlmodell, besser bekannt als das Coulombsche Reibgesetz, stellt den Zusammenhang zwischen der Normalkraft und der Reibkraft mittels eines Proportionalitätsfaktors her. Dieses Modell ist unabhängig von der Kontaktfläche und verhält sich über den Anwendungsraum linear. Der Faktor ist gleich dem Verhältnis von Reibschubkraft zur Normalkraft:

$$F_R = \mu \cdot F_N \quad (\text{Gl. 2-10})$$

Die Reibkraft wirkt entgegen der Bewegungsrichtung. Auf Grund der Linearität dieses Modells ist es theoretisch möglich, bei hohen Normalspannungen die Schubfließgrenze zu überschreiten. In der Realität kommt es zum Abscheren des Materials, und die Kräfte können nicht übertragen werden. Aus diesem Grund ist das Coulombsche Reibgesetz nicht geeignet für hohe Normalspannungen. [41] Eine Überschreitung der physikalischen

Grenze wird mit Hilfe des Reibfaktormodells verhindert. Der Ansatz nach v. Mises beschreibt den Zusammenhang folgendermaßen:

$$\tau_R = m \cdot k = m \cdot \frac{k_f}{\sqrt{3}} \quad (\text{Gl. 2-11})$$

Der Faktor m kann die Werte zwischen 0 und 1 annehmen. [41, 43, 56]

Das Reibzahlmodell neigt zur überhöhten Abbildung der Reibschubspannung bei großen Kontaktnormalspannungen. Umgekehrt ist es bei dem Reibfaktormodell. Hier werden die Schubspannungen bei kleinen Normalspannungen überhöht abgebildet. Für eine lokale Abbildung der Kontaktzone ist dieses oftmals nicht ausreichend. Das Orowan-Gesetz schlägt deshalb eine Kombination beider Gesetze vor. So können die Vorteile der jeweiligen Einzelmodelle genutzt werden [41].

$$\tau_R = m k \rightarrow \text{wenn } p \leq m \cdot \frac{k}{\mu} \quad (\text{Gl. 2-12})$$

$$\tau_R = \mu p \rightarrow \text{wenn } p > m \cdot \frac{k}{\mu} \quad (\text{Gl. 2-13})$$

Ein Nachteil bei dem Ansatz von Orowan ist der abrupte Übergang von dem Reibzahlmodell in das Reibfaktormodell. Sowohl physikalisch als auch numerisch ist es sinnvoller, einen „homogenen“ Übergang der beiden Modelle anzustreben. Shaw macht hierfür einen Vorschlag, mit dessen Hilfe es gelingt, einen Übergang, der durch den Parameter n beeinflusst werden kann, zu schaffen. [41, 63]

$$\tau_R = k \cdot \sqrt{\tanh\left(\frac{\mu p}{k}\right)^n} \quad (\text{Gl. 2-14})$$

Je größer n gewählt wird, desto kleiner wird der Übergangsradius. In der Abbildung 2-5 sind die verschiedenen Ansätze vereinfacht abgebildet. Der Übergang vom Reibzahlmodell in das Reibfaktormodell ist bei Shaw durch die Verwendung eines Tangens Hyperbolicus homogener abgebildet.

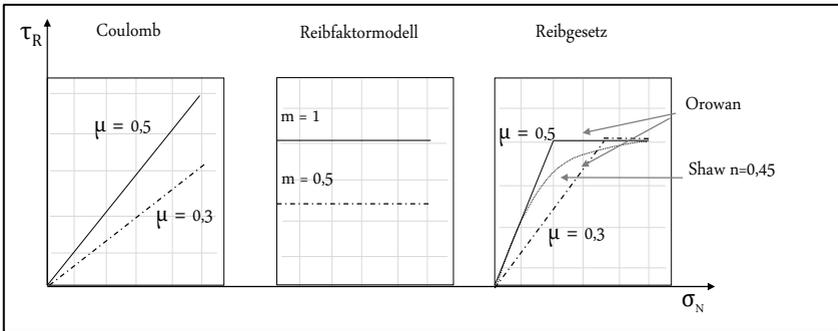


Abbildung 2-5: Übersicht der Reibgesetze Coulomb, Reibfaktormodell und Reibgesetz nach Orowan und Shaw für zwei unterschiedliche Reibwerte $\mu = 0,3$ und $\mu = 0,5$ [42]

2.3 Finite Elemente Methode für die virtuelle Prozessbeschreibung

Aus der Betrachtung der Kontinuumsmechanik in der FEM folgen drei Arten der Nichtlinearitäten [9].

Geometrische Nichtlinearitäten entstehen durch das Resultat großer Verschiebungen in Relation zur Elementgröße. Die Abbildung 2-6 zeigt die Verformungen eines Biegebalkens für einen linearen und nichtlinearen Ansatz.

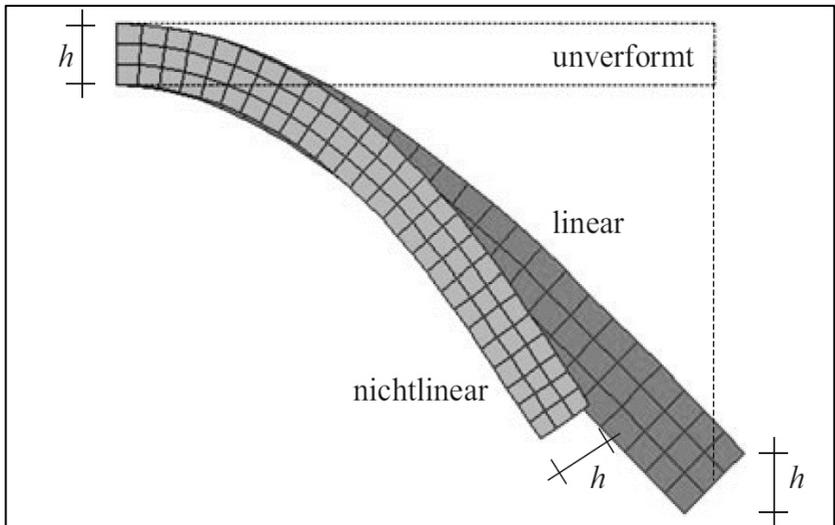


Abbildung 2-6: Unterschied eines Biegebalkens bei linearem und nicht linearem Verhalten [61]

Nach der linearen Theorie (*dunkel grau*) bewegt sich die Mitte des freien Endes des Biegebalkens vertikal nach unten, während in der vollständig nichtlinearen Theorie (*hell grau*) der Balken auch in horizontaler Richtung nach links bewegt wird und dabei auch die Höhe des Balkens korrekt abbildet. Für kleine Verdrehungen wäre das lineare Modell eine geeignete Vereinfachung und nahe am nichtlinearen Modell. Bei einer großen Verdrehung ist das lineare Modell allerdings ungeeignet. [61]

Das Berücksichtigen von nichtlinearem geometrischem Verhalten ist auch bei der Analyse von Stabilitätsproblemen notwendig, wie dem Knicken von dünnen Stäben oder dem Beulen von dünnen Blechen. Bei diesen Phänomenen entstehen Verschiebungen senkrecht zur Lastrichtung. Theoretisch kann statt Beulen oder Knicken auch weiterhin am nicht gebeulten bzw. geknickten System ein instabiles Gleichgewicht gefunden werden, allerdings führen minimale Störungen ab einem bestimmten Lastniveau dann zu einer Querverformung. Aufgrund der zwei Möglichkeiten, Gleichgewichte zu finden, werden diese Analysen auch Verzweigungsprobleme genannt. [61]

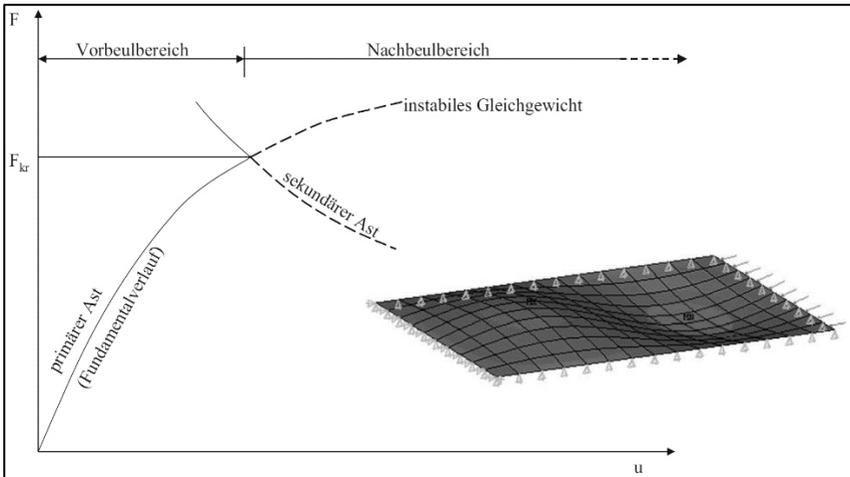


Abbildung 2-7: Beulen als Verzweigungsproblem [61]

Den nichtlinearen Zusammenhang von Formänderungen und Spannungen beschreibt das Verhalten des nichtlinearen Werkstoffverhaltens. In linearen Analysen ist das Materialverhalten durch das Hooke'sche Gesetz beschrieben. Treten aber Spannungen oberhalb der Fließgrenze auf, entstehen in der Realität plastische Verformungen, die bei Wegnahme der Belastung zurückbleiben. Ist die Fließgrenze nicht ausgeprägt, wird üblicherweise als Ersatzfließgrenze eine Spannung gewählt, bei der ein kleiner Anteil (*üblicherweise 0,2 %*) an plastischer Dehnung auftritt. In der FEM-Simulation wird dann der elastische Bereich bis zu dieser Grenze verlängert und die Fließkurve angepasst. [61]

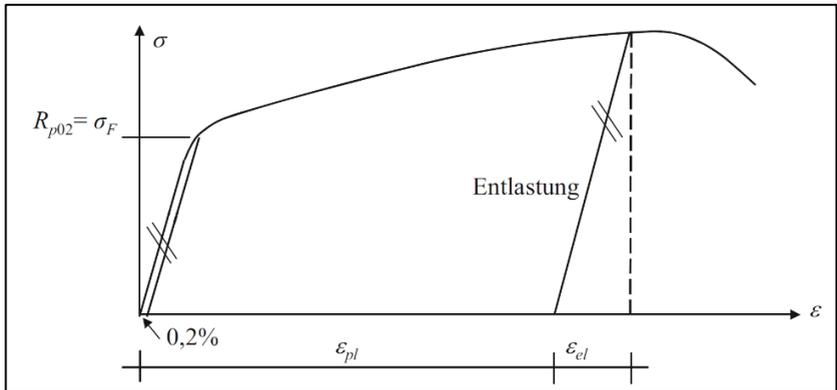


Abbildung 2-8: Elastisch-plastisches Materialverhalten [61]

Neben elastischem, plastischem und elastisch-plastischem Materialverhalten können auch Materialmodelle hinterlegt werden, die von der Temperatur oder der Beanspruchungsgeschwindigkeit abhängig sind. Solche Materialmodelle sind zum Beispiel zum Abbilden von Kriechvorgängen von Interesse. [61]

Nichtlinearitäten der Randbedingungen können sich durch ändernde Kontaktbedingungen oder thermische Zustände einstellen. Treten innerhalb einer Simulation Kontakte zwischen unterschiedlichen Körpern oder ein Selbstkontakt eines Körpers auf, dann verändert sich die Steifigkeit in Abhängigkeit der Kraftgröße oder -richtung, was ebenfalls in einem nichtlinearen Verhalten der Gesamtstruktur resultiert [38].

Die Aktivitäten der Umformsimulation unterliegen einem ständigen Fortschritt. Um den Stand der Technik auf diesem Gebiet einzuschätzen, sind einige Aktivitäten im Folgenden aufgelistet.

Roll [60] beschreibt den Stand der Umformsimulation und diskutiert dabei die Eignung von Simulationsmodellen, Blechumformprozesse im Fahrzeugbau abzubilden. Er stellt fest, dass die Blechumformsimulation nicht mehr nur auf die Überprüfung der Herstellbarkeit von Bauteilen be-

schränkt ist, sondern auch geeignet ist, um eine Optimierung der Werkzeuge und der Blechformteile in Bezug auf Versagenserscheinungen wie Reißen und Faltenbildung durchzuführen. Eine gute Vorhersagemöglichkeit sieht Roll für die Blechdicken- und Dehnungsverteilungen sowie für den Stofffluss bei Blechumformsimulationen. Für die Umformkräfte, die Spannungsverteilungen und auch rückfederungsbedingte Formänderungen beschreibt Roll die Vorhersagemöglichkeiten als durchschnittlich. Optimierungspotential für die Zukunft sieht Roll in einer adäquaten Beschreibung des Materialverhaltens und einer Weiterentwicklung der tribologischen Gegebenheiten. Für eine weitere Steigerung der Genauigkeit sei zudem der Einfluss von Werkzeug und Maschine zu berücksichtigen.

Baiker und Helm [2] untersuchen das Tiefziehverhalten von DC04-Stahl. Dabei setzen sie ein Materialmodell ein, das sowohl isotrope, als auch kinematische Verfestigung berücksichtigt. Neben der Simulation von unterschiedlichen Niederhalterkräften werden Rückfederungseffekte betrachtet und der Einfluss von unterschiedlichen Elementen sowie unterschiedlicher Elementgröße untersucht. Dabei hat die Verwendung von Volumenelementen bessere Ergebnisse als die Verwendung von Schalenelementen ergeben, ist aber auch mit deutlich höheren Berechnungszeiten verbunden. Eine Erhöhung der Elementlänge hatte zur Folge, dass weniger Rückfederung aufgetreten ist und umgekehrt hat sich bei kleineren Elementen eine höhere Rückfederung gezeigt.

Drossel [31] untersucht am Beispiel des Fügeverfahrens „Clinchen“ die Einsatzpotentiale von FE-basierten Sensitivitätsanalysen und Optimierungsaufgaben für die Kaltfügetechnik. Über eine Sensitivitätsanalyse werden von Drossel zunächst die für die Verbindung relevanten Designparameter herausgearbeitet und auf dieser Basis geeignete Werkzeugoptimierungen abgeleitet. Durch die virtuelle Abbildung des Clinchprozesses können die unterschiedlichen Parameter in einer Komplexität und Anzahl betrachtet werden, wie es experimentell nicht möglich wäre.

2.4 Einteilung der Fügeverfahren

Nach DIN 8580 und DIN 8582 ist das Umformen allgemein im Bereich der Fertigungsverfahren der zweiten Hauptgruppe zuzuordnen. Unter Umformen wird das „Fertigen durch bildsames (*plastisches*) Verändern der Form eines festen Körpers“ (DIN 8582) verstanden. Dabei werden sowohl die Masse als auch der Zusammenhalt beibehalten.“ [27]

Neben acht weiteren Untergruppen in der Hauptgruppe „Fügen“ nach DIN 8593-0 ist die Gruppe 4.5 „Fügen durch Umformen“ nach DIN 8593-5 angegeben. Es bezeichnet „eine Sammelbenennung für die Verfahren, bei denen entweder die Fügeteile oder Hilfsfügeteile örtlich - bisweilen auch ganz - umgeformt werden. Die Umformkräfte können mechanischer, hydraulischer, elektromagnetischer oder anderer Art sein. Die Verbindung ist im Allgemeinen durch Formschluss gegen ungewolltes Lösen gesichert“. [23]

In der Abbildung 2-9 ist der Aufbau der einzelnen Fertigungsverfahren abgebildet.

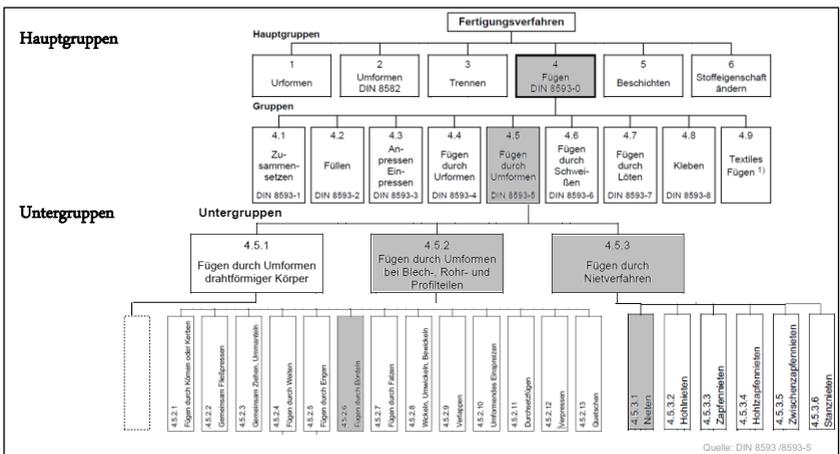


Abbildung 2-9: Einteilung der Fügeverfahren [23]

Das in dieser Arbeit vorkommende Fügeverfahren kann weiteren Untergruppen zugeordnet werden. Die Untergruppen sind in Abbildung 2-6 grau hinterlegt. Das Radialnieten ist eine Niettechnik, bei der der Schließkopf mit Hilfe des Nietstempels erzeugt wird. Die Besonderheit an dem Verfahren liegt in der Hypocycloidenbahn, die der Nietstempel während der Verformung durchfährt. Die genaue Verfahrensbeschreibung ist in Kapitel 2.3.2 und Kapitel 4 erläutert. Das Radialnieten kann der Gruppe 4.5.3 „Nieten“ zugeordnet werden. Es lässt sich innerhalb dieser Gruppe auf folgende Bereiche ausweiten:

- 4.5.3.1 „Fügen durch Stauchen eines bolzenförmigen Hilfsfügeteils (*Niet*)...“ [24]
- 4.5.3.2 „Fügen durch Umlegen überstehender Teile eines Hohlniets...“ [24]
- 4.5.3.3 „Fügen durch Stauchen des zapfenförmigen Endes an einem der beiden Fügeteile...“ [24]
- 4.5.3.4 „Fügen durch Umlegen überstehender Teile des hohlzapfenförmigen Endes an einem der beiden Fügeteile...“ [24]

Die Gruppe 4.5.2.6 „Fügen durch Bördeln“ sei hier der Vollständigkeit halber mit erwähnt. Dabei handelt es sich um eine sogenannte Flächenanschlussverbindung nach [25], welche im Kapitel 6.3.1 näher erläutert wird. Im weiteren Verlauf dieser Arbeit wird der Prozess des Radialnietens abgeändert. Mit Hilfe der Methodik soll im späteren Verlauf die Eignung des artverwandten Verfahrens, dem Rollieren, als eine Prozessweiterung überprüft werden. Formal kann dieser Prozess dem „Bördeln“ zugeordnet werden.

Im Folgenden werden die im weiteren Verlauf zu untersuchenden Prozesse in ihrer Grundauführung beschrieben. Spezifische Größen, wie sie in den späteren Kapiteln 4 und 6 vorkommen, werden nicht explizit im „Stand der Technik“ behandelt.

2.5 Das Radialnieten

Als Mitbegründer der Radialniettechnik in Deutschland kann die Firma D. Friedrich GmbH & Ko. KG genannt werden. Im Jahr 1966 wurde ihrerseits ein Patent angemeldet, welches folgende Erfindung beschreibt: „Die Erfindung betrifft eine Vorrichtung zum Formen von Schließköpfen an Nieten durch Pressen,[...]. Der Erfindung liegt die Aufgabe zugrunde, eine Vorrichtung zu schaffen, bei welcher der Döpper außer einer Bewegung auf einer Umfangsbahn eine zusätzliche Bewegung in radialer Richtung ausführt.“ [36]

Die Radialniettechnik ist eine Weiterentwicklung des Taumelnietverfahrens. Beim Taumelnieten verfährt der Stempel eine Kreisbahn um den Mittelpunkt des auszuformenden Nietkopfs, Beim Radialnieten verfährt der Stempel eine Bahnkontur, die durch den Mittelpunkt des Nietkopfes verläuft. Die beiden Verfahren können somit hinsichtlich ihrer durchlaufenden Bahnkonturen charakterisiert werden. In der Abbildung 2-10 sind die genannten Verfahren mit der dazugehörigen Bahnkontur abgebildet.

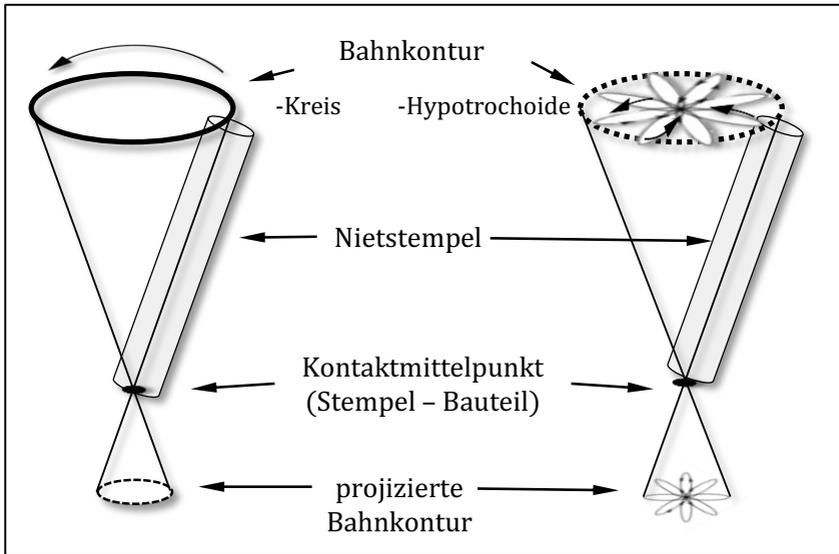


Abbildung 2-10: Vergleich Taumelnieten (links) gegenüber Radialnieten (rechts)

Um eine hypotrochoide Bahn, wie sie beim Radialnieten vorliegt, in einer Radialnietmaschine zu erzeugen, ist ein vereinfachtes Planetengetriebe erforderlich, welches aus einem Hohlrad und einem Planetenrad besteht. Das Planetenrad bewegt sich in dem feststehenden Hohlrad auf einer Kreisbahn. Durch einen zusätzlichen Bolzen, der auf dem Planetenrad positioniert ist, wird die Bewegung an den Stempelkegel weitergeleitet. Der Achsabstand zwischen dem Bolzen und dem Planetenrad bewirkt die charakteristische Hypotrochoide. Eine Beschreibung der Bahnkontur ist durch die folgende kartesische Darstellung möglich [47]:

$$x = r_G m \cos(\varphi) + |a| \cos(m\varphi) \quad (\text{Gl. 2-15})$$

$$y = r_G m \sin(\varphi) + |a| \sin(m\varphi) \quad (\text{Gl. 2-16})$$

mit

$$m = \frac{r_R + r_G}{r_G} \quad (\text{Gl. 2-17})$$

Ein Vielfaches von 2π ergibt, je nach gewählten Parametern, eine geschlossene Bahnkontur. Durch den Achsabstand zwischen dem Mittelpunkt des Planetenrades und des Bahnpunktes (*Bolzenlängsachse*) wird die Form der sich abzeichnenden Bahn beeinflusst. Abbildung 2-11 kennzeichnet zwei verschiedene Bahnkonturen. Befindet sich die Mittelachse des Nietstempels auf dem Außendurchmesser des Planetenrades, so ergibt sich eine Kurve mit spitzen Umkehrpunkten. Der Durchmesser der Bahnkontur ist identisch mit dem Hohlrad Durchmesser. Befindet sich der Achsabstand hingegen auf der Planetenradfläche, so ergibt sich die für das Radialnieten typische Hypotrochoide.

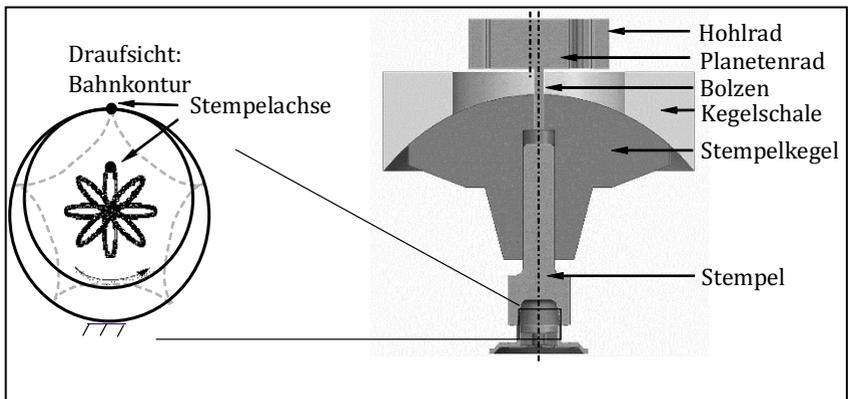


Abbildung 2-11: Hypotrochoidenformen in Abhängigkeit der Lage der Stempelachse [47]

Durch die beschriebene Bahnkontur ergeben sich bei der Verwendung des Radialnietens Vorteile im Vergleich zum herkömmlichen „flächigen Nieten“. Bedingt durch den Umstand, dass der Nietstempel selbst keine rotatorische Bewegung durchläuft und es zu einem „punktförmigen“ Kontakt zwischen dem Nietstempel und dem Werkstück kommt, ist die vorherrschende Reibung, im Regelfall, sehr gering. Hieraus resultiert unmittelbar eine gute Oberflächenstruktur. Ebenfalls ist der erforderliche Kraftbedarf für plastische Umformvorgänge deutlich erniedrigt, verglichen mit herkömmlichen Nietverfahren. Eine Kraftreduzierung ermöglicht eine Verkleinerung der Fügeanlage bei gleichbleibenden Fügeeteilabmessungen

oder ein Fügen auf höherem Kraftniveau bei gleichbleibender Nietanlagengröße.

Wie bereits dargestellt verläuft der Stempel in einer Hypotrochoidenbahn über das Werkstück, bei der der Stempel keine Rotation um seine Achse erfährt. Der zu verformende Werkstoff wird dabei über die elastische Formänderung hinaus plastifiziert. Durch die Bewegungsform fließt der Werkstoff in radiale und tangentialen Richtungen. Nach Erläuterung von Salm ist die Schließkopferzeugung beim Radialnieten erheblich faserschonender als bei vergleichbaren Nietverfahren [62]. So bleibt eine durchgängige Faserstruktur weitestgehend erhalten. Im Gegensatz zum Schlagnieten findet keine ausgeprägte Kaltverfestigung des Werkstoffes im Bereich des Schließkopfes statt. Durch die Verwendung des Radialnietens entstehen einige Vorteile für die Verbindungsausbildung im Vergleich zu herkömmlichen Nietverfahren [7, 52, 62]:

- Die Oberflächenbeschaffenheit wird hauptsächlich von der Qualität des Werkzeuges bestimmt. Die geringen Reibverhältnisse erlauben das Erreichen einer guten Oberflächenqualität.
- Im Gegensatz zu einer schlagartigen Schließkopfausprägung bekommt der Werkstoff beim Radialnieten Zeit zum Fließen. Die Gefahr von Anrissen im Nietwerkstoff werden verringert.
- Auf Grund der geringen Verfestigungen im Bereich des Nietes (*Nietkopfs*) sind die Verbindungen statisch und dynamisch sehr belastbar.
- Galvanische Überzüge bleiben - je nach Vernietungszeit - erhalten.
- Das Verfahren erlaubt die Verarbeitung von Werkstoffen, ähnlich wie Keramik oder Phenol-Formaldehyd-Harzen (*Bakelit*).
- Auf Grund des geringen Kraftbedarfes während der Umformung wird es ermöglicht, Maschinenkonzepte entsprechend kleiner zu dimensionieren.

Die Abbildung 2-12 verdeutlicht die oben stehenden Punkte. In dem linken Bild ist ein Ausschnitt aus der in dieser Arbeit betrachteten mechanisch erzeugten Verbindung zu sehen. Die rechten Teilausschnitte zeigen zum

einen die Gefügerichtungen an unterschiedlichen Bereichen des Bauteils und zum anderen einen durchgängigen Faserverlauf des umgeformten Bauteils. Das Gefüge wird durch das Radialnieten nicht signifikant gestaucht.

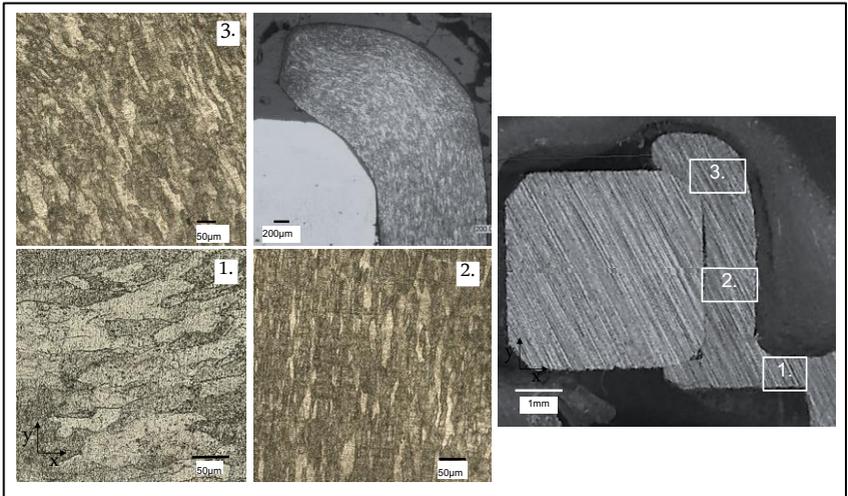


Abbildung 2-12: Detailausschnitt Fügeverbindung: Gefügebilder (Nr. 1-3); differenzierte Faserverläufe Faserverlauf auf Grund des Prozesses Radialnieten (links Bildausschnitt)

2.6 Verwendete Geräte-/Messtechnik

Die durchgeführten Vernietungsversuche werden an einer Radialnietmaschine von der Firma Baltec vom Typ RN181 durchgeführt. Der Fügekraftbereich liegt zwischen 750 N bis 6,6 kN. Unterhalb von 750 N sorgt die Selbsthemmung des Systems für einen Stillstand des Stempels. Entsprechend wird keine Bahnkontur unterhalb von 750 N durchfahren. Die Kraft kann mittels eines Proportionalventils variiert werden. Der Prozesscontroller ermöglicht die Steuerung der Anlage. Eine Vielzahl an Nietprogrammen ermöglicht dem Bediener die Auswahl verschiedener Steuergrößen.

Neben der kraftgeregelten Steuerung kann auch eine zeitliche oder wegabhängige Steuerung verwendet werden. Der Beginn der Weg- und Zeitmessung ist wählbar. Diese kann ab dem Nietspindelnullpunkt beginnen oder entsprechend bei Erstkontakt zwischen Werkstück und Werkzeug. Die spezielle Erweiterung der Nietanlage um einen Frequenzumrichter ermöglicht eine diskrete Motordrehzahleinstellung. Eine detaillierte Beschreibung hinsichtlich der Maschinenbedienung und der Möglichkeiten der Prozesskontrolle sind in [3, 5, 6] ausführlich dargestellt.

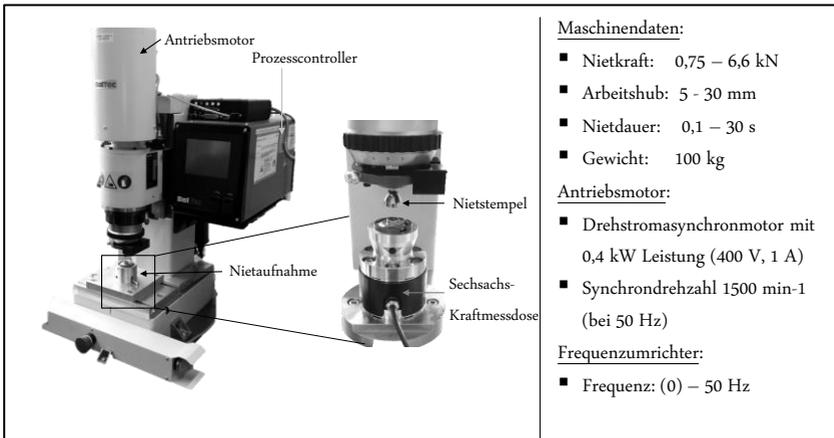


Abbildung 2-13: Verwendete Radialnietmaschine RN 181 mit adaptiertem Kraftmesssensor K6D80

In der Abbildung 2-13 ist die Radialnietmaschine dargestellt. Die Maschine kann den Kraftbereich von 0,75 kN bis maximal 6 kN abdecken. Der Auslenkwinkel des Werkzeuges beträgt $\pm 6^\circ$. Eine Herleitung beziehungsweise eine Analyse des Bewegungsablaufes und eine genaue Prozessbetrachtung sind in Kapitel 4 dargestellt.

Für die Prozessuntersuchung ist zudem ein externer Kraftmesssensor K6D80 [53] adaptierbar. Die Abbildung 2-14 zeigt den Kraftmesssensor inklusive seines Messbereiches. Es können sowohl die Kräfte in alle drei Raumrichtungen als auch die dazugehörigen Momente aufgenommen werden. Der Kraftbereich unterscheidet sich je nach Raumrichtung. Er liegt

zwischen maximal 2000 N in die horizontalen Richtungen und maximal 5000 N in die vertikale Richtung. Die Auflösung beträgt 0,1 N.

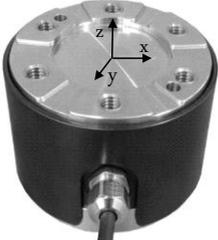
<p>Messverstärker GSV - 8DS</p> 	<p><u>Kraftmesssensor:</u></p> <ul style="list-style-type: none">▪ Typ: DMS (K6D80)▪ Kraftbereich / Momentenbereich (max.) $F_x = 2000 \text{ N} / M_x = 100 \text{ Nm}$ $F_y = 2000 \text{ N} / M_y = 100 \text{ Nm}$ $F_z = 5000 \text{ N} / M_z = 100 \text{ Nm}$▪ Auflösung: $F_x = 0,1 \text{ N} / M_x = 0,5 \text{ Nm}$ $F_y = 0,1 \text{ N} / M_y = 0,5 \text{ Nm}$ $F_z = 0,33 \text{ N} / M_z = 0,5 \text{ Nm}$▪ Abtastrate: 6000 kHz
<p>Kraftsensor K6D80</p> 	

Abbildung 2-14: Verwendete Kraftmessdose K6D80 mit einer Auflösung von 0,1 N je Krafrichtung

Das Rollierverfahren unterscheidet sich vom Radialnieten hinsichtlich seiner Werkzeugeometrie und der kinematischen Bewegung während des Prozesses. Die verwendete Maschine ist identisch mit der des Radialnietens. Durch den Umbau der Getriebeeinheit kann die hypotrochoide Bewegungsform in eine reine rotatorische Bewegung um die Hochachse der Maschine abgeändert werden. Die Prozesssteuerung und -kontrolle bleiben ebenfalls unverändert. Die Rollen werden mit Hilfe eines Portals an der Maschine befestigt. Diese sind nahezu reibungsfrei auf der Halterung montiert. Die Abbildung 2-15 zeigt den Aufbau der Maschine.

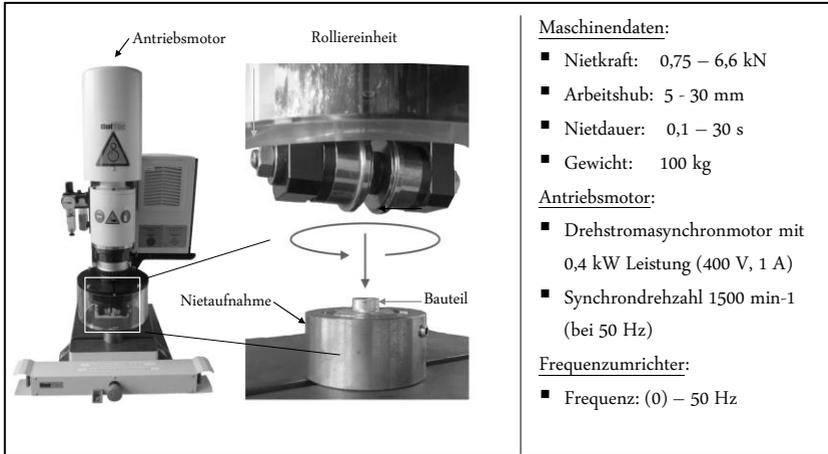


Abbildung 2-15: Verwendete Rolliereinheit mit Doppelrollen [7]

3 Methodik zur Beurteilung geeigneter Verbindungslösungen

Ausgehend von der im Kapitel 1 übergeordneten Zielsetzung, eine Methodik zu entwickeln, die einen Beitrag zur virtuellen Beurteilung der Fügbarkeit von mechanischen Fügeprozessen in der Prozessentwicklung liefern kann und somit den Bedarf an Ressourcen in Bezug auf Zeit und Kosten in der Prozessentwicklung verringert, werden in diesem Kapitel die Grundzüge der Methodik genauer erläutert. Die Methodik unterteilt sich in die folgenden Hauptabschnitte.

Auswahl des zu betrachtenden Prozesses: Die Vorauswahl des zu betrachtenden Prozesses wird mit Hilfe morphologischer Kästen, einer Pugh Matrix oder dem House of Quality (HoQ) umgesetzt [50]. Diese Aufgabe ist als vorbereitendes Arbeitspaket zu sehen und wird hier nicht näher erläutert.

Analyse der vorherrschenden Randbedingungen: In einem nächsten Schritt werden die Prozessgrößen, wie Materialeigenschaften, Kontaktbedingungen und nicht zuletzt die Lageraufbringungen und Randbedingungen analysiert und aufbereitet, sodass eine Übertragung in ein simulationsgestütztes System ermöglicht wird. Eine teilautomatisierte Übertragung wird aus Zeit- und Kostenersparnissen angestrebt. Die verwendete Simulationssoftware muss über skriptbasierte Programmierung verfügen. (s. Kapitel 4)

Die Modellverifizierung: Einen zentralen Bestandteil bildet die Verifizierung des Modells. Die Modellverifizierung wird für eine „Erstsimulation“ im Bereich des Radialnietens an Hand realer Versuche abgesichert. Die zuvor bestimmten Randbedingungen sind somit ebenfalls für artverwandte Prozesse abgesichert. (s. Kapitel 5.7)

Sensitivitätsanalyse: Die Art der Untersuchung ermöglicht es dem Anwender signifikante Parameter zu filtern und die weitere Betrachtung oder

Methodik zur Beurteilung geeigneter Verbindungslösungen

Optimierung darauf auszurichten. Eine Fokussierung ist notwendig, um den Bearbeitungsraum effizient einzuschränken, ohne dabei auf signifikante Faktoren zu verzichten. (s. *Kapitel 6*)

Bewertung des Prozesses: Auf Grundlage der Ergebnisse aus der Sensitivitätsanalyse kann die Fähigkeit des Prozesses, eine anforderungsgerechte Verbindung zu erzeugen, beurteilt werden. Des Weiteren bietet die Methodik, bei einer negativen Bewertung der Fähigkeit, die Möglichkeit der Prozesserweiterung. Auf Grundlage der oben bestimmten Randbedingungen kann ein artverwandtes Verfahren zeitsparend und nahezu kostenneutral bewertet werden (s. *Kapitel 6*). Die Entscheidung über die Investition in weitere Versuchsmaschinen entfällt im ersten Schritt hierdurch vollständig.

In der Abbildung 3-1 sind die Schritte durch das Flussdiagramm visualisiert. In den folgenden Kapiteln werden die vier übergeordneten Schritte im Detail durchlaufen und somit eine Methodik zur Beurteilung geeigneter Verbindungslösungen aufgezeigt. Die abgeleiteten (Zwischen-)Ziele aus Kapitel 1 sollen hierbei aufgezeigt werden.

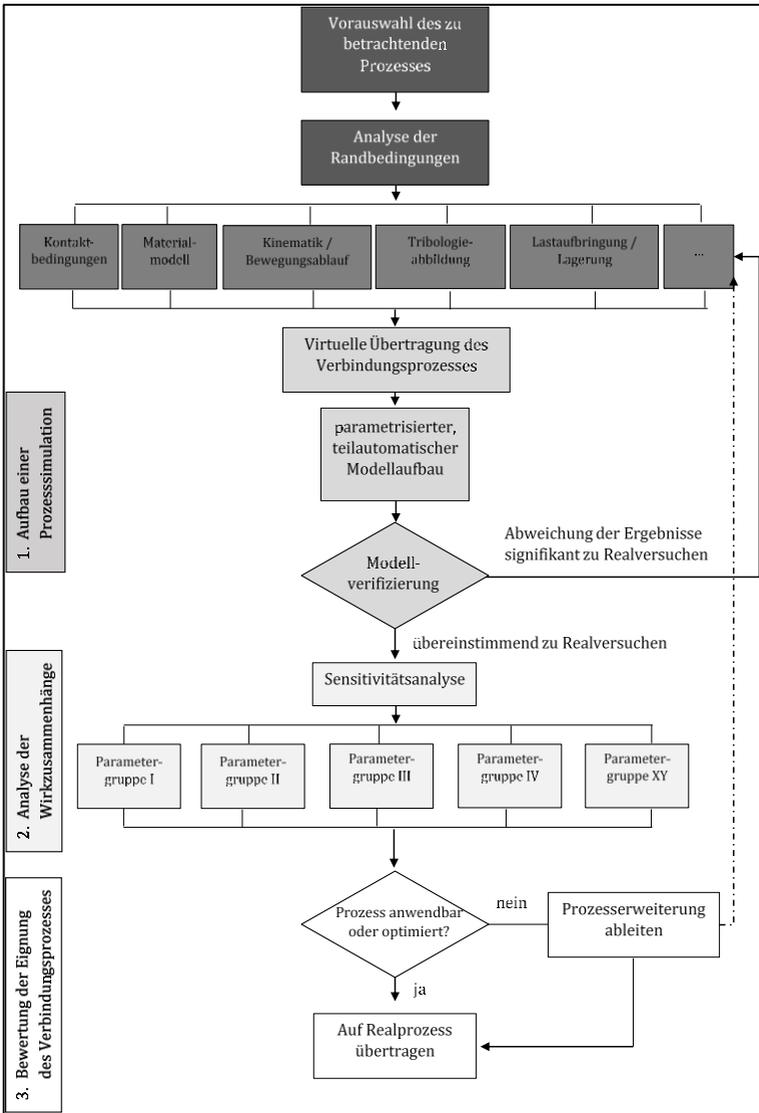


Abbildung 3-1: Flussdiagramm zur Beurteilung von mechanischen Verbindungslösungen. Unterteilt in die Hauptschritte: Vorauswahl, Übertragung auf Modellebene, Sensitivitätsanalyse und Prozessbewertung/-optimierung

4 Analyse des Fügeprozesses „Radialnieten“

Im folgenden Kapitel wird das Radialnieten für den vorliegenden Fall im Detail betrachtet. Die wesentlichen Merkmale, unter anderem die Erzeugung der Bahnkontur, das Aufbringen der Axialkraft und die dabei vorherrschenden Reibverhältnisse, werden in diesem Kapitel analysiert. Durch Patentschriften oder verfügbare Informationen von Maschinenherstellern ist die mechanische Erzeugung der Bahnkontur bedingt nachvollziehbar. Für die Übertragung in eine analytische Beschreibung der Bahnkontur müssen die allgemeinen Erkenntnisse über die mechanische Erzeugung der Bahnkontur und analytischen Untersuchungen in Bezug auf die Hypotrochoiden, verknüpft werden. Die vorliegenden Reibverhältnisse sind bislang unbekannt und geben somit keinen Hinweis darauf, inwieweit diese den Prozess beeinflussen. Für eine spätere Abbildung des Prozesses in eine Simulation muss zudem geklärt werden, wie die vorherrschende Axialkraft auf das Bauteil wirkt. Zuvor werden die in dieser Arbeit verwendeten Verbindungsbauteile definiert.

4.1 Beschreibung der Verbindungspartner Fügwerkzeug-Lagerdeckel-Lager

Für die weiteren Untersuchungen sind die Fügepartner zuvor zu charakterisieren. Die Indizierung der einzelnen Parameter sowohl an dem Werkzeug (*Nietstempel*) als auch an den Werkstücken (*Lagerdeckel und Sinterlager*) wird in diesem Kapitel vorgenommen. Für die spätere Sensitivitätsanalyse (s. Kapitel 6) werden die Begriffe „Faktoren“, „Störgrößen“ und „konstante Parameter“ wie folgt definiert:

- **Einflussgrößen/Faktoren:** Faktoren sind Einflüsse, die gezielt variiert werden können. Ihr Einfluss ist somit auswertbar. [30]

- **Störgrößen:** Diese Einflüsse sind im Vorfeld nicht definiert bestimmbar. Zur Reduzierung dieser Einflüsse ist eine randomisierte Versuchsdurchführung zu empfehlen.
- **Konstante Parameter:** Hier wird keine Variation der Parameter angestrebt. Um mögliche Einflüsse dieser Gruppe auszuschließen, werden diese Größen über die gesamte Versuchsphase konstant gehalten. [30]

Für die Untersuchung des Radialnietprozesses sind folgende Einflüsse in geometrische und prozessseitige Art gruppiert. Die Aufzählungen in den Bereichen „Störgrößen“ und „konstante Parameter“ beziehen sich auf Realversuche.

Einflussgrößen/Faktoren:

- **geometrischer Art:**
 - Lager: Faser am Außenring
 - Lagerhöhe
 - Lagerdeckelhöhe
 - Lagerdeckelfase
 - Stempelgeometrie Fügestempel
- **prozessseitig:**
 - Fügedruck Radialnietmaschine RN181
 - Stempelgeometrie des Fügstempels
 - Fügezeit
 - Reibwert (*Abbildung der vorherrschenden Reibbedingungen ohne Schmiermittel*)
 - Stempelauslenkung/Auslenkwinkel
- **Störgrößen:** (*bei Realversuchen*)
 - Ggf. Eigenspannungen im Lagerdeckelmaterial
 - Schmiereigenschaften Sinterlager
 - Einfluss Zinkbeschichtung
 - Verschleiß der Werkzeuge (*Stempel/Aufnahme*)
 - Toleranzeinflüsse
- **konstante Parameter:** (*bei Realversuchen*)

Analyse des Fügeprozesses „Radialnieten“

- Geometrieparameter an Lagerdeckel und Lager, die nicht gezielt variiert werden
- Lagerdeckel-/Lagermaterial
- Lagerdeckel: Materialhärte
- Hypotrochoidenform
- Stempelauslenkung
- Prozessgeschwindigkeit/Bahngeschwindigkeit
- Stempelbeschichtung
- Umgebungstemperatur
- Schmierzustand (*Lieferzustand oder gereinigt*)
- Geometrie der Lagerdeckelaufnahme

Für die virtuelle Versuchsdurchführung werden die Einflussgrößen/Faktoren in Stufen unterteilt. Bei der virtuellen Versuchsdurchführung ist es möglich, Störgrößen zu minimieren. So sind die hier aufgelisteten Störgrößen in der Simulation nicht existent und werden dementsprechend als konstante Parameter behandelt. Des Weiteren können in der virtuellen Prozessdurchführung konstante Parameter, die auf Grund von Randbedingungen in der realen Versuchsdurchführung nicht variabel gestaltet werden können, betrachtet werden. So ist beispielsweise die Auswirkung auf die Verbindung einer veränderten Stempelauslenkung in der Simulation sichtbar.

Die Abbildung 4-1 stellt die aufgelisteten Größen an den jeweiligen Bauteilen dar. Auf der linken Seite ist der Fügeworkzeug mit den dazugehörigen Parametern abgebildet. Auf der rechten Seite ist der Fügepartner (*Lagerdeckel inklusive dem Sinterlager einmal vor und nach der Umformung*) skizziert.

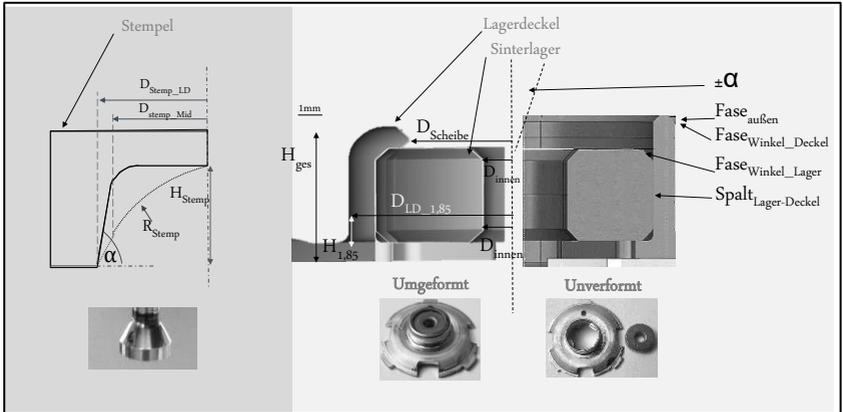


Abbildung 4-1: Parameterbezeichnungen am Stempel links und Fügepartner rechts

Im Allgemeinen können Veränderungen bei der Prozessführung, sowie Veränderungen bei der Werkzeuggeometrie einen direkten Einfluss auf das Verbindungsergebnis haben. Des Weiteren kann die Gestaltung der Fügepartner einen weiteren direkten Einfluss auf das Ergebnis nehmen. Folgende Parameter, bezugnehmend auf die vorliegenden Fügepartner, werden als Faktoren in dieser Arbeit untersucht und in Kapitel 6 ausgewertet:

- Auslenkwinkel Stempel (α):** Der Parameter beeinflusst die Auslenkung des Stempels. Durch eine Veränderung des Amplitudenwertes aus Gleichung (4-6) und (4-7) kann ein variierender Auslenkwinkel eingestellt werden. Eine Variation des Auslenkwinkels hat unmittelbare Auswirkungen auf das Kräfteverhältnis. Ausgehend von der Annahme, dass die Axialkraft respektive die eingestellte Fügekraft konstant gehalten wird, verändern sich die Beträge der senkrecht zum Berührungspunkt stehenden Kraft F_N und die Radialkraft F_R . In der Abbildung 4-2 ist der Zusammenhang skizziert dargestellt.

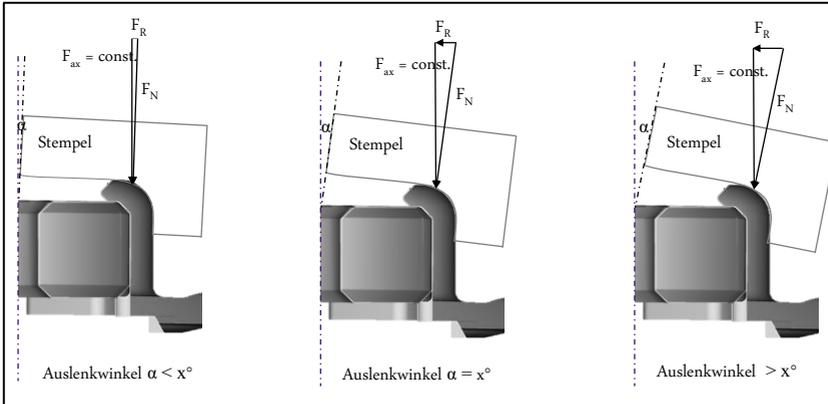


Abbildung 4-2: Gegenüberstellung der axialen / radialen Kräfteverhältnisse bei variierendem Stempelwinkel

Aus der Grafik ist ersichtlich, dass mit zunehmendem Auslenkwinkel die Radial- und Normalkraft weiter zunimmt.

- **Fasenwinkel Lagerdeckel (α_{Fase_LD}):** Durch die Variation des Fasenwinkels am Lagerdeckel kann der Anlagepunkt des Stempels verschoben werden. Entspricht der Fasenwinkel dem Stempelschrägenwinkel, kommt es zu Beginn des Prozesses zu einem Liniennkontakt. Entspricht der Fasenwinkel nicht dem Stempelwinkel, kommt es zu einem anfänglichen Punktkontakt.
- **Fasenhöhe-Lagerdeckel außen ($H_{Fase_au\ss en}$):** Für eine konstant bleibende Wanddicke von 1 mm im Anfangszustand muss es neben einer Variation des Fasenwinkels möglich sein, die Fasenhöhe variieren zu können. Durch eine ausschließliche Variation des Fasenwinkels würde sonst eine nicht konstante Wanddicke resultieren.
- **Fasenwinkel Sinterlager (α_{Fase_Lager}):** Durch die Variation des Fasenwinkels an dem Sinterlager wird der Erstkontakt zwischen dem Lagerdeckel und dem Lager beeinflusst.
- **Spalt zwischen Lagerdeckel und Lager (SP_{LD-L}):** Der Einfluss des Spaltes zwischen dem Lagerdeckel und dem Sinterlager wird

ebenfalls in die Sensitivitätsbetrachtung aufgenommen. Ein Einfluss durch vergrößertes Lagerspiel wird hierdurch sichtbar.

- **Fügezeit ($t_{fügen}$):** Eine Mindestfügezeit soll ermittelt werden, bei der dem Werkstoff ausreichend Zeit zur Verfügung steht, um zu fließen und so den Formschluss zu generieren.
- **Fügekraft (F_{ax}):** Die Fügekraft ist eine zentrale Komponente, wenn es um die Bildung des Formschlusses geht. Eine Variation dieser soll dessen Einfluss auf die Verbindung verdeutlichen.
- **Stempelgeometrie:** Neben den aufgelisteten Parametern kann die Stempelgeometrie dazu beitragen den Werkstofffluss zu beeinträchtigen. Für die Untersuchung werden verschiedene Geometrien miteinander verglichen und auf die Anforderungen hin untersucht. Die hierfür verwendeten Parameter sind:
 - **Stempelradius (R):** Der Stempelradius nimmt unmittelbar Einfluss auf die Umlenkung des Werkstoffflusses des Lagerdeckels.
 - **Stempelhöhe (H_{stemp}):** In Kombination mit dem Stempelwinkel beeinflusst dieser Parameter die Anlage des Lagerdeckelmaterials an das Sinterlager und somit den Formschluss der Verbindung.
 - **Stempelwinkel (α_{stemp}):** Durch den Stempelwinkel wird die „Vorstauchung“ des Materials zu Beginn des Prozesses beeinflusst.

Die zu untersuchenden Faktoren werden später hinsichtlich ihres Einflusses auf die Verbindungsbildung ausgewertet (s. Kapitel 6.1). Die nachgestellten Parameter (s. Abbildung 4-1 verformt) werden hierfür ausgewertet:

- **Lagerdeckeldurchmesser ($D_{LD,1,85}$):** Der Außendurchmesser wird in einer Höhe von 1,85 mm vom Lagerdeckelbodenradius aus in positive Richtung gemessen. Ein Ausbauchen des Werkstoffes wird an diesem Maß ersichtlich. Eine gewisse Aufbauchung wird

toleriert. Der Einfluss des Radialnietens auf das Stauchverhalten des Lagerdeckels wird somit erfasst.

- **Lagerdeckel Höhe (H_{ges}):** Nach dem Fügevorgang wird die gesamte Lagerdeckelhöhe als Zielgröße aufgenommen. Das Maß gibt, in Zusammenhang mit den weiteren Zielgrößen, Aufschluss über das plastische Deformationsverhalten des Lagerdeckels.
- **Scheibendurchmesser ($D_{Scheibe}$):** Der Scheibendurchmesser schließt das kleinste Durchmessermaß am oberen Lagerdeckelende nach dem Fügeprozess ein. Ob ein Fließen des Werkstoffes in radialer Richtung stattgefunden hat, kann mit diesem Wert kontrolliert werden.
- **Innendurchmesser Lager (D_{Innen}):** Der Lagerinnendurchmesser wird an zwei Stellen ausgewertet. Der erste Messwert befindet sich direkt unterhalb der oberen Fase. Der zweite entsprechend im zylindrischen Teil des Lagers direkt oberhalb der zweiten Fase. Als Lagerinnendurchmesser wird der Mittelwert aus beiden Messwerten verstanden. Eine zu hohe Krafteinwirkung auf das Lager während des Fügens wird an diesem Maß ersichtlich. Es kann unterschieden werden, ob es zu einem Stauchen (*oberer Bereich*) oder zu einem Aufweiten (*unterer Bereich*) kommt.

4.2 Materialcharakterisierung der verwendeten Werkstoffe DC04+ZE25/25 und Sint B50

Bei dem Werkstoff DC04 handelt es sich um einen unlegierten Stahl, der für Tiefziehenwendungen entwickelt wurde [69]. In diesem Fall wird ein DC04 (*1,5 mm dick*) mit einer elektrolytisch verzinkten Oberfläche verwendet. Dieser Werkstoff eignet sich, bei einfachen Karosserieteilen oder Haushaltsgerätebauteilen, gut für Anwendungen im Innen- und Außenbereich. Die Oberflächenschicht bei dem DC04 +ZE25/25 soll nach DIN EN 10152 eine Zinkschichtdicke von $2,5 \mu\text{m}$ auf beiden Blechseiten aufweisen. In der Norm werden weiter die Oberflächengüteeinteilungen A (*Fehler und*

Analyse des Fügeprozesses „Radialnieten“

leichte Kratzer, die die Eigenschaften nicht beeinflussen, sind erlaubt) und B (die bessere Seite muss gleichbleibende Qualität aufweisen, sodass eine Qualitätslackierung hierdurch nicht beeinträchtigt wird) unterschieden. [26]

In den Tabellen 4-1 und 4-2 sind die Eigenschaften, nach Norm zusammengefasst, aufgelistet. In der Tabelle 4-3 sind die ermittelten mechanischen Kennwerte, für den in dieser Arbeit verwendeten DC04-Werkstoff, dargestellt.

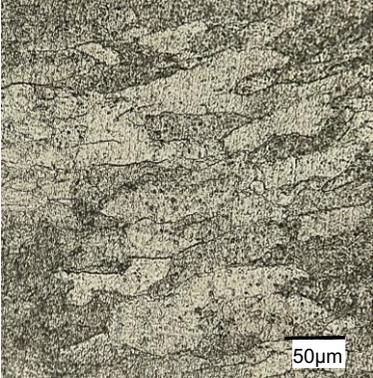
Tabelle 4-1: Eigenschaften DC04 nach EN 10152 [26]

Norm: DC04 ZE +25/25 Werkstoffnummer 1.0338					chemische Zusammensetzung in [%]				
Kennwerte gültig für 6 Monate nach Herstellung									
Re [MPa]	Rm [MPa]	A ₈₀ [%]	r ₉₀	n ₉₀	C	P	S	Mn	Ti
140-220	270-350	37	1,6	0,16	0,08	0,03	0,03	0,4	-

Tabelle 4-2: Eigenschaften Sint B50 nach DIN 30910-3 [21]

Norm: Sint B50 Werkstoffbenennung: Sinterbronze				chemische Zusammensetzung in [%]				
Dichte [g/cm ³]	Härte [HB]	Bruchfestigkeit radial [MPa]	Porosität [%]					
6,8-7,2	>30	>170	20+-2,5	<0,2	Rest	9-11	-	<2

Tabelle 4-3: Mechanische Eigenschaften Versuchswerkstoff DC04

Versuchsmaterial DC 04 ZE +25/25					
t=1,5 mm					
Werkstoffnummer 1.0338					
Kennwerte gültig für 6 Monate nach Herstellung					
R _e [MPa]	R _m [MPa]	A ₈₀ [%]	r _{0°}	r _{45°}	r _{90°}
202,1	315,5	43	1,782	1,249	2,045
					

Die Ermittlung der mechanischen Kennwerte erfolgt in Zusammenarbeit mit der ibf Aachen GmbH. Die in Zugversuchen [19] ermittelten Kennwerte liegen im Normbereich. Die Anisotropie wurde für die drei Richtungen 0°, 45° und 90° in der Walzebene bestimmt.

Für den Werkstoff DC04 ZE+25/25 werden die Fließkurven aus den Ergebnissen des Zugversuchs nach DIN 6892-1 ermittelt. Für die Fließkurvenbestimmung des Sinterwerkstoffes sind Zylinderstauchversuche in Anlehnung an B. Zillmann et al. das Mittel der Wahl [1, 51]. Die dargestellten Ergebnisse bilden den Mittelwert aus jeweils fünf Wiederholungen pro Versuch. Bei den verwendeten Sinterproben kam es während der Versuchsdurchführung zur Rissinitiierung, was zu einem verfrühten Probenversagen geführt hat. Aus diesem Grund sind die Fließkurven nur bis zu einem Umformgrad von $\phi \sim 0,3$ zu verwenden. Bei der Erstellung der Extrapolationsansätze muss diese Einschränkung Berücksichtigung finden.

Für das Rohmaterial DC04 ZE+25/25 und dem Lagerwerkstoff Sint B50 ergeben sich somit die Fließkurven in der Abbildung 4-3. Aus den Versuchen ergibt sich ein mittleres E-Modul für den vorliegenden Werkstoff DC04 von 185.000 MPa und 97.500 MPa für das Bronzelager Sint B50. In der Abbildung 4-3 sind drei Extrapolationsansätze für den Lagerdeckelwerkstoff nach Hollomon, Swift und Ludwik dargestellt [11, 71]. Die primäre Umformung findet im oberen Bereich des Lagerdeckels statt. Für diesen Bereich soll der Einfluss des Extrapolationsansatzes untersucht werden.

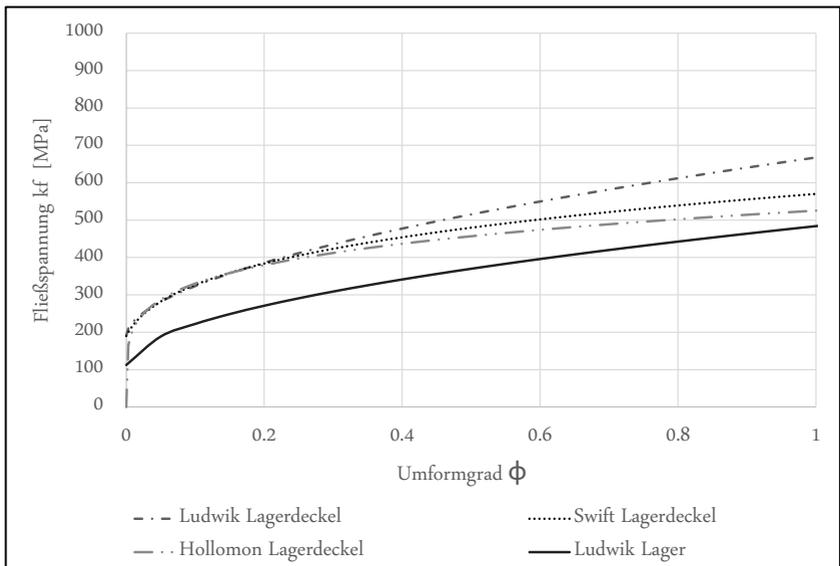


Abbildung 4-3: Darstellung der unterschiedlichen Fließkurvenansätze für den Lagerdeckel DC04 (obere drei Kurven) und dem Sinterlager Sint B50 (unten)

Aus den Materialdaten des Tiefziehstahls DC04 kann die Fließortkurve erstellt werden. In der Abbildung 4-4 ist diese für das vorliegende DC04 Rohmaterial abgeleitet. Die Fließortkurve gibt Auskunft über die Fließspannung im zweiachsigen Spannungsfall. Durch die abgebildete Kurve kann die Fließspannung, in Abhängigkeit von den Hauptspannungen σ_1 und σ_2 , abgelesen werden. [65] Durch die Bestimmung der Anisotropiewerte aus den Versuchen kann die Kurve erstellt werden.

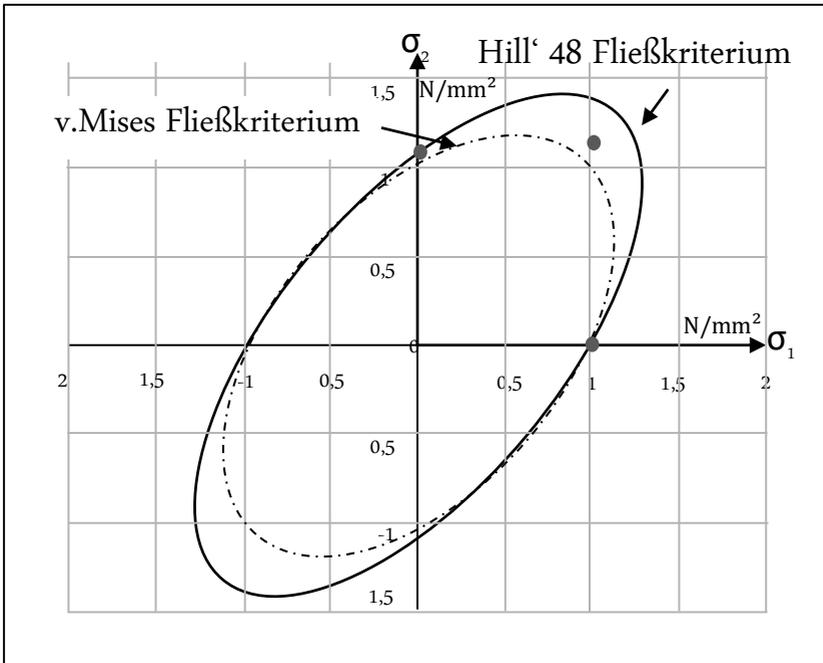


Abbildung 4-4: Fließortkurve DC04 mit Anisotropiewerten: $r_{0^\circ} = 1,782$
 $r_{45^\circ} = 1,249$ $r_{90^\circ} = 2,045$

Es ist ersichtlich, dass die Berücksichtigung der Anisotropie eine Veränderung der Spannungspunkte σ_{12} und σ_{22} bewirkt. Die Kennwerte für das DC04 Material sind auf Basis des einachsigen Zugversuches an unverformten Werkstoffproben ermittelt worden. Durch die Ermittlung eines erniedrigten E-Moduls von 185000 MPa im Vergleich zu Standardwerten aus der Literatur ergibt sich eine hinreichend genaue Berücksichtigung dieses Wertes. Durch das v. Mises Fließkriterium wird die Anisotropie in der späteren Simulation nachempfunden. Die Abweichung des Versuchspunktes im ersten Quadranten ist zum Hill 48 Fließkriterium entsprechend größer. Der Ermittlung der Anfangsfließspannung k_{f0} und des Verfestigungsverhaltens des Materials aus den Zugversuchen muss eine genauere Betrachtung folgen. Durch den Herstellungsprozess ist das Material in mehreren Schritten umgeformt worden. Die jeweiligen exakten Prozessschritte liegen auch nach Rücksprache mit dem Lieferanten nicht vor. Eine genaue

Aussage über die Vorbeanspruchung, welches das Material erfahren hat, kann nicht getroffen werden. Es gilt aber als gesichert, dass eine Materialverfestigung, in Folge einer Zunahme der Versetzungsdichte durch eine Materialumformung, während der Herstellung erfolgt ist. In der Abbildung 4-5 (*Mitte*) ist der Härteverlauf des Lagerdeckels im Schnitt dargestellt. Die gemessenen Werte entsprechen einer durchschnittlichen Erhöhung um 45 % gegenüber den Härtewerten an dem Rohmaterial. Die Analyse von gefügten Lagerdeckeln in der Abbildung 4-5 (*unten*) zeigt keine signifikante Härtezunahme gegenüber den ungefügten Lagerdeckeln an. Es werden bei einer genauen Betrachtung drei Härtebereiche im Lagerdeckel unterschieden. Der erste Bereich direkt an der Oberseite des Lagerdeckels liefert eine durchschnittliche Härte von 165 HV1. Daran anschließend befindet sich ein Härtebereich mit durchschnittlich 158 HV1. Der mit Abstand härteste Bereich befindet sich im Bereich der Lagerdeckellaschen, auf dem das Lager positioniert wird. Hier ist die Materialumformung während der Herstellung am größten, und es kommt zu der signifikantesten Verfestigung. Die Härte liegt in diesem Bereich bei durchschnittlich 170 HV1.

Analyse des Fügeprozesses „Radialnieten“

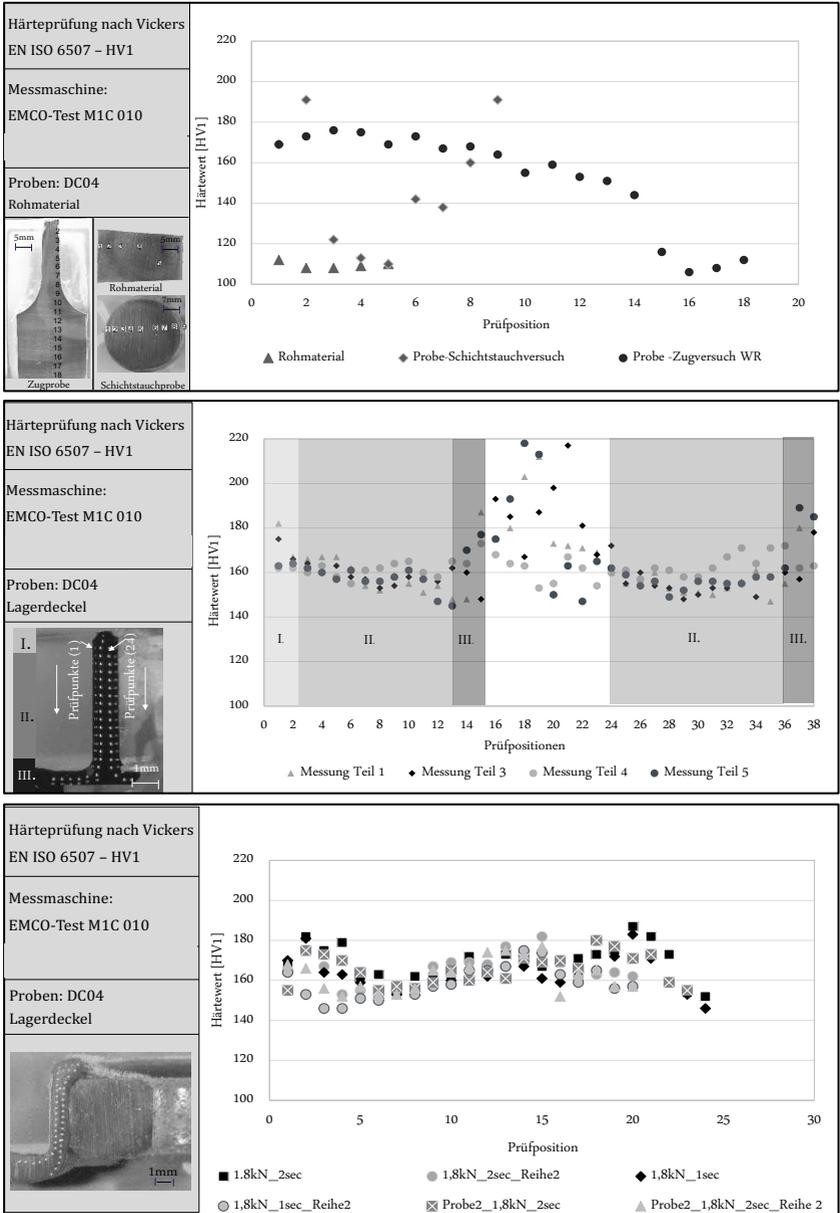


Abbildung 4-5: Härteverlauf: Rohmaterial (oben); Lagerdeckel unverformt (Mitte); Lagerdeckel verformt (unten)

Analyse des Fügeprozesses „Radialnieten“

Durch die vorherrschende Kaltverfestigung, bedingt durch den Herstellungsprozess, ist ebenfalls eine Zunahme der Anfangsfließspannung zu erwarten. Weitere Zugversuche an vorgerecktem Material zeigen eine deutliche Zunahme der Kaltverfestigung auf. In der Abbildung 4-6 ist der Härteverlauf über die Dehnung dargestellt. An den vorgereckten Proben werden im Anschluss Härteprüfungen durchgeführt. Ab einer Gesamtdehnung von >22 % kommt es zum Einschnüren der Probe.

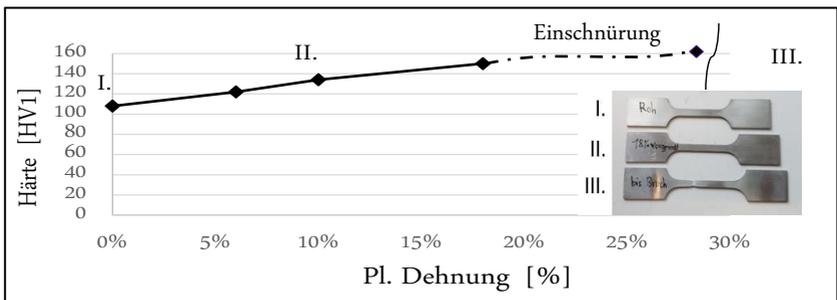


Abbildung 4-6: Ermittlung der Materialhärte nach Vickers an vorgereckten DC04 Materialproben

Die ermittelten Härtewerte entsprechen nicht genau den gemessenen Härtewerten an einem Lagerdeckel im Lieferzustand. Ein weiteres Vorrecken der Bauteilprobe ist nicht möglich, da ab etwa 22 % der Bereich der Gleichmaßdehnung verlassen wird und es zu einer lokalen Einschnürung der Probe kommt und sich somit ein veränderlicher Querschnitt einstellt. Eine exakte Bestimmung der Fließspannung ist über den Bereich der Gleichmaßdehnung somit nicht mehr möglich [11]. Des Weiteren muss eine Erreichbarkeit der Verfestigung im einachsigen Zugversuch auf die geforderten Härtewerte von 165 HV1-170 HV1, bevor es zum Versagen des Werkstoffes kommt, prinzipiell in Frage gestellt werden. Es liegt die Vermutung nahe, dass die am Lagerdeckel gemessenen Härtewerte erst durch das Vorliegen von dreiachsigen Spannungszuständen problemlos realisiert werden können. Hierbei überlagern sich Zug- und Druckspannungen, sodass ein erhöhtes Spannungsniveau gegenüber dem Zugversuch ertragen werden kann. Im Zugversuch wird das Material unter reiner Zugspannung ge-

Analyse des Fügeprozesses „Radialnieten“

prüft. Durch eine fehlende Überlagerung von weiteren (*Druck-*) Spannungen, ist das Spannungs- respektive das vorliegende Härteniveau, gegenüber einem dreiachsigen Spannungszustand, nicht zu erreichen.

Für die Fließspannungsermittlung werden Zugproben auf 18 % Gesamtdehnung vorgereckt. An den vorgereckten Proben werden im Anschluss Zugversuche durchgeführt. Die vorgereckten Proben weisen eine durchschnittliche Härte von 150-154 HV1 auf. Der durch die Vorreckung des Materials ergebende Fließkurvenverlauf zeigt eine deutliche Erhöhung der Anfangsfließspannung. Der abgebildete Kurvenverlauf in der Abbildung 4-7 ist aus fünf Wiederholversuchen ermittelt worden.

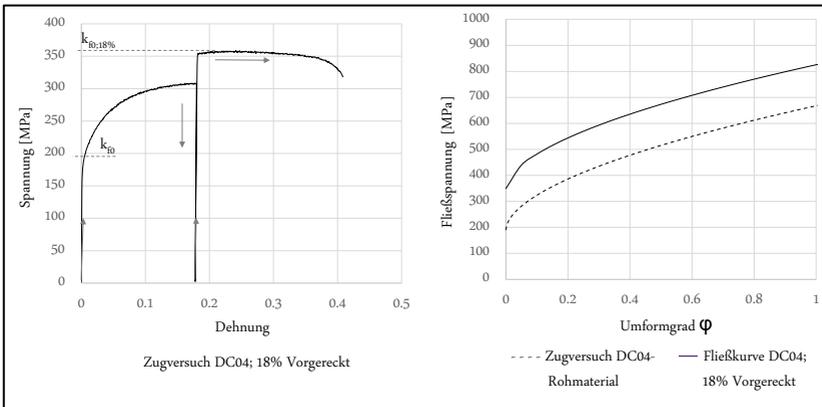


Abbildung 4-7: Links: Zugversuch Vorreckung des Materials. Bestimmung von $K_{f0,18\%}$; rechts oben: Fließkurve $K_{f0,18\%}$ angepasst; rechts unten: Rohmaterialfließkurve

Die obere modifizierte Fließkurve in der rechten Seite der Abbildung 4-7 bildet das Materialverhalten in der Simulation genauer ab, als die zuvor verwendeten „Rohmaterial“-Kurvenverläufe. Durch inverse Simulationsrechnungen kann der Fließkurvenverlauf weiter optimiert werden, um die Ergebnisqualität weiter zu verbessern. Eine Extrapolation der $K_{f0,18\%}$ -Fließkurve nach Ludwik zeigt in der Simulation ein ausgeprägtes Verfestigungsverhalten, sodass sich im Hinblick auf eine lang andauernde Prozesszeit Abweichungen zu den Realversuchen ergeben. Ein in der Steigung reduzierter Extrapolationsverlauf erweist sich in diesem Fall als zielführend.

Die verbesserte Übereinstimmung ist darauf zurückzuführen, dass der Werkstoff DC04 durch die Bearbeitung während der Lagerdeckelherstellung eine Kaltverfestigung erfahren hat. Das Potenzial, sich über große Umformgrade im Zuge des Radialnietens stark weiter zu verfestigen, ist erschöpft. Somit bildet ein abflachender Fließkurvenverlauf die Realität deutlich besser ab. Für die exaktere Materialabbildung im Lagerdeckel sind drei geringfügig abweichende Materialkurven hinterlegt (Abbildung 4-8). Diese bilden die differenzierten Härtebereiche im Lagerdeckel ab. Der unterste Graph bildet die Fließkurve aus den Zugversuchen des Rohmaterials ab und ist hier als Ausgangskurve mit aufgeführt.

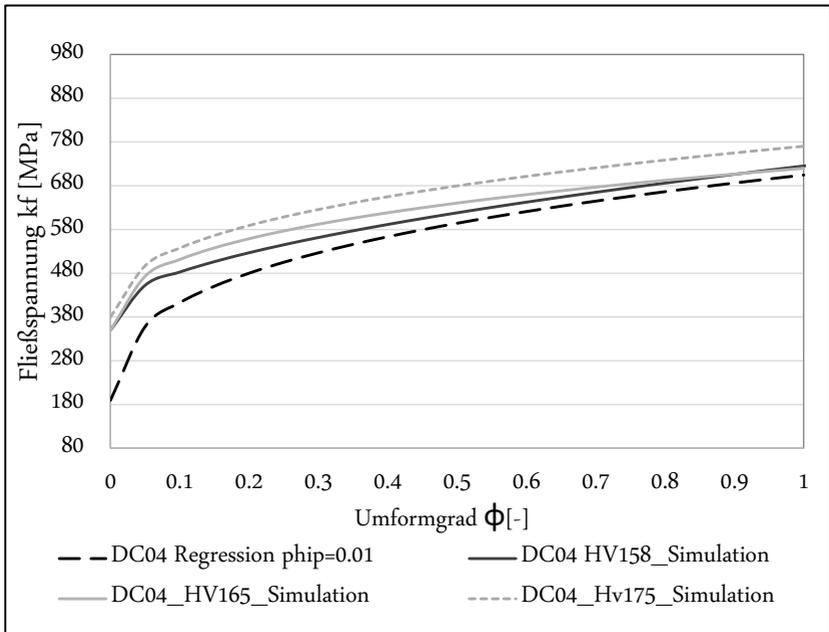


Abbildung 4-8: Verwendete Fließkurven für DC04 (unterteilt in drei Härteabschnitte, s. Abbildung 4.5 mitte) und Sint B50 in der Simulation

4.3 Bestimmung der kinematischen Stempelbewegung

In Kapitel 2.3.2 ist die Erzeugung der verfahrenstypischen Bahnkontur, wie sie beim Radialnieten vorliegt, erläutert worden. So handelt es sich um eine Hypotrochoide, die in der folgenden Form beschrieben werden kann [47]:

$$x = r_G m_i \cos(\varphi) + |a| \cos(m\varphi) \quad (\text{Gl. 2-15})$$

$$y = r_G m_i \sin(\varphi) + |a| \sin(m\varphi) \quad (\text{Gl. 2-16})$$

mit

$$m_i = \frac{r_R}{r_G} + 1 = i + 1 \quad (\text{Gl. 4-1})$$

Tabelle 4-4: Variablenbezeichnungen Radialnietmaschine/Hypotrochoidenbahnkontur

Auslenkwinkel	α [°]
Achsabstand	a [mm]
Radius Planetenrad	r_G [mm]
Drehwinkel Antriebsmotor	ϕ [°]
Stempellänge	l_{stemp} [mm]
Auslenkstrecke	x [mm]
Radius Hohlrad	r_R [mm]

Analyse des Fügeprozesses „Radialnieten“

In der Abbildung 4-9 ist eine schematische Darstellung der Maschinenkomponenten dargestellt. Im oberen rechten Bereich befindet sich der Antrieb. Das Getriebe überträgt die Bewegung auf den Kegel. Der Kegel durchläuft auf Grund seiner konvexen Form während der Bewegung einen Winkel von $\pm 6^\circ$. Diese Auslenkung wird unmittelbar auf den Stempel übertragen, sodass dieser ebenfalls eine Auslenkung von $\pm 6^\circ$ erfährt.

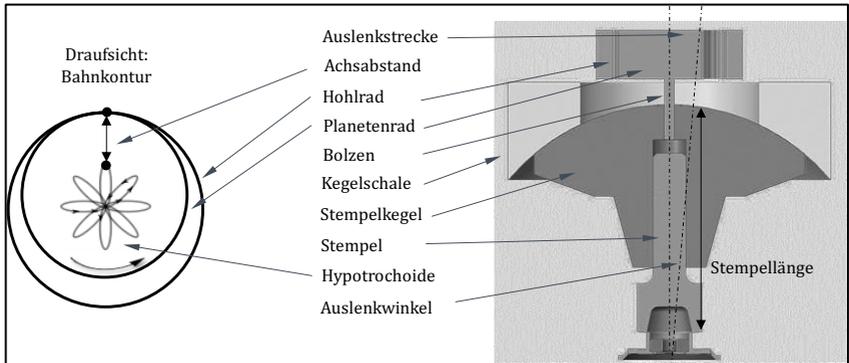


Abbildung 4-9: Prinzipaufbau Radialnietmaschine

Die Auslenkstrecke kann durch die Gleichung (4-2) berechnet werden.

$$\tan \alpha = \frac{x}{l_{stemp}} \quad (\text{Gl. 4-2})$$

Aus den Berechnungen ergeben sich für theoretisch variierende Stempellängen variierende Auslenkungsstrecken. In der Grundeinstellung ist der Mittelpunkt des Kegelradius R_p gleich dem Endpunkt (*Rotationspunkt*) des Stempels. In dieser Einstellung kommt es zu einer Punktbewegung am Endpunkt des Stempels. Die Amplitude der Hypotrochoide beträgt hier laut Gleichung (2-15) und Gleichung (2-16) 6,8 mm. Es sei darauf hingewiesen, dass eine abweichende Stempellänge unmittelbare Auswirkungen auf die Bewegungsform am Stempelende hat.

Analyse des Fügeprozesses „Radialnieten“

Aus weiteren Überlegungen können nachfolgende Erkenntnisse festgehalten werden, wenn gilt: Die Amplitude der Hypotrochoide wird vom kartesischen Nullpunkt bis zum äußersten Ende der Bahn gemessen. Der Abstand a kennzeichnet den Abstand vom Mittelpunkt des Stirnrades bis zum äußersten Rand der Bahnkontur. Die Parameter r_G , r_R und m sind konstant und wie bei der vorliegenden Trochoide gewählt.

- Der Parameter a aus den Gleichungen (2-15) und (2-16) hat den Wert der halben Amplitude, wenn die Gesamtheit der Hypotrochoidenschleifen durch den Nullpunkt geht.
- Wenn $2a <$ der Gesamtamplitude, so entfernt sich der Punkt einer Schleife mit dem kürzesten Abstand zum Nullpunkt von seinem gegenüberliegenden, am weitest entfernten Punkt.
- Wenn $2a >$ der Gesamtamplitude, so nähert sich der Punkt einer Schleife mit dem kürzesten Abstand zum Nullpunkt seinem gegenüberliegenden, am weitest entfernten Punkt zum Nullpunkt an.
- Nähert sich der Parameter a mit seinem Wert betragsmäßig der Gesamtamplitude an oder nimmt den Wert null an, so ergibt sich für die Hypotrochoide eine kreisähnliche Kontur.
- Ändert sich das Verhältnis von $\frac{r_R}{r_G}$, so verändert sich die Anzahl der einzelnen Hypotrochoidenschleifen und die Anzahl der Perioden bis zur vollständigen Erzeugung einer Hypotrochoide. Für eine detaillierte Beschreibung bei verändertem $\frac{r_R}{r_G}$ – Verhältnis sei an dieser Stelle auf die Arbeit von Jäkel hingewiesen. [47]

Es ergibt sich bei einer Auslenkung von 6,0 mm ein Abstand $a = 3,0$ mm. Durch das Gleichsetzen der Gleichungen (2-10) und (2-11) ergibt sich für einen Winkel $\varphi = 0^\circ$ nach Umformung:

$$r_G = \frac{|a|}{|i+1|} \quad (\text{Gl. 4-3})$$

Der Radius r_G definiert dabei das Abmaß des Bewegungsrades (*Radius Gangpolkurve*), welches sich am außenliegenden Hohlrad mit dem Radius

r_R (*Radius Rastpolkurve*) abrollt. Für den vorliegenden Fall sind die Gleichungsparameter anhand der Maschinenspezifikation zu bestimmen. Das Hohlräder verfügt über 33 Zähne. Das Stirnräder weist eine Zähnezahzahl von 27 auf. Aus der Beziehung

$$d_t = z m \quad (\text{Gl. 4-4})$$

$$d_a = 2 r_i = (2 + z) m \quad (\text{Gl. 4-5})$$

ergibt sich der jeweilige berechnete Außendurchmesser der verbauten Zahnräder von $r_G = 13,5$ mm und $r_R = 16,5$ mm. Daraus ergibt sich ein Modul von 1.

Mit der Synchron Drehzahl des Antriebsmotors von $n = 1500 \text{ min}^{-1} = 25 \text{ s}^{-1}$ wird ein Winkel von $25 \text{ s}^{-1} \cdot 360^\circ = 9000^\circ/\text{s}$ zurückgelegt. Eine vollständig durchlaufende Hypotrochoide besteht aus elf einzelnen Hypotrochoidenschleifen, welches einer Gesamtgradzahl von $\varphi = 3240^\circ$ oder neun Umdrehungen des Antriebsmotors entspricht. Für die Dauer einer Hypotrochoide folgt damit $\frac{3200^\circ}{9000^\circ/\text{sec}} = 0,36 \text{ sec}$ beziehungsweise $\frac{0,36 \text{ sec}}{11 \text{ Schleifen}}$.

Die Durchfahrt einer Schleife dauert somit 0,033 s.

Voruntersuchungen lassen eine Abschätzung der vorherrschenden Umformgeschwindigkeit zu. Versuche mit variierender Umformkraft von 1,8 kN bis 5 kN und einer Prozesszeit (*Start der Umformung bis Ende der Umformung*) von bis zu vier Sekunden ergeben einen Hauptumformgradbereich von $\phi=0,9$ bis maximal lokal von $\phi=2$ (*bezogen auf die Werkstückhöhendifferenz vor und nach dem Fügen*). Es ergibt sich eine äquivalente Umformgeschwindigkeit von $\dot{\phi} = 0,23$ bis $0,5 \frac{1}{\text{sec}}$. Diese liegt im quasistatischen Bereich. Diese Auswertung deckt sich mit der Einschätzung nach Heckmann, wonach das Nieten als Umformverfahren in dem Bereich 10^{-1} s^{-1} bis 10^0 s^{-1} eingeordnet werden kann. [42]

In der Abbildung 4-10 ist die berechnete Bahnkontur dargestellt.

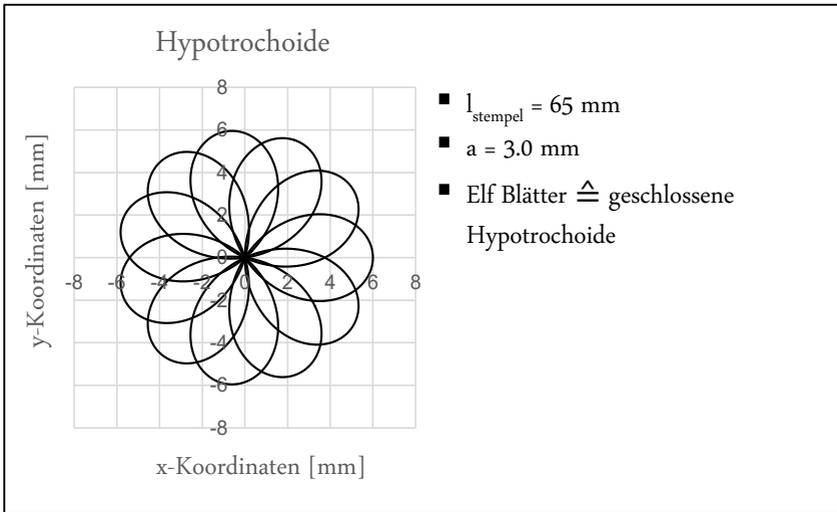


Abbildung 4-10: Hypotrochoidenbahn mit elf Einzelschleifen, Achsabstand $a=3,0 \text{ mm}$ und einer Stempellänge von 65 mm

Für eine spätere Übertragung der Bewegungsform in das Simulationsprogramm, müssen die Gleichungen (2-15) und (2-16) dahingehend angepasst werden, dass eine Variation der Stempellänge (*Steuerung des Auslenkwinkels*) unmittelbar eine Variation der Hypotrochoidenamplitude bewirkt. Somit werden die Gleichungen um den Parameter $0 \leq l_{\text{stempel}} \leq R_p$ erweitert.

$$x = l_{\text{stempel}} (r_G m_i \cos(\varphi) + |a| \cos(m\varphi)) \quad (\text{Gl. 4-6})$$

$$y = l_{\text{stempel}} (r_G m_i \sin(\varphi) + |a| \sin(m\varphi)) \quad (\text{Gl. 4-7})$$

Bedingt durch die Druckschale, in der sich der Nietpilz bewegt, wird in Abhängigkeit des Winkels eine Höhendifferenz überwunden. Dieser Betrag alterniert zwischen einem negativen Maximum und dem Wert Null.

Es ergibt sich die Sehnenlänge mit:

$$l = 2 r_{st} \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right) \quad (\text{Gl. 4-8})$$

Analyse des Fügeprozesses „Radialnieten“

Der Abstand von der Sehnenlänge zum Kreisbogen beträgt:

$$b = r - \sqrt{r^2 - \frac{l^2}{4}} \quad (\text{Gl. 4-9})$$

Weiter gilt:

$$b = r_{st} - \sqrt{r_{st}^2 - \frac{(2 r_{st} \sin(\frac{\alpha}{2}))^2}{4}} \quad (\text{Gl. 4-10})$$

Für den Winkel α in Abhängigkeit von z gilt:

$$\alpha_z = \arccos\left(\frac{zr}{\sqrt{x^2 + y^2 + zr^2}}\right) \quad (\text{Gl. 4-11})$$

In der Abbildung 4-11 ist der geometrische Zusammenhang des Winkels α für die Hypotrochoidenform im dreidimensionalen Raum dargestellt.

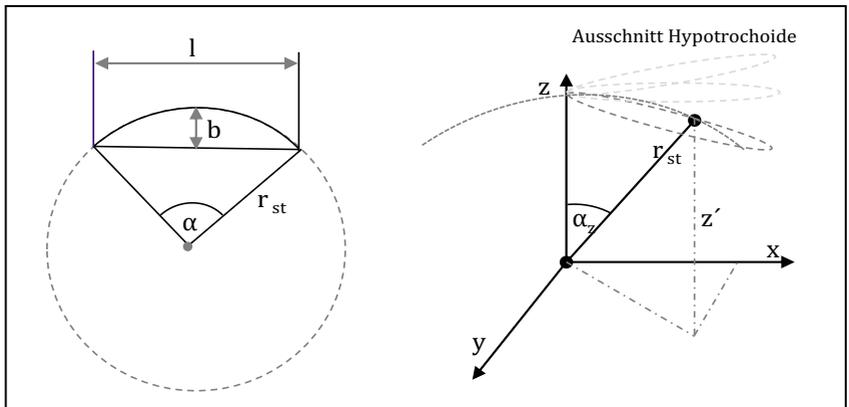


Abbildung 4-11: Geometrische Beziehungen an einem Kreissegment (links); Winkelbeziehung am Fügestempel in Abhängigkeit des Winkels α_z (rechts)

Analyse des Fügeprozesses „Radialnieten“

Aus dem Zusammenhang lässt sich ableiten, dass gilt:

$$r_{st} = \sqrt{x^2 + y^2 + z'^2} \quad (\text{Gl. 4-12})$$

$$z' = \sqrt{r_{st}^2 - x^2 - y^2} \quad (\text{Gl. 4-13})$$

Durch weiterführende Substitution ergibt sich für den Abstand b in Abhängigkeit des Winkels α_z folgender Zusammenhang:

$$b = z(x, y) = r_{st} - \sqrt{r_{st}^2 - r_{st}^2 \left(\sin \left(\arccos \left(\frac{\sqrt{r_{st}^2 - x^2 - y^2}}{r_{st}} \right) \right)^2 \right)} \quad (\text{Gl. 4-14})$$

Aus den Hypotrochoidengleichungen im obigen Verlauf (Gl. 4-6 und Gl.4-7) lassen sich die folgenden Gleichungen herleiten:

$$\vec{r} = \begin{pmatrix} x(t) \\ y(t) \\ z(t) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} r_G * m * \cos(2 * \pi * n * t) + a * \cos(m * 2 * \pi * n * t) \\ r_G * m * \sin(2 * \pi * n * t) + a * \sin(m * 2 * \pi * n * t) \\ \sqrt{r_{ST}^2 - r_{ST}^2 * \sin^2 \left(\arccos \left(\frac{\sqrt{r_{ST}^2 - x^2 - y^2}}{r_{ST}} \right) \right)} \end{pmatrix} \quad (\text{Gl. 4-15})$$

Zusammenfassend kann für die Bewegungsabbildung festgehalten werden, dass durch die in diesem Kapitel entwickelten Bewegungsgleichungen der verschiedenen Raumrichtungen X/Y/Z eine Bewegungsform, die der Hypotrochoide beim Radialnieten entspricht, abgebildet wird. Eine Variation der Hypotrochoidenschleifen (*in der verwendeten Maschine elf Schleifen*) kann, auf Grund des Zusammenhanges mit den verbauten Zahnrädern in der Radialnietmaschine, in den weiteren Untersuchungen nicht variiert werden. Eine Auswertung der variierten Parameter ist in Kapitel 6 enthalten

4.4 Kraft-Wegverlauf des Nietstempels

Für eine realgetreue Prozessabbildung in der späteren Simulation ist die Kenntnis über den realen Kraftverlauf von großer Bedeutung. Es muss die Kraftaufbringung über den Prozessverlauf bekannt sein. Hierfür wird der Kraftverlauf eines Hypotrochoidendurchlaufs aufgezeichnet und ausgewertet. In der Abbildung 4-12 ist der Verlauf exemplarisch für eine Nietkraft von 1820 N und einem Vernietungszeitraum von 1 s bis 4 s dargestellt. Dem Verlauf kann entnommen werden, dass dieser zu Beginn eine Art logarithmischen Verlauf annimmt, bis der eingestellte Maximalwert asymptotisch erreicht wird. Für die späteren Versuche wird die Prozesszeit in einem Bereich von 1 s bis auf 4 s variiert. Im rechten Bild ist sowohl die Fügekraft als auch die Prozesszeit für alle vier verschiedenen Fügezeiten auf eins normiert worden. Dem Graphen kann entnommen werden, nach wie viel Prozent der jeweiligen Gesamtfügezeit die maximale Fügekraft aufgebaut ist. Bei einem Fügeprozess, der über eine Sekunde besteht, liegt die maximal erreichte Fügekraft nach 64 % der Gesamtzeit vor. Es kann davon ausgegangen werden, dass die Verzögerung des Kraftaufbaus durch die Pneumatikeinheit zustande kommt.

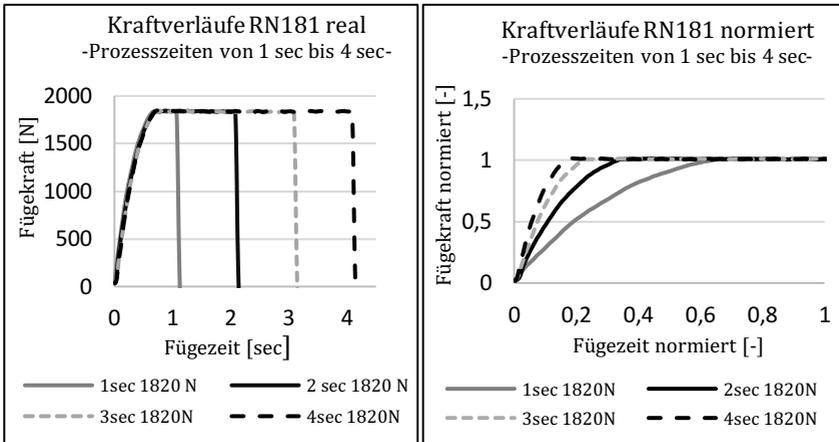


Abbildung 4-12: Untersuchung des zeitlichen Kraftverlaufs an der Radialnietmaschine RN 181, N=25

Bei einer genauen Auswertung der Kraft-Zeitverläufe ist zu beobachten, dass sich die Kurven nicht exakt proportional verhalten. So wird bei einer Prozesszeit von 4 s nach 0,69 s die Maximalkraft erreicht. Dieses entspricht einer Abweichung von 7 % zu 0,64 s bei einer Sekunde. Im Hinblick auf die spätere Simulation soll ein Kraftverlauf unabhängig von der eingestellten Prozesszeit hinterlegt werden. Hierfür wird zwischen dem minimalen und maximalen Kraftverlauf interpoliert und ein Verlauf erarbeitet, der für den gesamten Bereich anwendbar ist. Für einen hinreichend genauen Kurvenverlauf wird die Antwortfunktion eines PT-Gliedes gewählt. Diese erfüllt die Anforderungen, eine Gleichung mit wenigen Parametern aufzustellen, die den Verlauf hinreichend nachbildet. Die allgemeine Antwortfunktion des PT-Gliedes ist in der Gleichung (4-21) dargestellt.

Die Berechnung der einzelnen Fehlerabweichungen zu den Messwerten \tilde{y}_i ist in Gleichung (4-16) festgehalten.

$$\sum e_i^2 = \sum_{i=1}^n (\tilde{y}_i - \tilde{f}(t_i))^2 \rightarrow \min. \quad (\text{Gl. 4-16})$$

Für den vorliegenden Fall gelten die Gleichungen (4-19) und (4-20) in den jeweiligen Intervallen:

Analyse des Fügeprozesses „Radialnieten“

$$\widehat{f}_{(t_i)} = \widetilde{f}_{(t_i)} \rightarrow \in \mathbb{R} \{0 \leq t_i \leq 0,65\} \quad (\text{Gl. 4-17})$$

$$\widehat{f}_{(t_i)} = f_{(t_i)} \rightarrow \in \mathbb{R} \{t_i \geq 0,65\} \quad (\text{Gl. 4-18})$$

Mit:

$$\widetilde{f}_{(t_i)} = f_{(kN,t)} = K * (1 - e^{\frac{-t_i}{\tau}}) \quad (\text{Gl. 4-19})$$

$$f_{(t_i)} = \text{const.} = f_{\text{max}} \quad (\text{Gl.4-20})$$

Für den Hochlauf der Kraft von 1,8 kN im Intervall $0 \text{ s} \leq t_i \leq 0,65 \text{ s}$ gilt näherungsweise folgende Gleichung:

$${}^{1\text{sec}}_{\square} f_{(x_i)}_{\square} = 2210,0912 \left(1 - e^{\left(\frac{-t_i}{0,36120}\right)} \right) \quad (\text{Gl. 4-21})$$

Bei der hier untersuchten Fügekraft handelt es sich um die Axialkraft, welche an der Maschine eingestellt wird. Der Auswertung zur Folge können die durch die maschinenseitige Prozessüberwachung aufgezeichneten Axialkraftverläufe als konstant angenommen werden. (s. Kapitel 4.2, *Abbildung 4-12: Normierte Kurvenverläufe*)

Wird der Bewegungsablauf in Verbindung mit dem vorliegenden Realbauteil betrachtet, zeigt sich, dass die Annahme des konstanten Kraftverlaufes nach dem „Hochlaufen“ bis zum Prozessende hinterfragt werden muss. Die Abbildung 4-13 bildet die geometrischen Verhältnisse für den real vorliegenden Fall exemplarisch ab.

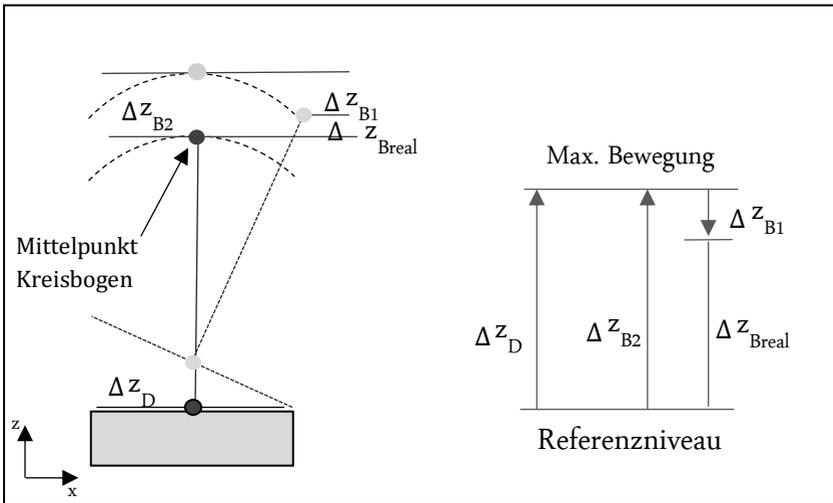


Abbildung 4-13: Bewegungsverhältnisse am Nietstempel

Schematisch dargestellt ist die Stempelbewegung. Der obere Stempelkopf folgt der Kreisbahn mit dem vorgegebenen Radius r_{st} . Hierbei ergibt sich eine, wie in Kapitel 4.4 erläuterte Höhendifferenz. Wird die Überlegung auf das untere Ende des Stempels übertragen, so ergibt sich für die Punkte ungleich dem Drehpunkt ebenfalls eine Veränderung der Z-Lage in Abhängigkeit der Stempelstellung. Bei eingelegtem Bauteil kann die untere Geometrie des Stempels die negative Höhendifferenz nicht vollziehen. Der Stempel liegt punktuell am Bauteil an und ist damit in seiner „freien“ Drehung gehindert. In Folge dessen kommt es zu einer Reaktionskraft, die das Bauteil in Form einer Krafterhöhung erfahren muss.

Weiteren Überlegungen zur Folge muss eine Behinderung des Höhenausgleiches zu einer Wegkompensation in der Maschine führen. Das bedeutet, dass der Stempel relativ zur Maschinenführung in positive Z-Richtung gedrückt wird. Ausgleichsscheiben innerhalb der Radialnietmaschine ermöglichen diesen Wegausgleich [4].

Für eine Untersuchung der vorherrschenden Kräfte zwischen dem Bauteil und dem Stempel während des Prozesses, wird eine Messeinrichtung an

der Labormaschine installiert. Diese Messeinrichtung besteht aus dem Mehrachsen-Kraft- und Momentensensor K6D80 [53]. Der Sensor verfügt über die Möglichkeit in drei Raumrichtungen die Kräfte und jeweiligen Momente um die Achsen aufzunehmen. Der zu fügende Lagerdeckel wird in einer eigens für die Kraftmessdose konzipierten Aufnahme positioniert. Die Aufnahme ist mit der Kraftmessdose kraftschlüssig verbunden. Der gesamte Messaufbau wird auf dem Maschinentisch positioniert und befestigt. Die Ausrichtung der Messeinheit zum Radialnietstempel ist von erhöhter Bedeutung. Eine zu hohe Abweichung in Bezug auf die vertikale Übereinstimmung der jeweiligen Mittelachsen würde im späteren Verlauf Abweichungen bei den Kräftenmessungen ergeben. Die Positionierung erfolgt auf Grund dessen in zwei Schritten:

1. **Ausrichtung des Radialnietstempels in vertikale Richtung:** Der Stempel wird mittels zweier Messuhren vertikal ausgerichtet, sodass der Stempel möglichst keine Auslenkung aufweist.
2. **Ausrichtung der Messeinheit zum Radialnietstempel:** Im Anschluss wird mittels zweier Zentrierspitzen (*eine wird in der Stempelauflage befestigt, die andere in einer Zentrierbohrung der Lagerdeckelaufnahme*) die Messeinheit positioniert. Stehen die beiden Zentrierspitzen übereinander, liegen die vertikalen Mittelachsen der beiden Systeme in der vertikalen Flucht.

Die aufgenommenen Kraftverläufe können im Anschluss ausgewertet werden. Die axiale Kraft an der Radialnietmaschine wirkt entgegen der positiven Richtung des Messdosenkoordinatensystems. Die Kraftwerte weisen aus diesem Grund negative Vorzeichen auf. Es zeigt sich, dass die Nennkraft während des Stempelverlaufes signifikant überschritten wird. Es kommt somit zu einer Erhöhung der Nennkraft während der Stempelbewegung. In der Abbildung 4-14 ist zudem zu erkennen, dass die Maximalkraft jeweils im Außenbereich einer Hypotrochoidenblüte auftritt. Wenn der Stempel maximal ausgelenkt ist, liegt die größte Kraft vor. In diesem Beispiel liegt die Maximalkraft im Mittel 392 N über der Nennkraft.

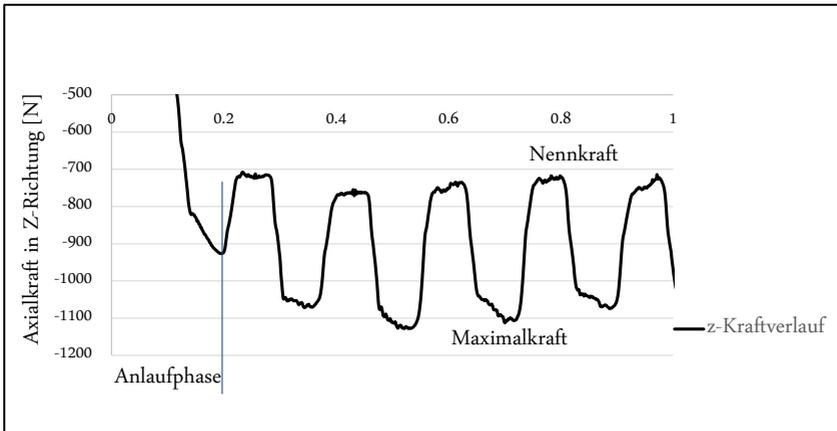


Abbildung 4-14: Axialkraftverlauf aufgenommen mit Kraftmessdose K6D80, Nennkraft 750 N, Prozesszeit $t = 1$ sec

Wiederholungen der Versuche mit einer Variation von Nennkraft, Umformgeschwindigkeit und Vorverformung der Bauteile bestätigen die Annahme, dass die Kraft nicht konstant verläuft. So liegt bei allen Versuchen je nach eingestellter Axialkraft eine Überhöhung der Nennkraft zwischen 374 N als minimale und 449 N als maximale Kraftüberhöhung vor. Mit einer Nennkraftvariation nehmen die Kraftbeträge nicht signifikant zu oder ab. Die Federsteifigkeit von den in der Maschine befindlichen Ausgleichscheiben zur Kompensation des Rückstellweges, ist hierbei maßgeblich für die maximal vorkommende Kraftüberhöhung. Der Streubereich von 75 N kann durch geringe Abweichungen in der Bauteilpositionierung und auf Grund von Toleranzlagen zustande kommen. Hinzu kommt die Überlegung, dass sich der Kraftangriff während des Prozesses kontinuierlich durch die Bauteilverformung verändert. Eine Bauteilabrundung kommt einer homogenen Stempelbewegung, im Sinne des ungestörten Bewegungsablaufs, zugute.

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass für eine Kraftüberhöhung, die signifikant über der eingestellten Nennkraft liegt, die Behinderung der Stempelbewegung durch das Bauteil verantwortlich ist. Die Kraftüberhöhung weist einen Mittelwert von $411,5 \text{ N} (\pm 37,5 \text{ N})$ auf. Eine Begründung für den

unterschiedlich stark ansteigenden Kraftanstieg in der Abbildung 4-15 können unterschiedliche Federsteifigkeiten der Ausgleichsscheiben sein, welche an zwei verschiedenen Stellen in der Maschine für einen Bewegungsausgleich sorgen. Zudem kann es auf Grund der kontinuierlichen Bauteilverformung zu einem veränderten Kraftangriff kommen (s. Abbildung 4-15).

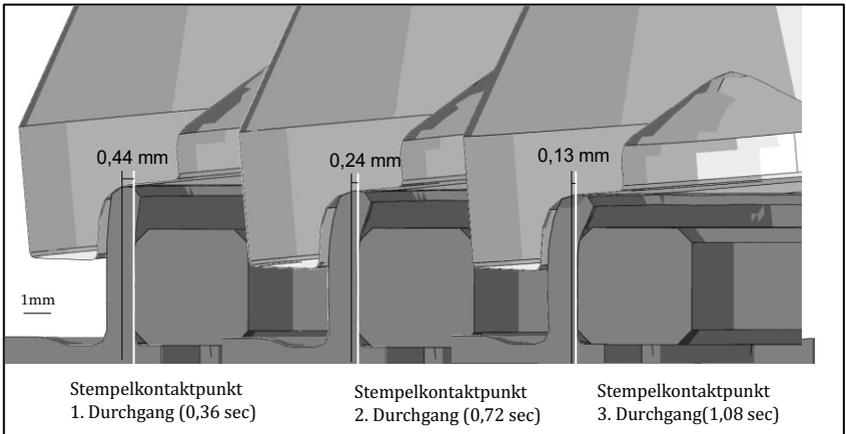


Abbildung 4-15: Veränderlicher Stempelkontaktpunkt in Abhängigkeit der Bauteilverformung

4.5 Tribologieanalyse

Im Rahmen der Literaturrecherchen konnten keine wissenschaftlichen Untersuchungen zum tribologischen Verhalten der Fügepartner beim Radialnieten ausfindig gemacht werden. Daher soll mit Blick auf die spätere Simulationsentwicklung dieses Kapitel der Tribologieuntersuchung dienen. Mit Hilfe einer im weiteren Verlauf vorgestellten Methode werden die Reibwerte zwischen dem Fügepart und dem Werkzeug (*im weiteren Verlauf auch Stempel genannt*) in Abhängigkeit von verschiedenen Einflussfaktoren untersucht und ausgewertet.

4.5.1 Tribologische Systeme

Mit Blick auf die spätere Verwendung der Reibwertergebnisse wird untersucht, welche Versuchsmethodik für die Untersuchung des tribologischen Zusammenhanges beim Radialnieten gewählt werden kann. Die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf die später folgende Simulationsmodellerstellung hat dabei Priorität. Eine Versuchsmethodik, die unter realitätsnahen Bedingungen durchgeführt werden kann, scheint somit für die spätere Übertragbarkeit am besten geeignet.

Nach [15] gibt es Kategorien der tribologischen Prüftechnik. Diese Kategorien, ausgehend von I bis VI, beschreiben die Einordnung der Methodik nach ihrer Mess- und Prüfmethodik und ihrer Systemumgebung. Je größer die Ordnungszahl, desto abstrakter wird die Durchführung der Bestimmung der tribologischen Zusammenhänge. Jedoch nimmt die Komplexität ab und damit die Kontrolle über die möglichen Störgrößen zu, welches eine vereinfachte Versuchsdurchführung ermöglicht. Dementsprechend kennzeichnet die Ordnungszahl VI einen Modellversuch in einer Laborumgebung, wohingegen die Zahl I einen Realversuch in der realen Umwelt widerspiegelt. Je niedriger die Ordnungszahl gewählt wird, desto größer wird die Komplexität der Versuchsmethodik und die damit verbundenen Versuchskosten.

Eine hohe Ordnungszahl ist dann gerechtfertigt, wenn eine Übertragbarkeit der Modellergebnisse auf das reale System durch hohe Ungenauigkeiten behaftet ist.

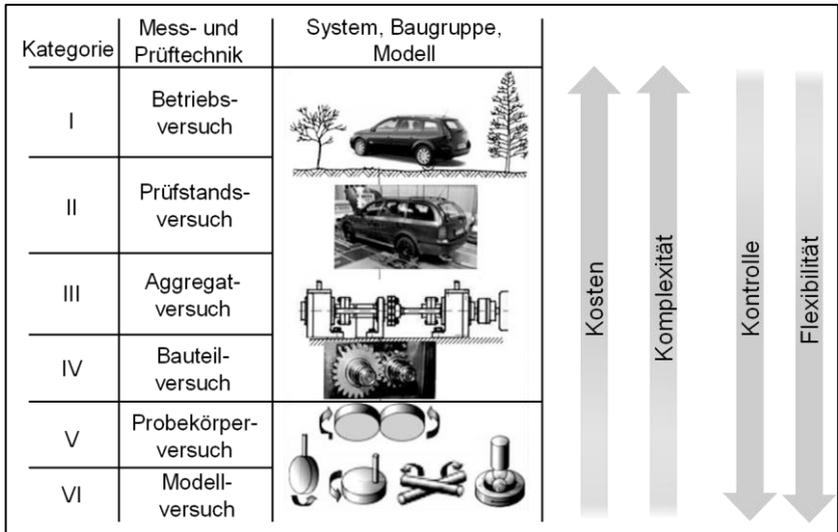


Abbildung 4-16: Tribologische Systeme mit unterschiedlichem Detaillierungsgrad [15]

Für den vorliegenden Fall wird ein Versuchsaufbau gewählt, der zwischen den Ordnungszahlen I und II einzuordnen ist. Die Methode ist dadurch bestimmt, dass die Versuche an einer seriennahen Radialnietmaschine, unter Verwendung von realen Bauteilen, durchgeführt werden. Die Systemumgebung hingegen entspricht nicht exakt den Bedingungen in der Serienherstellung. Für eine spätere Variation von ausgewählten Einflussfaktoren und die Möglichkeit der Messmittelmodifikation werden die Versuche in einer Laborumgebung durchgeführt.

4.5.2 Versuchsaufbau

Der Versuchsaufbau für die Reibwertermittlung orientiert sich an dem in Kapitel 4.5.1 beschriebenen Kategoriensystem. Im Kapitel 2.2 wurden die Möglichkeiten der Reibwertermittlung erläutert. Aufbauend auf das Reibgesetz von Coulomb werden die dafür benötigten Kräfte F_N und F_R (*Normalkraft und Reibkraft*) an zuvor definierten Punkten bestimmt. Über den

Analyse des Fügeprozesses „Radialnieten“

Zusammenhang lässt sich eine Aussage über den Reibkoeffizienten μ treffen. Für eine Bestimmung der Kräfte wird der Kraftmesssensor K6D80 verwendet (s. *Abbildung 2-11*). Eine eigens für die Versuche konzipierte Aufnahme ermöglicht die Adaption des Sensors auf der Grundplatte der Radialnietmaschine. Aufbauend auf den Kraftmesssensor wird eine Vorrichtung für die Aufnahme der Versuchsteile installiert. Die Aufnahme ist so konzipiert, dass die Proben nahezu spielfrei in radialer als auch axialer Richtung montiert werden können. Für die Bestimmung des Reibkoeffizienten ist es von Bedeutung, dass ausschließlich eine relative Bewegung zwischen dem Werkzeug und dem zu fügenden Bauteil besteht. Ansonsten könnte es zu einer Verfälschung der Messwerte kommen.

Auf Grund der Komplexität der Bahnkontur, die während des Fügevorganges durchfahren wird, ist es nicht möglich, einen kontinuierlichen Reibwertverlauf zu erstellen. Damit die Beziehung nach Coulomb Anwendung finden kann, muss sichergestellt sein, dass es ausschließlich zu Bewegungen in der Ebene kommt. Für die Bestimmung der Kräfte F_N und F_R muss ausgeschlossen werden, dass ein Reibungsanteil in z-Richtung (*hier: vertikale Richtung*) vorliegt. Für die Untersuchung eignen sich zwei charakteristische Stempelstellungen, an Hand derer der Reibwert ausgewertet wird:

- Punkt 1: Der Stempel steht senkrecht zum Bauteil/orthogonal zum Maschinentisch (0° Auslenkung). Im folgenden Verlauf wird dieser Punkt als „Innenpunkt“ beschrieben. Der Stempel liegt idealerweise vollumfänglich auf dem Umfang des Bauteiles an.
- Punkt 2: Der Stempel ist maximal ausgelenkt (6° Auslenkung). Im folgenden Verlauf wird dieser Punkt als „Außenpunkt“ beschrieben. Der Stempel liegt auf einer Teilfläche des Kreisringes an.

Die beiden Punkte bieten somit die Möglichkeit der Untersuchung des Reibwertes an zwei Extremstellen des Nietprozesses. Auf Grund der Charakteristik der Hypotrochoidenform ergeben sich für jeden Außen- und Innenpunkt elf Messwerte. Die z-Geschwindigkeit hat an den beiden betrachteten Punkten den Wert Null. Eine Bewegung findet hier somit ausschließlich in der Ebene x-y statt. Die Zuordnung der Punkte kann über die Betrachtung der z-Bewegung des Stempels erfolgen. Die Höhendifferenz beträgt Null, wenn der Stempel orthogonal (*nicht ausgelenkt*) zur Grundplatte steht. Bei einer maximalen Auslenkung erreicht auch die z-Differenz ihr betragsmäßiges Maximum.

Für den Innen- und Außenpunkt gilt somit der folgende Zusammenhang:

$$\mu_{innen/außen} = \frac{F_{R_{innen/außen}}}{F_{N_{innen/außen}}} \quad (\text{Gl. 4-22})$$

Für den Innenpunkt mit:

$$F_{R_{innen}} = \sqrt{F_{x,KMD}^2 + F_{y,KMD}^2} \quad (\text{Gl. 4-23})$$

$$F_{N_{innen}} = F_{axial_KMD} \quad (\text{Gl. 4-24})$$

Für den Außenpunkt mit:

$$F_{R_{außen}} = F_{y,KMD}^{transf.} \quad (\text{Gl. 4-25})$$

$$F_{N_{außen}} = \sqrt{F_{x,KMD}^{transf.2} + F_{z,KMD}^2} \quad (\text{Gl. 4-26})$$

Wie aus Gleichung (4-25) und (4-26) ersichtlich, ist für die Verwendung von $F_{y,KMD}^{transf.}$ und $F_{x,KMD}^{transf.2}$ eine Transformation notwendig. Aufgrund dessen, dass die einzelnen Außenpunkte der einzelnen Schleifen, mit Blick auf ein kartesisches Koordinatensystem, auf vier Quadranten verteilt liegen, ist eine Bestimmung der Reib- und Normalkraft erst möglich, wenn jedes Blatt in den Koordinatenursprung transformiert wird. Hierfür wird die folgende Transformationsmatrix aus Gleichung (4.27) verwendet. Im Anschluss an die Transformation liegt das jeweilige Blatt auf der Abszisse. Die Berechnung des Reibkoeffizienten kann nach Gleichung (4.22) durchgeführt werden.

Analyse des Fügeprozesses „Radialnieten“

$$\vec{F}^{transf.} = \vec{F} * R_{\theta_z} = \begin{pmatrix} \cos(\theta_z) & \sin(\theta_z) \\ -\sin(\theta_z) & \cos(\theta_z) \end{pmatrix} * \begin{pmatrix} F_{x,KMD} \\ F_{y,KMD} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} F_{x,KMD}^{transf.} \\ F_{y,KMD}^{transf.} \end{pmatrix} \quad (\text{Gl. 4-27})$$

In der Abbildung 4-17 ist der Zusammenhang der vorherrschenden Kräfte dargestellt.

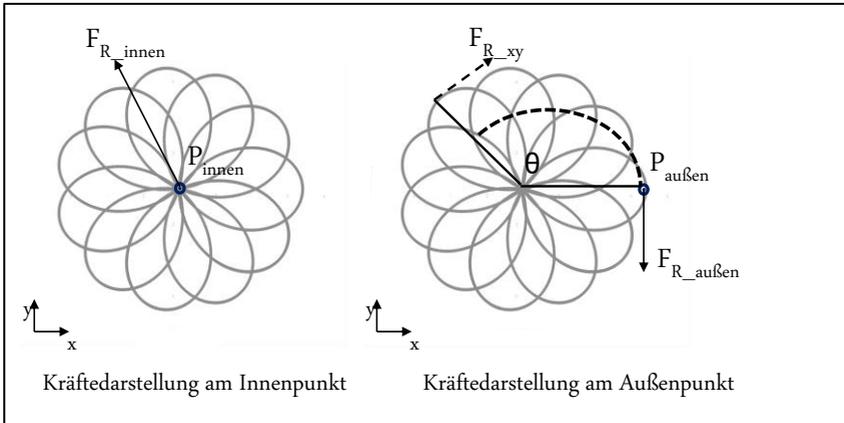


Abbildung 4-17: KräfteDarstellung zur Reibwertbestimmung am Innenpunkt P_{innen} sowie am Außenpunkt $P_{\text{außen}}$

4.5.3 Versuchsdurchführung

Die Versuchsdurchführung erfolgt mittels eines aufgestellten „Design of Experiments (DOE) - Plan“. Durch diese Art der Versuchsdurchführungen können mehrere Faktoren gleichzeitig variiert werden. Dieses erspart Versuchszeit und ermöglicht die Feststellung von Wechselwirkungen zwischen den einzelnen Faktoren, falls vorhanden. [48]

Die Wahl eines zentral zusammengesetzten Versuchsplanes ermöglicht die Feststellung von Einflüssen der einzelnen Faktoren über die linearen Zusammenhänge hinaus. Der hier aufgestellte Versuchsplan ermöglicht es, eventuell vorhandene quadratische Zusammenhänge sichtbar zu machen. Dieses gilt ebenso für vorhandene Wechselwirkungen.

Nach einer Analyse und Aufteilung von Einflussfaktoren, konstanten Randbedingungen und Störgrößen wird ein Versuchsplan aufgestellt, der folgende Einflussgrößen enthält:

Nietfrequenz: Die Nietfrequenz kann durch die Bedieneinheit an der Versuchsmaschine gezielt eingestellt werden. Es ist zu beachten, dass für eine stabile Prozessbewegung eine Mindestfrequenz von ≥ 10 Hz einzuhalten ist. Die drei Stufen im Versuchsplan sind 10 Hz, 20 Hz und 50 Hz (*Serienbetriebszustand*).

Nietkraft: Die untere Grenze von 756 N ist dadurch bestimmt, dass die Selbsthemmung des Systems überschritten wird. Die obere Grenze beschreibt eine Umformkraft von 1396 N, bei der die eigentliche Umformung des Materials vernachlässigbar ist. Damit wird verhindert, dass die auftretende Umformkraft die Bestimmung der einzelnen Kraftkomponenten verfälscht. Die Auswertung der Kräfte erfolgt im ersten Blattdurchgang der Hypotrochoide.

Vorverformung der Bauteile: Bauteile, die zuvor einer Vorverformung unterzogen wurden, werden für die Versuchsdurchführung herangezogen. Die Vorverformung wurde unter konstanten Fügeparametern (*Nietkraft: 1,8 kN und Nietfrequenz: 50 Hz*) erzeugt. Unter der Variation der Nietzeit von einer bis vier Sekunden wird eine Vorverformung der Versuchsteile realisiert.

Schmierungszustand: Eine Auswahl an Proben wird zuvor für ≥ 10 Minuten in einem Ultraschall bei 60°C Wassertemperatur und anschließender Isopropanol Spülung gereinigt. Des Weiteren werden Teile im Lieferzustand in die Versuchsreihe mit aufgenommen. Eine dritte Gruppe wird unmittelbar vor der Versuchsdurchführung mit einem Schmieröl (*Parafinöl ISO VG 15*) benetzt.

Alle Einflussfaktoren sind auf mindestens drei Stufen einstellbar. Vorhandene Störgrößen (*Lagerdeckeltoleranzen, Materialschwankungen*) werden

Analyse des Fügeprozesses „Radialnieten“

durch eine randomisierte Versuchsdurchführung minimiert. Einflussgrößen, die nicht als Faktoren variiert werden, sind als konstante Randbedingungen aufgenommen. In der Abbildung 4-18 ist der Versuchsplan zusammengefasst dargestellt.

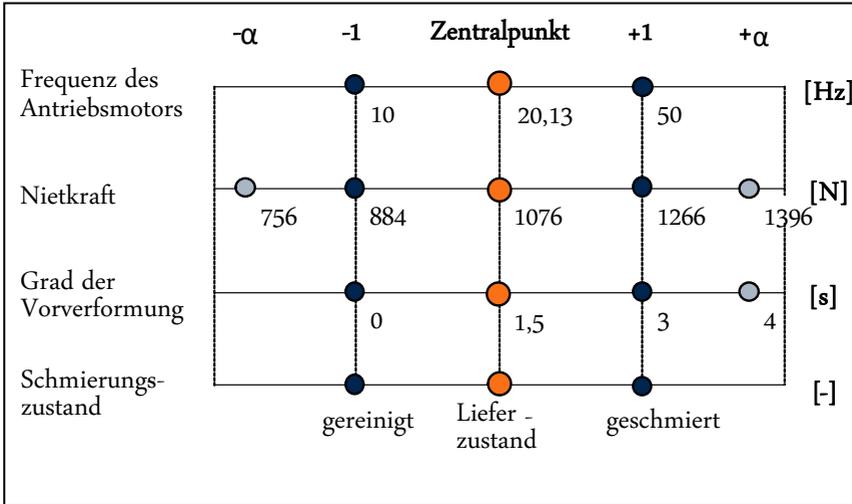


Abbildung 4-18: Design-optimaler Versuchsplan mit Zentralpunkten und $\pm\alpha$ Sternpunkten

4.5.4 Messmittelfähigkeit

Nach der Messsystemanalyse (MSA) Verfahren 1 ist eine Messmittelanalyse notwendig, um eine systematische Messabweichung und die Genauigkeit der Wiederholbarkeit bestimmen zu können. Dieses setzt eine Kenntnis über die Lage des zu ermittelnden Messwertes und der Toleranzbreite voraus. [59] Beim Radialnieten, im Speziellen bei dem hier angewendeten Prozess, sind die Reibwerte weitestgehend unbekannt, sodass eine Lage des zu ermittelnden Mittelwertes nicht bekannt ist. Um eine Systemstreuung bestimmen zu können, die unabhängig von den Bauteilstreuungen ist, wird ein sogenanntes Einstellnormal gefertigt. Das Prüfteil ist dem Lagerdeckel nachempfunden. Durch die Verwendung eines gehärteten Materials sind Schwankungen, die vom Einstellnormal ausgehen, vernachlässigbar.

Analyse des Fügeprozesses „Radialnieten“

Ein Verschleiß tritt bei den Prüfungen nicht auf. Nach 25 Wiederholmessungen zeigt die Auswertung eine Standardabweichung des Reibwertes von $\sigma_{\text{innenPunkt}} = 0,0051$ am Innenpunkt, beziehungsweise $\sigma_{\text{au\ss}e\text{Punkt}} = 0,0035$ am Außenpunkt des Einstellnormals¹.

In Anlehnung an das Verfahren MSA3 wird das Streuverhalten an Serien teilen ermittelt. Gemessen werden die Kraftbeträge mit einer anschließenden Reibwertbestimmung an 25 Bauteilen mit je zwei Wiederholmessungen. Die Nietkraft wird zuvor so eingestellt, dass keine Verformung am Lagerdeckel auftritt. Folgende Ergebnisse sind dabei festzuhalten:

Innenpunkt: Am Innenpunkt stellt sich eine Standardabweichung des gemessenen Reibwertes von $\sigma_{\text{innenPunkt}} = 0,00462$ ein. Die sechsfache Standardabweichung von 6σ liegt bei 0,028.

Außenpunkt: Am Außenpunkt stellt sich eine Standardabweichung von $\sigma_{\text{au\ss}e\text{Punkt}} = 0,0759$ ein. Die sechsfache Standardabweichung von 6σ liegt bei 0,456.

Der eingesetzte Kraftsensor unterliegt einer Streubreite von ± 10 N in den Krafrichtungen $F_{x,y}$ und einer Streuung von ± 35 N in F_z -Richtung. [54] Dieses impliziert, dass der Einfluss der Abweichung mit zunehmender Axialkraft abnimmt. In der Abbildung 4-19 ist der Zusammenhang zwischen der Axialkraft F_z und der sich maximal einstellenden Abweichung aufgetragen.

In der Versuchsdurchführung wird jede Einstellung dreimal wiederholt, um durch die Mittelwertbetrachtung die Streuung der Ergebnisse zu verringern. Hinzu kommt, dass die Messwerte, bei denen der Faktor als nicht signifikant identifiziert wird, in die Betrachtung der signifikanten Faktoren einfließen. Die zur Verfügung stehenden Messwerte für die Signifikanzanalyse nehmen demzufolge zu. Dieses hat einen unmittelbaren Einfluss auf die verbesserte Genauigkeit der Messergebnisse.

¹ Messung: Frequenz 40Hz, Nietkraft 750N, Stempel E

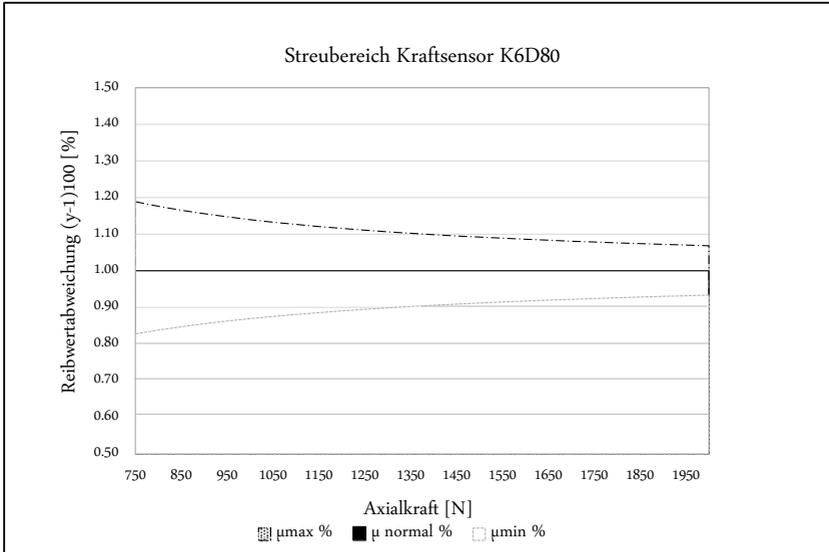


Abbildung 4-19: Streubereich des Kraftmessensors K6D80 in Abhängigkeit von der Axialkraft

4.5.5 Auswertung der Versuchsdurchführung zur Reibwertermittlung

Die Auswertung erfolgt durch die Zuhilfenahme der Auswertsoftware Design Expert Version 10.0.3. Mit Hilfe von statistischen Methoden und einer anschließenden Regressionsanalyse ist es möglich, die beeinflussenden Faktoren auszuwerten. Für eine tiefergreifende Darstellung in Bezug auf die Auswertung von DOE-Versuchsplänen sei an dieser Stelle die folgende Literatur genannt [48, 64, 70].

In der Abbildung 4-20 sind die einzelnen Faktoren (*Frequenz, Antriebsmotor, Umformzeit, Nietkraft und Schmierzustand*) über den Reibwert am Innenpunkt (*s. Abbildung 4-17*) dargestellt. Für die Auswertung wurden insgesamt 192 Versuche/Versuchspunkte ausgewertet. Im Fall des Faktors „Nietfrequenz“ ist ein leichter Anstieg des Reibwertes mit zunehmender

Analyse des Fügeprozesses „Radialnieten“

Frequenz festzustellen. In dem abgebildeten Versuchsraum ist eine Zunahme von $\Delta\mu_{\text{innen}} = 0,015$ ersichtlich. Wird der Reibwert über die Umformzeit betrachtet, so zeichnet sich hier eine Abnahme des Reibwertes von $\Delta\mu_{\text{innen}} = 0,085$ ab. Es kann davon ausgegangen werden, dass durch die Verlängerung der Umformzeit die Rauheitsspitzen zunehmend abgetragen werden. Des Weiteren kann mit steigender Nietkraft eine Abnahme des Reibwertes festgestellt werden. Die Abnahme beträgt $\Delta\mu_{\text{innen}} = 0,030$. Der Einfluss des Schmierzustandes zeigt in den Versuchen einen nahezu linearen Verlauf auf. Die markierten Punkte im jeweiligen Diagramm zeigen den aktuell ausgewählten Versuchspunkt. Eine genaue Analyse des Schmierzustandes ist in Kapitel 4.5.6 dargestellt.

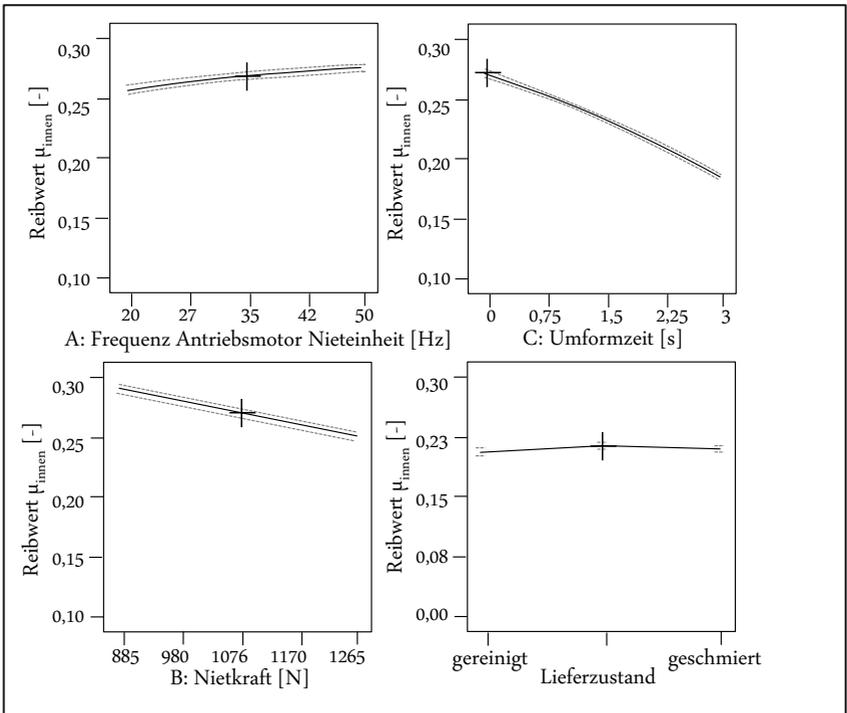


Abbildung 4-20: Einfluss der Faktoren Frequenz, Umformzeit, Nietkraft und Schmierzustand auf den Reibwert am Innenpunkt

Analyse des Fügeprozesses „Radialnieten“

Es sind für den Innenpunkt drei Einfach-Wechselwirkungen vorhanden. Bei der Wechselwirkung zwischen der Nietkraft (*Faktor B*) und der Umformzeit (*Faktor C*) ist ebenfalls eine Abnahme des Reibwertes über die Nietkraft zu erkennen. Die Wechselwirkung gibt einen Hinweis darauf, dass sich die Abnahme des Reibwertes verändert, wenn gleichzeitig die Nietkraft und die Umformzeit variiert werden. Die beiden Graphen in der Abbildung 4-21 (*links oben*) weisen einen nicht ganz parallelen Verlauf auf. Auch die Wechselwirkung Schmierzustand (*rechts oben*) und Nietkraft zeigen eine leichte Abhängigkeit auf. Hier ist der nicht parallele Verlauf ebenfalls ersichtlich. In beiden Fällen verlaufen die Graphen linear. Anders verhält es sich hingegen bei der Wechselwirkung Umformzeit und Schmierzustand. Die Wechselwirkung zeigt einen nicht linearen Verlauf bei vorherrschenden kleinen Umformzeiten. Mit zunehmenden Umformzeiten nimmt der Graph einen linearen Verlauf an. Die Nichtlinearität kann auf den Einfluss der Wechselwirkung zurückgeführt werden. Bei kurzen Umformzeiten ist der Schmierzustand entscheidender als die Umformzeit selbst. So hat ein gereinigtes Teil (D1) zu Anfang den größten Effekt, bis der Faktor Umformzeit bei erhöhten Laufzeiten den signifikanteren Einfluss zurückgewinnt.

Analyse des Fügeprozesses „Radialnieten“

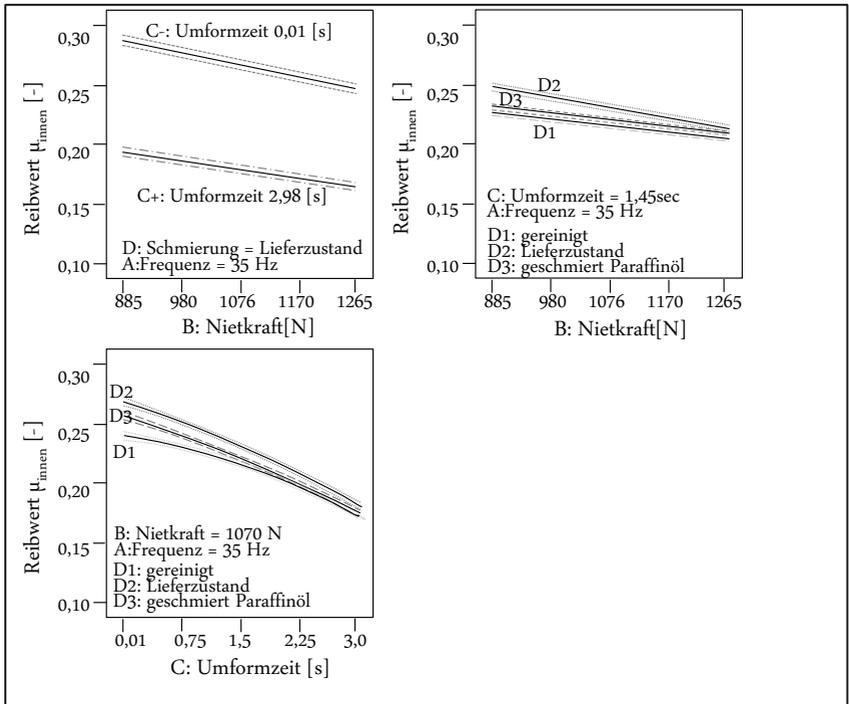


Abbildung 4-21: Einfluss der Faktorwechselwirkungen auf den Reibwert am Innenpunkt

Bei der Auswertung des Außenpunktes (s. *Abbildung 4-17*) stellt es sich vergleichbar dar. In der *Abbildung 4-22* sind die einzelnen Faktoren über den Reibwert am Außenpunkt dargestellt. Der Reibwert nimmt bei einer zunehmenden Umformzeit am signifikantesten ab. Die Abnahme beträgt $\Delta\mu_{\text{außen}} = 0,125$. Eine weitere Abnahme des Reibwertes ist bei einer Zunahme der Nietkraft zu verzeichnen. Die lineare Abnahme beträgt $\Delta\mu_{\text{außen}} = 0,030$.

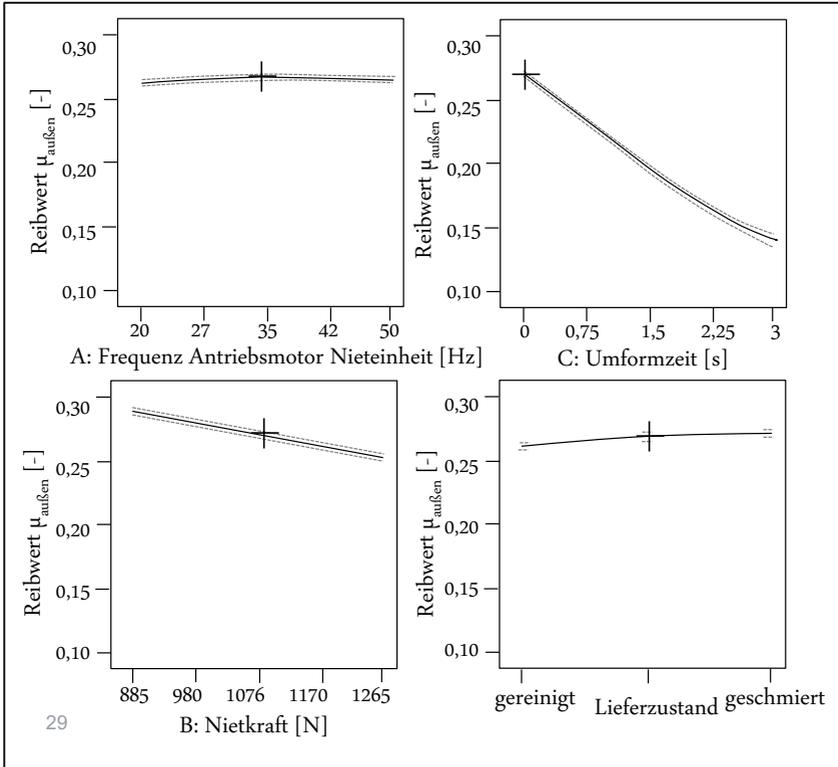


Abbildung 4-22: Einfluss der Faktoren Frequenz, Umformzeit, Nietkraft und Schmierzustand auf den Reibwert am Außenpunkt

Am Außenpunkt ergeben sich ebenfalls drei Wechselwirkungen, die in der Abbildung 4-23 zusammengefasst dargestellt sind. Während die Wechselwirkungen Frequenz und Fügekraft (*rechtes Diagramm*) nahezu parallel verlaufen, ist dem unteren Diagramm zu entnehmen, dass die Wechselwirkung Schmiermittel und Umformzeit zwischen dem Zustand D2/D3 und D2/D1 eine Kreuzung der jeweiligen Graphen hervorruft.

Analyse des Fügeprozesses „Radialnieten“

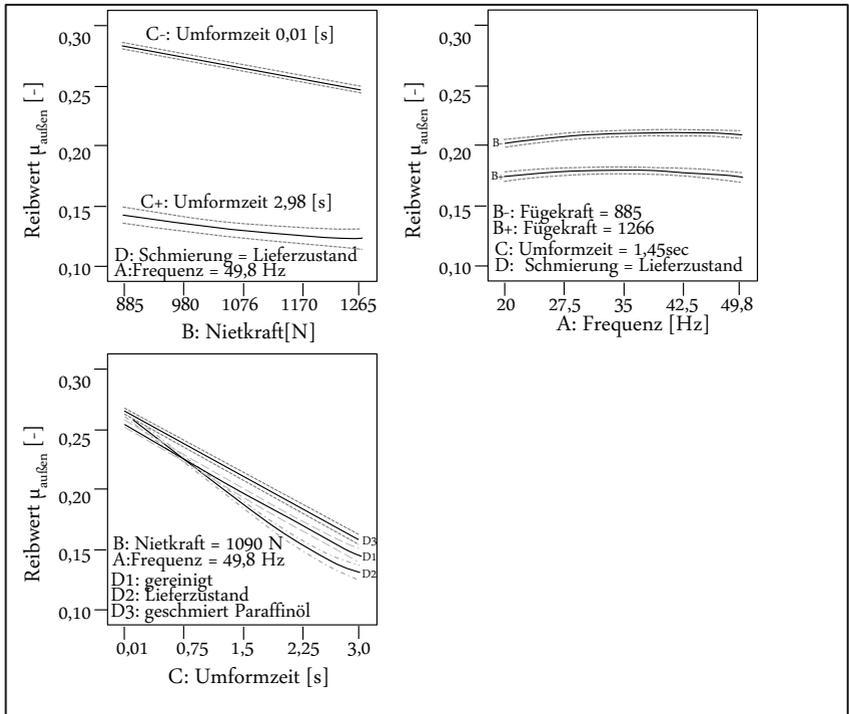


Abbildung 4-23: Einfluss der Faktorwechselwirkungen auf den Reibwert am Außenpunkt

Für den untersuchten Versuchsraum (s. *Abbildung 4-18*) ergeben sich für den Innen- und Außenpunkt sogenannte Zielgrößenfunktionen. Mit diesen Gleichungen ist es möglich eine Abschätzung des zu erwartenden Reibwertes im definierten Versuchsraum zu treffen.

Für den Reibwert am Innenpunkt mit der Schmiereigenschaft „Lieferzustand“ gilt folgende Gleichung:

$$\mu_{\text{innen}(A,B,C)} = 0,347 + 0,001551A - 0,0001069B - 0,033C + 0,00001031BC - 0,0000135A^2 - 0,002588C^2$$

(Gl. 4-28)

Für den Reibwert am Außenpunkt mit der Schmiereigenschaft „Lieferzustand“ gilt folgende Gleichung:

$$\begin{aligned} \mu_{\text{außen}(A,B,C)}^{2,39} = & 00812 + 6,006E^{-04}A - 5,711E^{-05}B - \\ & 0,0306C - 1,814E^{-07}BA + 9,908E^{-06}BC - \\ & 5,389E^{-06}A^2 + 1,356E^{-08}B^2 + 2,828E^{-03}C^2 \end{aligned} \quad (\text{Gl. 4-29})$$

Mit:

Frequenz = $A \rightarrow \in \mathbb{R} \{10\text{Hz} \leq A \leq 50\text{Hz}\}$;

Nietkraft = $B \rightarrow \in \mathbb{R} \{756\text{N} \leq B \leq 1396\text{N}\}$;

Umformzeit = $C \rightarrow \in \mathbb{R} \{0 \text{ s} \leq C \leq 4 \text{ s}\}$

4.5.6 Bewertung der Ergebnisse der Reibwertuntersuchungen

Bei der Auswertung sind lediglich die signifikanten Faktoren einbezogen. Durch den Wegfall nicht signifikanter Faktoren wird die Auswertegenauigkeit der verbleibenden Einflussfaktoren verbessert. Die jeweiligen Ergebnisse hinter den nicht berücksichtigten insignifikanten Faktoren werden in diesem Fall als zusätzliche Versuchswiederholungen in die Auswertung einbezogen. Hierdurch steigt die Anzahl der Einzelmessungen für die Berechnung der entsprechenden Mittelwerte und im gleichen Zuge reduziert sich die Streuung. Einer geringen Veränderung des Reibwerts in den Ergebnissen aus Kapitel 4.5 liegt demnach eine ausreichende Datenbasis zu Grunde. Dennoch muss gerade mit Blick auf die spätere Verwendung des Reibwertes in der Simulation überlegt werden, welche Faktoren Berücksichtigung finden. Die Untersuchung eines geeigneten Reibgesetzes

für die Simulation auf Grundlage der hier vorgestellten Ergebnisse findet sich in Kapitel 5.5.

Die Untersuchungen liefern die Erkenntnis, dass nicht alle Faktoren miteinander wechselwirken. Die nahezu parallel verlaufenden Graphen in den Diagrammen 4-21 und 4-23 lassen darauf schließen, dass die vorhandenen Wechselwirkungen keinen großen Einfluss auf den Reibwert ausüben. Auch sind Dreifachwechselwirkungen zu vernachlässigen. Für eine Abschätzung des Reibwertes bei Realversuchen lassen sich die dargestellten Gleichungen (4-28) und (4-29) heranziehen. Alle relevanten Faktoren sind darin enthalten.

Es ist zu beobachten, dass der Faktor „Schmierzustand“ in der Abbildung 2-14 auf der Stufe „geschmiert“ sowohl am Innenpunkt als auch am Außenpunkt keine signifikante Reduzierung der Reibwerte im Vergleich zum „Lieferzustand“ liefert. Am Außenpunkt ist bei den geschmierten Proben eine leichte Zunahme des Reibwertes zu verzeichnen. Auch am Innenpunkt ist keine signifikante Reduzierung des Reibwertes durch das Schmiermittel zu beobachten. Eine genauere Analyse dieses Zusammenhanges zeigt, dass das verwendete Schmiermittel, Paraffinöl, eine zu niedrige Viskosität aufweist, als dass es während des Vernietungsvorganges seine Wirkung im Bereich der Wirkfläche entfalten kann. Durch die kleine Kontaktfläche ist die Schmierfläche klein. Bei aufkommendem Normaldruck wird das Schmiermittel im Kontaktbereich Werkzeug und Werkstück verdrängt. Die Schmierung kann während des Prozesses nicht sichergestellt werden.

Weiterführende Untersuchungen mit Schmierstoffen höherer Viskosität zeigen eine Verbesserung der Schmierwirkung während des Prozesses auf. Es wurden zwei voneinander verschiedene Schmiermittel verwendet. Ein Molykotes Powder Spray mit dem Schmiermittelbestandteil Molybdaendisulfid und ein herkömmliches Mehrzweckfett Energreas LS 2 mit dem Hauptbestandteil Lithiumfett [18]. In der Abbildung 4-24 sind die Ergebnisse mit den verschiedenen Schmiermitteln zusammengefasst.

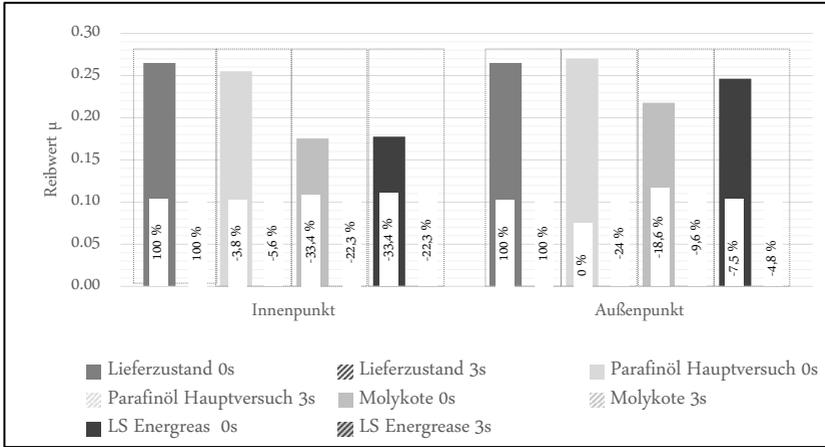


Abbildung 4-24: Auswertung der Reibwerte in Abhängigkeit des Schmiermittels nach Gl. 4-22 f.

Vergleichend zueinander sind die drei Schmiermittel und die Ergebnisse des Lieferzustandes abgebildet. Im linken Bereich des Diagramms sind die Reibwerte am Innenpunkt nach 0 s und nach 3 s Umformzeit abgebildet. Der Lieferzustand bildet die Referenz sowohl für 0 s als auch für 3 s Umformzeit, bezogen auf den Reibwert. Es ist ersichtlich, dass die höher viskosen Schmiermittel eine signifikantere Reduzierung des Reibwertes bewirken.

Gleiches ist für den Außenpunkt auf der rechten Seite des Diagramms abgebildet. Auch hier reduzieren die höher viskosen Schmiermittel den Reibwert im Durchschnitt signifikanter. Ausnahme bildet der Außenpunkt nach drei Sekunden Umformzeit. Hier bewirkt das Paraffinöl im Versuch die beste Reduzierung des Reibwertes. Für die Verwendung von höher viskosen Schmiermitteln kann festgehalten werden, dass eine Reduzierung um bis zu einem Drittel des Reibwertes ermöglicht wird. Durch den Kontaktdruck auf einer kleinen Kontaktfläche wird ein niedrig viskoses Schmiermittel erheblich verdrängt, sodass die gewünschte Schmierwirkung nicht eintreten kann. Für die weitere Berücksichtigung des Reibwertes in der Simulation wird von einem ungeschmierten (*Lieferzustand*) Lagerdeckel ausgegangen. Eine Berücksichtigung des Schmiermittels würde

Analyse des Fügeprozesses „Radialnieten“

die Simulation ungleich komplexer gestalten. Auch vor dem Hintergrund, dass eine herkömmliche Schmierung in einer Serienanwendung mit erheblichem Aufwand verbunden ist und dementsprechend keine Anwendung findet, konzentriert sich die Betrachtung im Folgenden auf den Lagerdeckel im Lieferzustand.

5 Prozessanalyse mit Hilfe des virtuellen Testens

In diesem Kapitel wird der Aufbau des Simulationsmodells mit Hilfe des Finite-Elemente-Programms Abaqus/CAE Version 6.14-3 beschrieben. [16] Die Hinterlegung der analysierten Randbedingungen aus Kapitel 4 (*Bewegungsform, Kraftverlauf, Reibgesetz, Materialcharakterisierung*) und deren Überprüfung auf ein reibungsloses Zusammenspiel schließt sich darauffolgend an. Die Simulationsergebnisse werden über den Versuchsraum verifiziert. Vergleichende Bauteilproben, erstellt an einer Radialnietmaschine RN181 von der Firma Baltec, werden hierfür angefertigt. Die Untersuchung von Wirkzusammenhängen durch gezielte Parametervariation wird in einem gesonderten Kapitel diskutiert.

5.1 Grundlegender FE-Modellaufbau

Mit Hilfe der Finite-Elemente-Simulation soll der Prozess des Radialnietens effektiv nachgebildet werden. Erkenntnisse aus der Simulation werden in die Prozessauslegung übertragen. Eine für spätere Anwendungen nutzbare Simulation sollte dem Grundgedanken der Arbeitsvereinfachung folgen. Die Reduktion des Versuchsaufwandes im Labor steht dabei im Fokus. Mit Blick auf die Forderungen ergeben sich für die Simulation folgende Punkte, die zu beachten sind:

- Das Modell muss alle relevanten Aspekte hinreichend genau abbilden. Dieses gilt insbesondere für den Bewegungsablauf, die verwendeten Materialien und die vorherrschende Tribologie.
- Das Modell deckt den hier definierten, realen Versuchsraum ab.
- Die Rechenzeit muss in einem verträglichen Maß liegen. Eine Rechenzeit über mehrere Tage steht einer flexiblen Faktorenanalyse entgegen.
- Die Simulation konzentriert sich nicht auf Verschleißbetrachtungen, die aus eventuell vorherrschenden abrasiven Mechanismen von Oberflächenüberzügen resultieren.

- Der Stempel wird mit Blick auf die Rechendauer als Rigid-Body modelliert. Der Einfluss auf die Berechnungsergebnisse wird untersucht. Ist ein signifikanter Einfluss auf die Ergebnisse zu verzeichnen, besteht zusätzlich die Möglichkeit bei dem verwendeten Stempel ein linear-elastisches Materialverhalten zu hinterlegen.
- Des Weiteren handelt es sich bei dem Radialnieten um einen Kaltumformvorgang, wobei die Umformtemperatur deutlich unterhalb der Rekristallisationstemperatur liegen muss [20]. Wiederholte Voruntersuchungen, bei denen ein Thermoelement zwischen der Lagerdeckelinnenseite und der Lageraußenseite im Bereich der Umformzone platziert wurde, lassen einen Temperaturanstieg während des Prozesses (*Fügekraft: 3,9 kN, Prozesszeit: 3 s*) auf 40-50° Celsius ermitteln. Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass sowohl temperaturabhängiges als auch dehnratenabhängiges Werkstoffverhalten in diesem Fall nicht berücksichtigt wird. Es kann davon ausgegangen werden, dass hierdurch die Ergebnisgenauigkeit nicht signifikant beeinflusst wird.

Mit dem beinhalteten Abaqus-Modeller kann die Geometrie parametrisch aufgebaut werden. Ein parametrischer Aufbau ermöglicht im späteren Verlauf eine automatische Modellveränderung oder -generierung. Die Werkstücke Lagerdeckel und Sinterlager werden anhand von Bauteilzeichnungen erstellt. Eine Stichprobenmessung von jeweils N=50 Realbauteilen bestätigt die Maßhaltigkeit nach Zeichnungsvorgaben [73]. Die vorhandene Stempelgeometrie wird mit Hilfe einer 3-D Vermessung in eine STEP-Datei überführt, sodass die Kontur vom Programm eingelesen werden kann. Die vorherrschende, wechselnde und unsymmetrische Krafteinleitung erfordert einen dreidimensionalen Aufbau. In der Abbildung **xx** ist das Modell, wie es in der Simulation verwendet wird abgebildet. Der Zentralpunkt am oberen Stempelende wird für die Übertragung der Bewegungsform (*s. Kapitel 5.3*) und die Krafteinleitung (*s. Kapitel 5.4*) verwendet. Die Vernetzung des Modells, insbesondere der Lagerdeckel werden wenn möglich partitioniert vorgenommen. Die Berechnungszeit des Mo-

dells kann somit signifikant reduziert werden. Eine feine Vernetzung fokussiert sich auf Bereiche von gesteigertem Interesse und liegt oftmals in Bereichen bedeutender lokaler Verformungen.

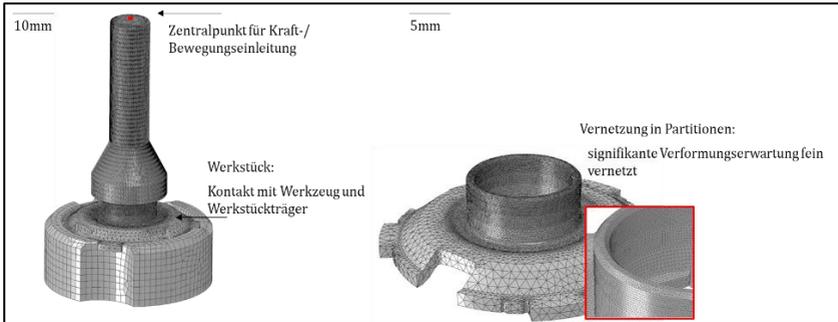


Abbildung 5-1: Modellaufbau vernetzt, links: gesamtes Modell, rechts: Detail Lagerdeckel partitioniert vernetzt

5.2 Parametrisierter Modellaufbau

In diesem Kapitel geht es um den Aufbau eines parametrisierten Modells. Durch das parametrische Modell können verschiedene Modellkombinationen automatisch erzeugt werden. In einem ersten Schritt werden die Geometrien (Werkzeug, Lager, Lagerdeckel und Werkstückhalter) parametrisiert aufgebaut. Hinzukommend werden die Prozessparameter wie Prozesskraft, Auslenkwinkel, Prozesszeit und die Frequenz als Variablen hinterlegt. Die zu untersuchenden Größen können so gezielt verändert werden. Die ausgewerteten Größen können ebenfalls automatisiert erfasst werden. In der Abbildung 5-2 ist der generelle Ablauf dargestellt.

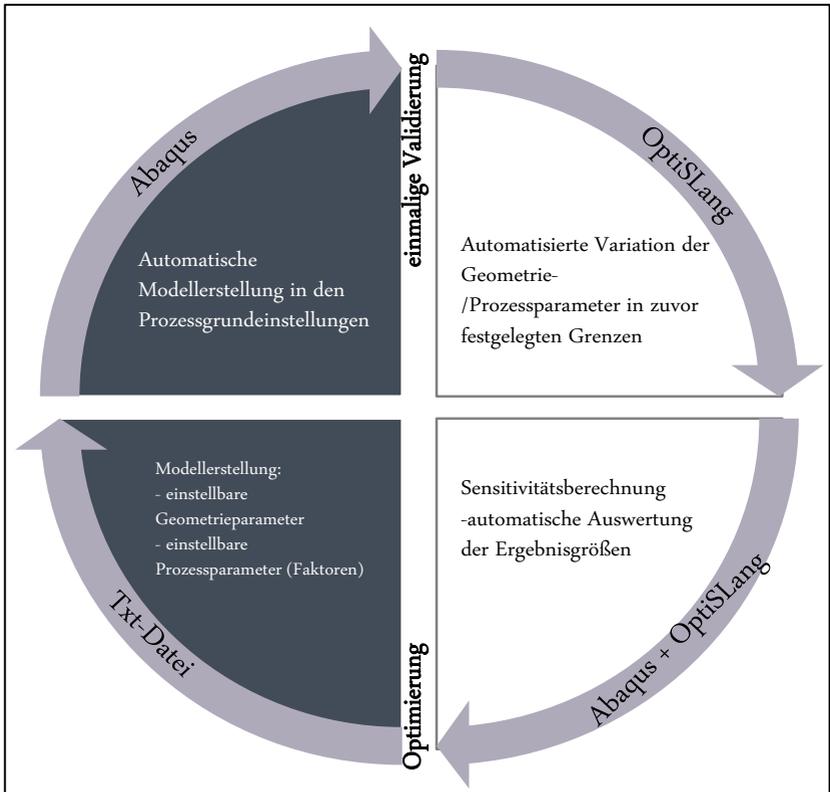


Abbildung 5-2: Darstellung des parametrisierten Aufbaus in vier Segmenten: Modellaufbau, Modellerstellung, Parametervariation, automatisierte Auswertung

Der Benutzer hat die Möglichkeit die zuvor parametrisierten Maße in einer „txt.-Datei“ anzupassen. Die automatisierte Erstellung des CAE-Modells basiert auf der Methode des Python-Skripting. Auf diese Weise sind verschiedene Modellgenerierungen, was die Geometrie anbelangt, mit reduziertem Aufwand umsetzbar. Eine Erweiterung des Skriptes ermöglicht es zudem, die Prozesszeit, die Fügekraft, die Fügegeschwindigkeit und weitere Faktoren wie den Auslenkwinkel zu variieren.

In einer weiteren Stufe wird der gesamte Simulationsablauf, inklusive dem Preprocessing wie Modellerstellung, Netzgenerierung, die Hinterlegung

der Randbedingungen, Lasten sowie die Kontaktbedingungen, festgelegt und mit dem anschließenden Postprocessing in das Programm OptiSLang eingebunden. Hiermit kann die gesamte Simulationskette, nach Eingabe der Parameter, automatisiert ablaufen. Die Anzahl an Gesamtrechnungen für die Variationsrechnung ist ebenfalls vom Benutzer festzulegen. [32, 33] Im Anschluss werden durch das Programm OptiSLang verschiedene Modelle erstellt, in diesem Falle sogenannte Inputdateien, in denen jeweils die vorgegebenen Parameter variiert werden. Im Anschluss daran werden diese Inputdateien automatisch an den Solver übergeben. Abaqus berechnet die vorgegebenen Modelle und stellt die benötigten Ergebnisse bereit, sodass diese in Sensitivitätsanalysen ausgewertet werden können (s. Kapitel 6.1). Falls die Untersuchungen den Rückschluss ergeben, das Modell für eine verbesserte Ergebnisqualität anzupassen, wird der abgebildete Kreislauf ein weiteres Mal durchlaufen.

5.3 Abbildung der kinematischen Bewegung

In dem Kapitel 4 wurde die Verknüpfung der mechanischen Erzeugung der Hypotrochoide und dem analytischen Berechnungsansatz durchgeführt. In diesem Kapitel geht es darum, die mathematisch beschriebene Hypotrochoide in dem Simulationsmodell Abaqus CAE zu implementieren.

Abaqus CAE ermöglicht dem Anwender, dreidimensionale Bauteilbewegungen in Form von Amplituden zu hinterlegen. Hierbei kann eine endliche Anzahl von Wertepaaren hinterlegt und mit den jeweiligen Randbedingungen verknüpft werden [17]. Bei der hier vorliegenden Hypotrochoide sind Wertepaare in Abhängigkeit des Winkels φ mit den Gleichungen (4-6) und (4-7) berechnet. Damit eine spätere spezifische Input-Datei, welche alle relevanten Informationen bezüglich des Modellaufbaus beinhaltet, keinen zu großen Umfang erreicht, wird aus den Wertepaaren jede zwanzigste Stelle als Stützstelle hinterlegt. Soll eine Prozesszeit von 4,5 s

betrachtet werden, so sind es für jede Bewegungsrichtung 2024 Wertepaare, welches einer Incrementweite von 0,0022 entspricht. Eine hinreichend genaue Abbildung der Bewegungsform ist somit gegeben.

Ein Vergleich der berechneten Hypotrochoide aus Abbildung 5-3 mit der realen Bahnkontur als auch mit der in der Simulation verwendeten Kontur, zeigt eine gute Übereinstimmung. Signifikante Abweichungen mit Blick auf die Hypotrochoide zwischen der Simulation und der Realität können somit ausgeschlossen werden. Die Trochoiden in Abbildung 5-3 werden für den vorherrschenden Fall mit eine Stempellänge von 6 mm und einem Achsabstand $a = 3,0$ mm dargestellt.

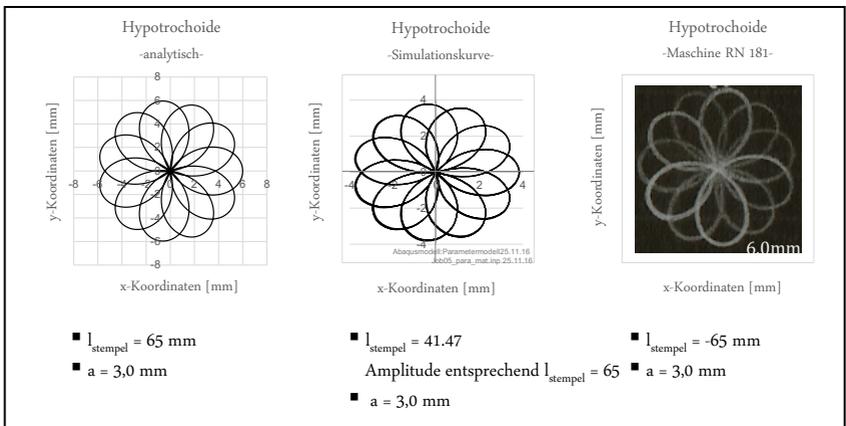


Abbildung 5-3: Vergleich der Hypotrochoiden, berechnete Form (links), Simulation (Mitte, angepasst auf reduzierte Stempellänge), reale Bahn (rechts)

Der Abbildung 4-11 aus Kapitel 4.4 ist zu entnehmen, dass bei dem Bewegungsablauf des Stempels zu der x-y-Ebenenbewegung eine Bewegung in z-Richtung vorherrscht. Bedingt durch die Druckschale, in der sich der Nietpilz bewegt, ist in Abhängigkeit des Winkels eine Höhendifferenz zu überwinden. Dieser Betrag alterniert zwischen einem negativen Maximum bei Stempelauslenkung und dem Wert Null bei senkrechter Stempelstellung. Zusätzlich zur x-y-Ebenenbewegung ist die Bewegung in z-Richtung hinterlegt.

Für einen realgetreuen Bewegungsablauf in der Simulation wird der Stempel mit den entsprechenden Referenzpunkten aufgebaut. Eine gleichzeitige Weg- und Kraftsteuerung des Stempels ist aus technischer Sicht nicht zweckmäßig. Aus diesem Grund kann durch die Zuhilfenahme von Konnektoren eine relative Stempelbewegung zur Kraftsteuerung in z-Richtung hinzugefügt werden. Die Bewegung wird der natürlichen Abwärtsbewegung, welche während der Drehung um den Drehpunkt auftritt, entgegengesetzt. Ungeachtet dieser Tatsache bleibt die Kraftsteuerung, wie sie auch an der Maschine vorliegt, durch die Axialkraft unberührt. Die Aufbringung einer „*concentrated force*“ ist für die axiale Gesamtbewegung des Stempels in Richtung des Bauteils verantwortlich.

5.4 Abbildung der Kraftaufbringung

Wie bereits beschrieben, sorgt eine „*concentrated force*“ am Referenzpunkt des Stempels für die Realisierung der kraftgesteuerten Bewegung.

Einer Beschreibung des Kraftverlaufes in Abhängigkeit von der Prozesszeit ging eine Untersuchung der Realkraft an der Radialnietmaschine RN181 voraus. Diese wurde in Kapitel 4.4 beschrieben.

Der ermittelte Kraftverlauf wird als numerische Wertepaare im Simulationsprogramm hinterlegt. Die Abbildung 5-4 beschreibt den Kraftverlauf exemplarisch an einer Kraftkurve für 1,8 kN und einer Prozesszeit von einer Sekunde. Es sei darauf hingewiesen, dass für weitere Kraftwerte andere Kurvenverläufe hinterlegt werden müssen (s. *Abbildung 4-12*). Diese Kurvenverläufe unterscheiden sich quantitativ mit Blick auf den Kurvenanstieg und deren Maximalwert. Der qualitative Verlauf bleibt bei unterschiedlich eingestellten Kraftwerten erhalten.

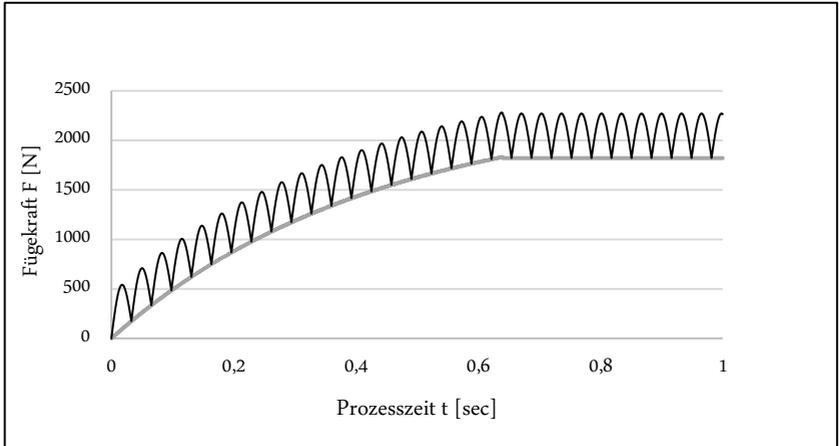


Abbildung 5-4: Kraftverlauf-Simulation (schwarz); ausgegebener Kraftverlauf in der Prozessüberwachung RN 181 (grau)

Aus der Abbildung 5-4 ist ersichtlich, dass die Kraft zwischen einem minimalen Kraftwert, dem Nennkraftwert und einem Maximalwert alterniert. Die Untersuchungen an der Radialnietmaschine (s. *Abbildung 4-14*) haben gezeigt, dass der maximale Kraftwert 370-450 N über dem Nennkraftwert liegt. Der kosinusförmige Verlauf kann durch nachstehende Gleichungen beschrieben werden.

Für nachstehende Intervalle gelten die Gleichungen (5.3) und (5.4):

$$\widehat{F}_{(t,\alpha)} = \widehat{F}_{(t,\alpha)} \rightarrow \in \mathbb{R} \{0 \leq t_i \leq 0,65\} \quad \text{Gl. (5.1)}$$

$$\widehat{F}_{(t,\alpha)} = F_{(t,\alpha)} \rightarrow \in \mathbb{R} \{t_i \geq 0,65\} \quad \text{Gl. (5.2)}$$

$$\widehat{F}_{(t,\alpha)} = \left[\left(\frac{\arccos\left(\sqrt{r_{st}^2 - x^2 - y^2}\right)}{\frac{r_{st}}{0,0924}} \right) F_{nenn0,25} \right] + \left[k \left(1 - e^{-\frac{t_i}{t}} \right) \right] \quad \text{Gl. (5.3)}$$

$$F_{(t,\alpha)} = \left[\left(\frac{\arccos\left(\sqrt{\frac{r_{st}^2 - x^2 - y^2}{r_{st}^2}}\right)}{0,0924} \right) F_{nenn} 0,25 \right] + F_{nenn} \quad \text{Gl. (5.4)}$$

Der Höchstwert der Axialkraft liegt bei vollständiger Stempelauslenkung vor.

5.5 Abbildung des Reibgesetzes

Die vorherrschende Tribologie respektive der Reibwert zwischen den Reibpartnern können einen signifikanten Einfluss auf das Umformergebnis nehmen. In diesem Abschnitt wird untersucht, ob die Reibung einen signifikanten Einfluss auf das Umformergebnis ausübt. In einer anschließenden detaillierteren Analyse werden verschiedene Reibmodelle auf ihre Ergebnisbeeinflussung hin untersucht. Für die Auswertung dienen dieselben Parameter, welche auch im weiteren Verlauf für die Modellverifizierung maßgeblich sind (*Lagerdeckelinnendurchmesser, Lagerdeckelaußendurchmesser, Gesamthöhe und Lagerinnendurchmesser*). Die Randbedingungen in der Simulation beinhalten die Erkenntnisse aus den vorangegangenen Kapiteln in Bezug auf die Kraft- und Materialhinterlegung.

Abbildung 5-5 verdeutlicht in einem ersten Schritt den Einfluss eines hinterlegten Reibkoeffizienten gegenüber einer reibungsfreien Simulation. Die Abbildungen zeigen im linken Bereich das Ergebnis einer reibungsfreien Simulation. Analog dazu zeigt die rechte Abbildung eine Simulation mit konstantem Reibwert - hier $\mu=0,4$. Der Unterschied in der Lagerdeckelverformung ist anschaulich. Mit der Berücksichtigung der Reibung wird der Einfluss auf das Umformergebnis deutlich. Eine ausreichende Mindest-Modellkomplexität für den entscheidungsrelevanten Einsatz in der Praxis ist unerlässlich.

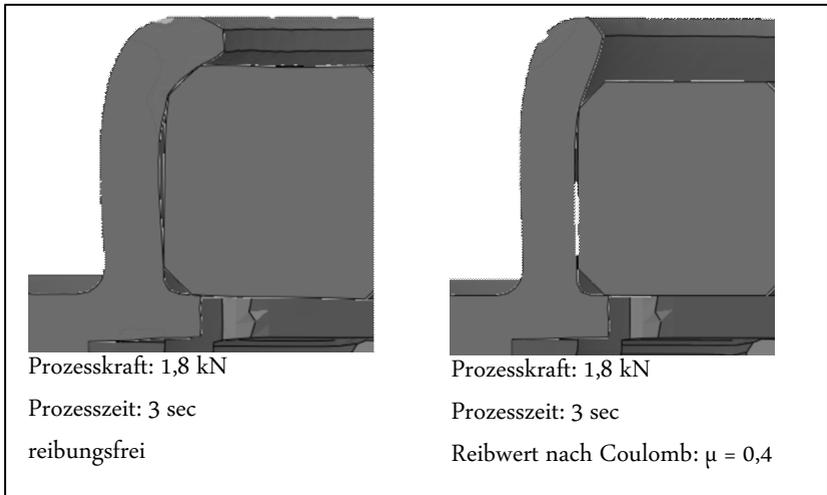


Abbildung 5-5: Einfluss des Reibwertes auf das Umformergebnis. Links: reibungsfreie Rechnung, rechts: mit Reibwert $\mu=0,4$

Neben den Untersuchungen aus Kapitel 4.5 bildet die obige Darstellung den Ausgangspunkt für eine vertiefte Analyse verschiedener Reibgesetze. Hierzu werden drei unterschiedliche Reibgesetze implementiert und im Vergleich zueinander ausgewertet. Verglichen werden das modifizierte Coulomb-Reibgesetz nach Orowan, ein hier entwickeltes, zeitabhängiges Reibverhalten und die weit verbreitete Coulomb-Reibung (s. *Abbildungen 5-5, 5-6, 5-7*).

Die tribologischen Untersuchungen zeigen eine signifikante Abhängigkeit des Reibwertes in Bezug auf die Umformzeit. Mit steigender Umformzeit nimmt der Reibwert ab. Zurückzuführen ist dieser Effekt unter anderem auf die Einebnung der Rauheitsspitzen während eines anhaltenden Umformvorganges (s. *Kapitel 4.5.5*). Der Einfluss eines zeitabhängigen Reibwertes wird demnach in der Simulation nachgebildet und analysiert. Hierfür wird ein stufenförmiger Funktionsverlauf in die Simulation implementiert. *Abbildung 5-6* zeigt diesen Verlauf. Ausgehend von der Tatsache, dass ein gesamter Durchlauf einer vollständigen Hypotrochoide 0,36 s benötigt, ist davon auszugehen, dass nach einem Stempeldurchlauf der Lagerdeckel-

kragen einen „neuen“, aber weitestgehend homogenen Verformungszustand aufweist. Ausgehend von der Vorstellung, dass nach einem vollständigen Hypotrochoidendurchlauf die Oberfläche gegenüber dem vorherigen Zustand eingeebnet wurde wird der Reibwert in Abständen von 0,36 s reduziert. Der Reibwert wird solange schrittweise reduziert bis der minimale Reibwert den Ergebnissen aus den Realversuchen entspricht.

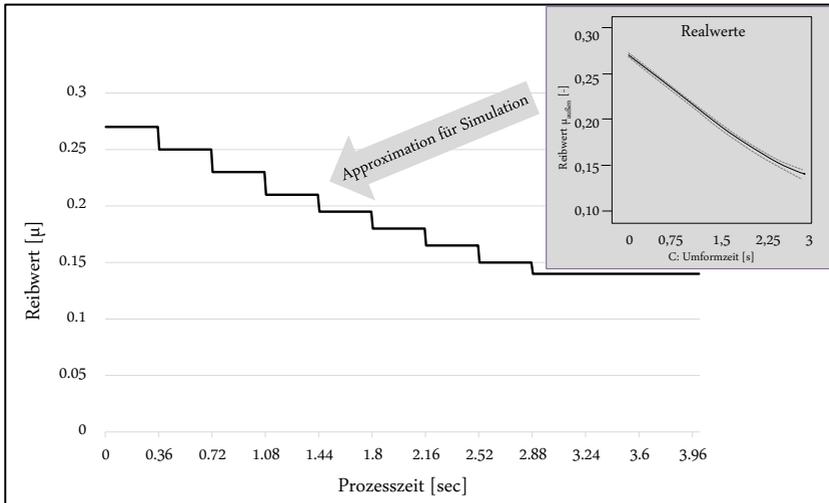


Abbildung 5-6: Reibwertfunktion für das Simulationsmodell in Abhängigkeit von der Prozesszeit

Die Ergebnisse aus Kapitel 4.5.5 weisen eine schrittweise Reduktion des Reibwertes bis zu einer Prozesszeit von 2,88 s auf. Nach dieser Zeit wird der Reibwert konstant gehalten.

Vergleichend zu dem Reibmodell aus Abbildung 5-6 werden Untersuchungen mit konstantem Reibwert durchgeführt. Der Reibwert wird mit $\mu = 0,18$ (entspricht dem arithmetischem Mittelwert aus der Stufenfunktion) und $\mu = 0,12$ (als gebräuchlichen Reibwert zwischen Stahlwerkstoffen [10]) variiert. Beide Verläufe sind in der Abbildung 5-7 dargestellt. Die differenzierten Steigungsgradienten der jeweiligen Reibwertfunktionen sind hier-

bei deutlich erkennbar. Die benötigte Kontaktfläche, senkrecht zur Normalkraft F_N , wird mit Hilfe des Simulationsprogramms ermittelt. Durch die Auslenkung des Stempels und die sich stetig verändernde Lagerdeckelgeometrie - bedingt durch die Umformung - hat sich dieser Weg als zielführend erwiesen.

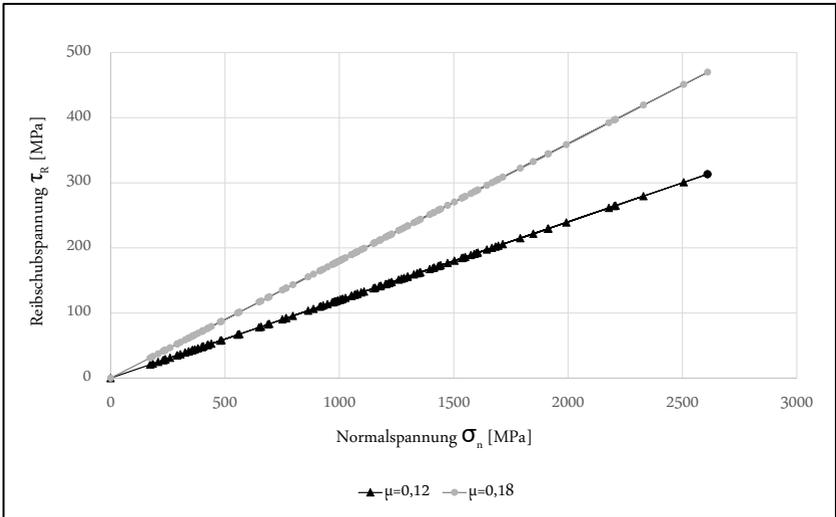


Abbildung 5-7: Reibgesetz nach Coulomb mit $\mu=0,12$ (unten) und $\mu=0,18$ (oben)

Die dritte Variante beinhaltet die Vorstellung, dass ein Material nur bedingt in der Lage ist, bei ansteigenden Normalspannungen die Schubbelastung zu ertragen. Die jeweiligen Materialeigenschaften beeinflussen diese Grenze. Als Vereinfachung kann nach Gleichung (2-11) die überschlägige Schubfestigkeit berechnet werden:

$$\tau_R = m \cdot k = m \cdot \frac{k_f}{\sqrt{3}} \quad (\text{Gl. 2-11})$$

Die Schubfließgrenze lässt sich aus den Zugversuchen mit vorgerecktem DC04-Material und der im Anschluss daran erstellten Fließkurve entnehmen. Für den Wert m wird nach Neumaier, Heckmann und Hauer in diesem Fall 1 angenommen [41, 43, 56]. Für das vorverfestigte DC04-Material

ergibt sich somit eine Schubfließgrenze von 230 MPa. Eine Berücksichtigung der Schubfließgrenze führt zu dem Reibfaktordiagramm in Abbildung 5-7 [37].

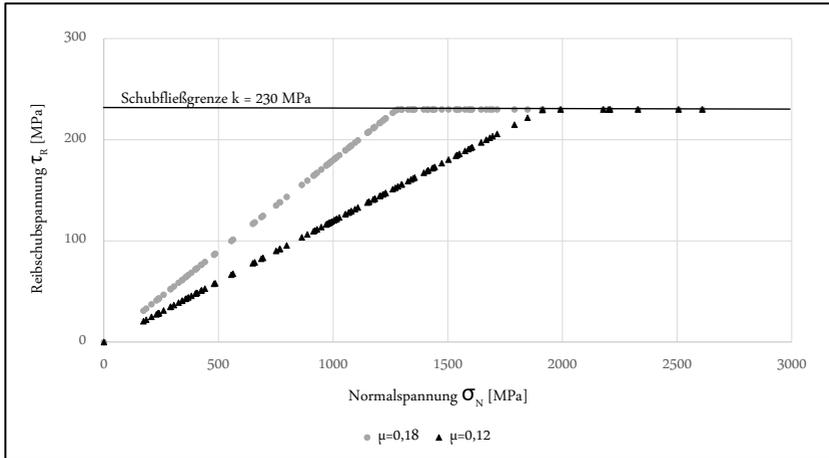


Abbildung 5-8: Reibfaktormodell für DC04 vorverfestigt

Die Auswertung stellt charakteristische Ergebnisse dar, die repräsentativ das Verhalten der Simulationsergebnisse der unterschiedlichen Reibgesetze zueinander widerspiegeln. Die Diagramme zeigen die unterschiedlichen Varianten im Vergleich zueinander. Dargestellt sind die relativen Abweichungen in Prozent, bezugnehmend auf die Realmaße nach dem jeweiligen Fügezustand. Über den gesamten Versuchsraum sind die signifikantesten Unterschiede im Bereich des Scheibendurchmessers und der Gesamthöhe des Lagerdeckels festzustellen. Die Abweichungen zu den Realmaßen variieren zwischen unter 1 % bis nahezu 5 %. Aus den Auswertungen geht hervor, dass die Übertragung der Erkenntnisse aus dem Realexperiment in ein „Stufenreibmodell“ gute Übereinstimmung liefert (s. *Abbildung 5-9*). Die Hinterlegung eines Shearlimits bei dem Stufenmodell ergibt keine signifikanten Unterschiede zueinander. Die Hinterlegung eines konstanten Reibwertes über die gesamte Prozessdauer liefert ebenfalls eine gute Übereinstimmung zu den Realwerten. Hierbei ist ersichtlich, dass ein Reibwert von 0,18 im Bereich des Scheibendurchmessers, gegenüber den

Prozessanalyse mit Hilfe des virtuellen Testens

Rechnungen mit einem Reibwert von 0,12, überlegen ist. Die Implementierung eines „Stufenreibmodells“ kann neben der Hinterlegung eines konstanten Reibwerts als zielführend bewertet werden. Entscheidend für die Verwendung eines konstanten Reibwerts ist die Kenntnis über den im Mittel auftretenden Reibkoeffizienten. Dieser ist, wie in Kapitel 4, mit realen Versuchen zu ermitteln. In dem hier vorliegenden Fall bildet der Reibwert den Mittelwert des Stufenmodells ab. In den weiteren Simulationen dieser Arbeit findet das Stufenreibmodell Anwendung.

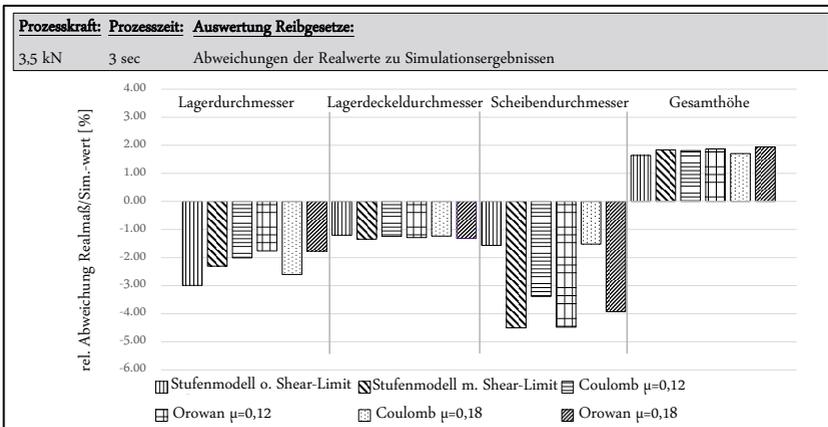
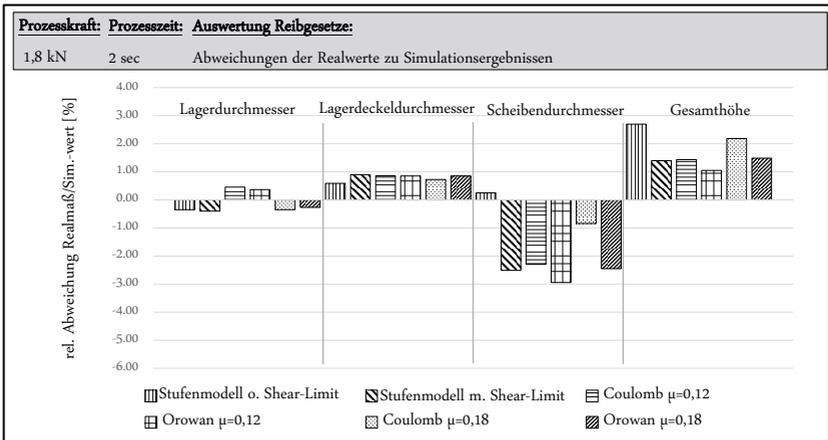


Abbildung 5-9: Ergebnisse aus Reibwertuntersuchungen

5.6 Untersuchung der Einflüsse Vernetzungsgröße und Starrkörper

Die erforderliche Rechenzeit wird maßgeblich durch die Größe des Netzes beeinflusst. Durch die Verwendung von Starrkörpern kann die Rechenzeit begünstigt werden. Rigidbodies zeichnen sich dadurch aus, dass ihnen kein Material zugeordnet ist und somit keine Verformung stattfinden kann. In diesem Falle ist die Lagerdeckelaufnahme als Starrkörper modelliert. Von diesem Bauteil sind keine signifikanten Einflüsse auf die Verbindungsbildung zu erwarten. Das Stempelmaterial, ein pulvermetallurgisch hergestellter Schnellarbeitsstahl [12], weist die Härte von $65\text{HRC}\pm 1$ auf, gemessen mit Hilfe des Bernardo Rockwell Härteprüfgeräts RW 150. In diesem Falle liegt die Werkzeughärte ein Vielfaches über der Werkstoffhärte des Lagerdeckels. Der Stempel steht im direkten Kontakt mit der Fügezone. Für den Stempel werden somit die Unterschiede hinsichtlich der Qualität der Fügeergebnisse (s. *Abbildung 5.11*) zwischen einem linear elastischen Materialgesetz und einer Verwendung des Stempels als Starrkörper untersucht.

Die Parameter für die linear elastische Abbildung werden aus der gängigen Literatur übernommen. So ist das E-Modul mit 210.000 MPa und die Querkontraktionszahl mit $\nu=0,3$ hinterlegt. Der Vernetzungsgrad variiert von grob über fein (s. *Abbildung 5-10*) und einer partitionierten Vernetzung, bei der der untere, in Kontakt befindliche Stempelteil fein und der restliche Stempel grob vernetzt ist. Ausgangsbasis zum Vergleich bildet ein fein vernetzter Rigid-Stempel.

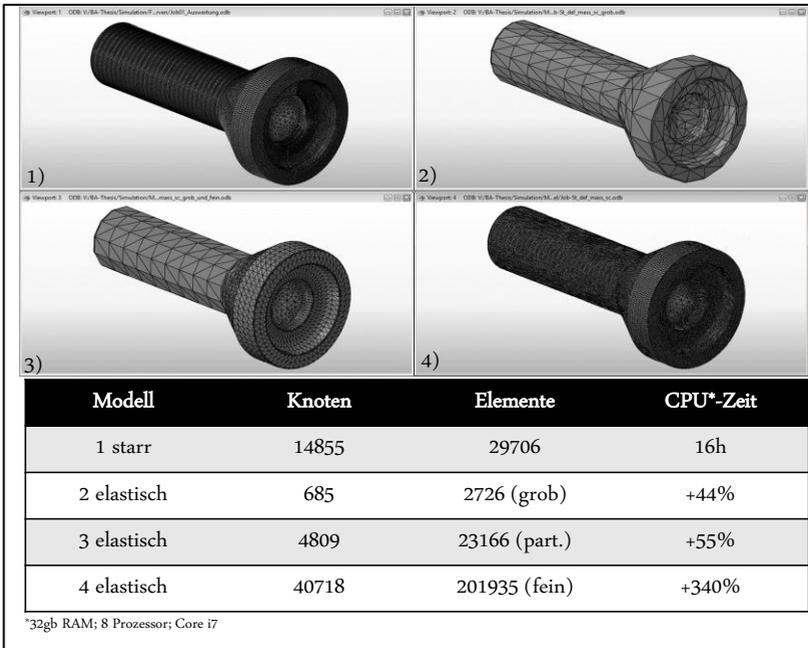


Abbildung 5-10: Vergleich der Rechenzeiten bei linear elastischem Stempelmodell mit unterschiedlichen Netzgrößen im Vergleich zu einem Starrkörper

Es ist ersichtlich, dass mit einem linear-elastischen Materialmodell die Rechenzeit signifikant ansteigt. Eine anzustrebende partitionierte Vernetzung erhöht die Rechenzeit um 55 %. Eine Energieabsorbierung auf Grund einer elastischen Stempelverformung ist bei Starrkörpern nicht möglich. Das entsprechende Last-/Verformungsverhalten des Stempels wird dementsprechend nicht mit abgebildet. Zugleich entfällt bei der Verwendung von Starrkörpern die Hinterlegung spezifischer Materialdaten.

Eine Gegenüberstellung der zu vergleichenden Messstellen stellt die Abweichungen zu den Realbauteilen dar. Dargestellt ist in der Abbildung 5-10 die relative Abweichung der unterschiedlichen Variantenrechnungen in Prozent im Vergleich zu den Realmaßen. Die Grafik zeigt eine Auswertung nach 2 s Vernetzungszeit und einer Nietkraft von 1,8 kN. Durch die Wahl

Prozessanalyse mit Hilfe des virtuellen Testens

der Prozessgrößen kann ausgeschlossen werden, dass es zu einer Egalisierung respektive einer Angleichung der Messwerte durch Anlage des Lagerdeckels an das Lager und somit zu einer Vollplastifizierung des oberen Lagerdeckelbereiches kommt. Im Allgemeinen sind die abgebildeten Abweichungen mit maximal 4 % sehr gering. Eine negative Abweichung verdeutlicht, dass das Simulationsmaß unterhalb des Realmaßes liegt. Die verschiedenen Stempelvarianten zeigen die Unterschiede zueinander auf. Die Modellierung des Stempels als Starrkörper zeigt gegenüber den linear elastischen Materialmodellvarianten, wie bereits erwähnt, die größte Abweichung im Bereich des Lagerdeckeldurchmessers auf. Bei der Auswertung der Gesamthöhe liefert das Starrkörpermodell die geringste Abweichung.

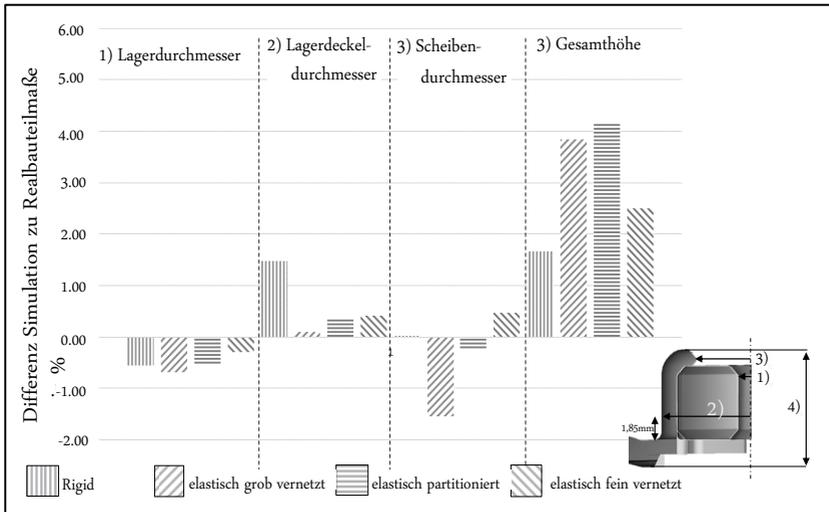


Abbildung 5-11: Vergleich der geometrischen Ergebnisgrößen aus Simulationsberechnungen (Materialmodell-Stempel) gegenüber den Realbauteilen

Unter der Berücksichtigung einer verkürzten Rechenzeit wird sich für die Variante des Starrkörpers entschieden und im weiteren Verlauf dieser Arbeit verwendet. Aus den Untersuchungen geht hervor, dass die prozentuale Abweichung, die aus der Verwendung eines starren Stempels resultiert,

unter fünf Prozent liegt. Der Kompromiss einer deutlich erhöhten Rechenzeit wiegt für die spätere Parametervariation deutlich schwerer.

Der Lagerdeckel und das Sinterlager werden, wie in Abschnitt 5.3 erläutert, mit einem elastisch-plastischen Materialmodell abgebildet. Die Vernetzung des Lagerdeckels ist abschnittsweise aufgebracht. Der Bereich des oberen Lagerdeckels ist feiner und nach unten hin gröber diskretisiert. Um die Verformung im oberen Lagerdeckelbereich gut abzubilden, sind bei der vorherrschenden Wandstärke mindestens vier Elemente über die Blechdicke festgelegt worden. Die Abbildung der Verformung kann durch zunehmende Elementanzahl verbessert werden. Die Linearität der Verformungsdarstellung nimmt mit steigender Elementanzahl ab. In der Abbildung 5-12 sind die vernetzten Bauteile (*Lagerdeckel und Sinterlager*) abgebildet.

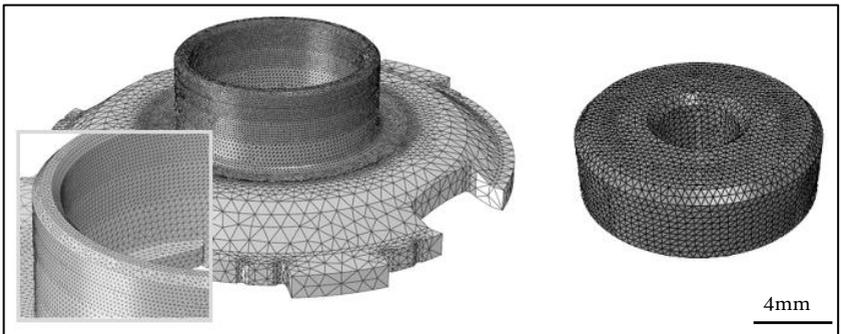


Abbildung 5-12: Vernetzung Lagerdeckel (rechts); Sinterlager (links)

5.7 Verifizierung des Simulationsmodells

Durch die Verifizierung des Simulationsmodells wird der Nutzen des Systems über einen starr betrachteten Prozesspunkt hinaus bewertet. Für eine nachstehende Sensitivitätsanalyse des Radialnietens ist es von Bedeutung, dass das aufgebaute Modell über einen starren Zustand hinaus verlässliche Ergebnisse anzeigt. Die in den vorherigen Kapiteln gewonnenen Erkenntnisse bezüglich der Bewegungsaufbringung, der Kraft hinterlegung, des Materialmodells und der Vernetzungsmethoden, werden in dem Simulationsmodell, welches für die Validierung der späteren Sensitivitätsanalysen eingesetzt wird, umgesetzt. Neben der Tatsache, dass es bei der Umformsimulation primär auf die Gestalt des Formschlusses ankommt, werden neben den geometrischen Größen auch die Zeit-Weg-Verläufe für unterschiedliche Vernietungskräfte analysiert. Diese spiegeln eine erste Auskunft über das Antwortverhalten des Systems wider. Die entsprechenden Kraftverläufe wurden bereits in Kapitel 4.4.1 und 5.4 erläutert.

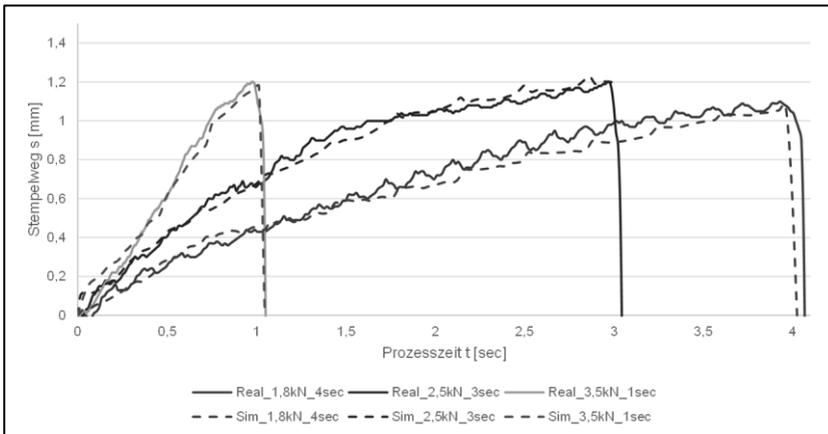


Abbildung 5-13: Vergleich Zeit-Weg-Verläufe real vs. Simulation

In der Abbildung 5-13 sind drei verschiedene Zeit-Weg-Verläufe aufgetragen. Vergleichend sind die realen Verläufe und die entsprechenden Simulationsverläufe dargestellt. Es ist ersichtlich, dass die Verläufe qualitativ

gut zueinander passen. Die Realverläufe sind mittels der Prozessüberwachung an der Radialnietmaschine RN181 aufgenommen. Die Messschrittweite beträgt je Messpunkt 0,015 s. Der Stempel befindet sich auf Grund der Schrittweite an verschiedenen Auslenkungszuständen. Bei den Simulationsverläufen ist der untere Mittelpunkt/Drehpunkt des Stempels für die Auswertung herangezogen worden. Die Ergebniswerte zeigen den Zustand des Stempels zu jedem Nulldurchgang (*keine Auslenkung des Stempels*) an.

Auf Grund des Verbindungsmechanismus - dem Formschluss - sieht die Validierung des Versuchsraumes zudem eine geometrische Auswertung vor. Auf Grund der Tatsache, dass die Auswirkung veränderlicher Faktoren auf den Formschluss analysiert wird, ist eine geometrische Auswertung der Umformergebnisse von erheblicher Bedeutung.

Für die Auswertung werden, den Vorgaben der Zeichnung entsprechend, die Maße an den Realbauteilen mit Maßen aus der Simulation verglichen. Für eine Auswertung der späteren Sensitivitätsanalysen werden ebenfalls die entsprechenden Parameter verwendet.

- Gesamthöhe des Lagerdeckels H_{ges} [mm]
- Lagerdeckelaußendurchmesser, gemessen gemäß Zeichnungsvorgabe $D_{\text{LD},1,85}$ [mm]
- Sinterlager-Innendurchmesser d_{Lager} [mm], gemittelt über zwei Maßpositionen ($D_{\text{oben_Innen}} + D_{\text{unten_Innen}}/2 = D_{\text{Innen}}$)
- kleinster Scheibendurchmesser D_{Scheibe} [mm]

Bei einer Variation der Extrapolationsansätze unter der Verwendung der Roh-Fließkurven weisen die Ergebnisse keine zufriedenstellende Kongruenz zu den real gefügten Bauteilen auf. In der Abbildung 5-14 ist die Auswertung bildlich für den Extrapolationsansatz nach Hollomon dargestellt. Die Prozesszeit variiert von einer bis vier Sekunden. Die Prozesskraft bleibt mit 1,8 kN konstant. Es wird ersichtlich, dass der Ansatz signifikante Abweichungen zu den Realbauteilen liefert. Gerade bei niedrigen Prozesszeiten ist die geometrische Abweichung erheblich. Der Lagerdeckel weist

Prozessanalyse mit Hilfe des virtuellen Testens

zu große Deformationen im oberen Bereich auf. Die Ansätze nach Ludwik und Swift verhalten sich deckungsgleich. Dabei zeigen die Ansätze nach Ludwik und Swift qualitativ die gleichen Abweichungsrichtungen und Größenordnungen auf.

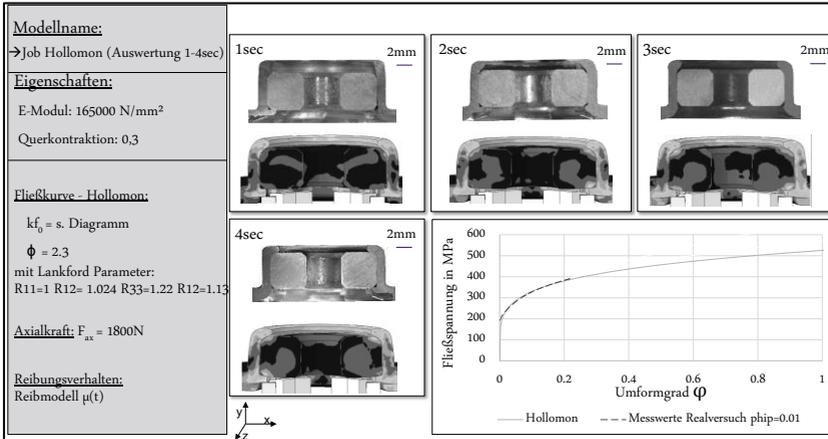


Abbildung 5-14: Geometrischer Vergleich Simulation (Fließkurvenextrapolation nach Hollomon) mit Realbauteilen

Die deutlichsten geometrischen Abweichungen der Simulationsergebnisse zu den realen Bauteilen sind im Bereich des Scheibendurchmessers D_{Scheibe} zu verzeichnen. Die Abweichungen nehmen hier bei allen drei gewählten Ansätzen um bis zu 18 % zu und liegen bei geringer Prozesszeit (1 s) und geringer Prozesskraft (1,8 kN) bei bis zu 14 % Abweichung gegenüber den Realmaßen. Die Abweichung zeichnet sich als ein zu kleiner Scheibendurchmesser ab. Der Lagerdeckelaußendurchmesser weicht, bei dem Extrapolationsansatz nach Ludwik gegenüber den Ansätzen von Swift und Hollomon, um 6 % über den Prozessraum ab. Zurückzuführen ist dieses auf ein starkes Anwachsen der Verfestigung bei zunehmendem Umformgrad. Die Ergebnisse sind in der Abbildung 5-15 zusammengefasst dargestellt. In den Diagrammen sind auf der Ordinate die Abweichungen in Prozent und auf den Abszissen die Prozesszeit und -kraft dargestellt.

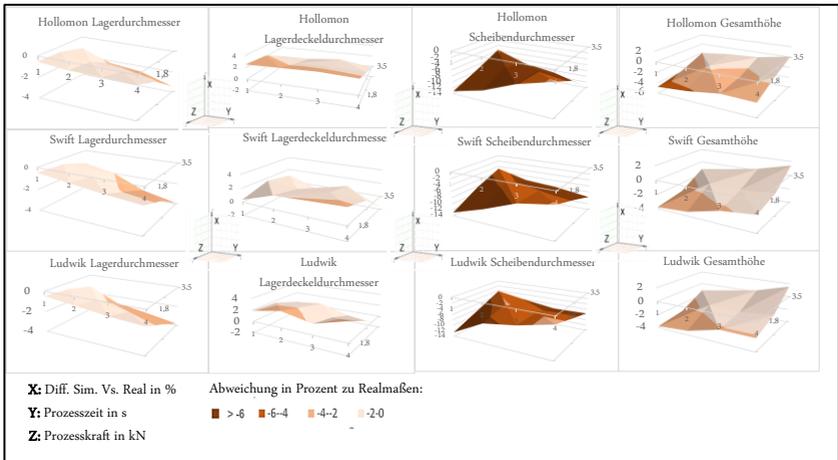
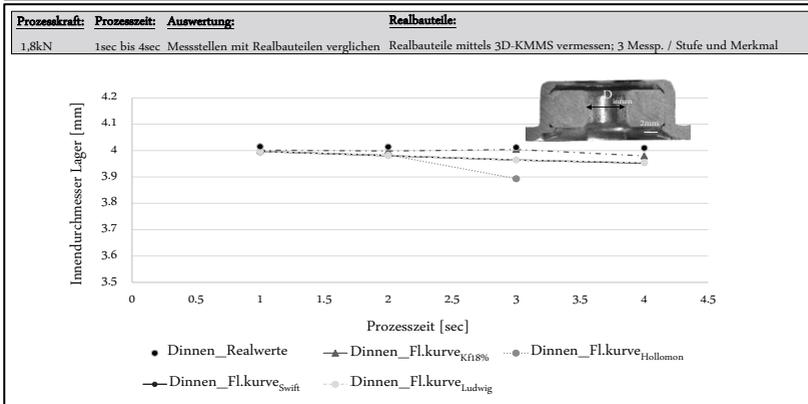
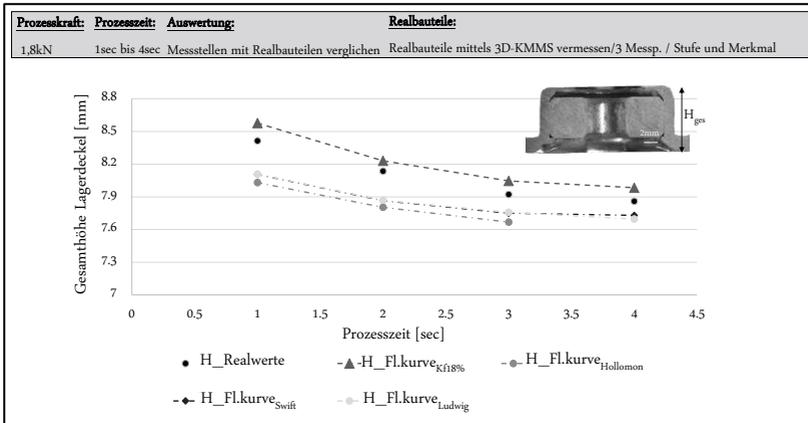
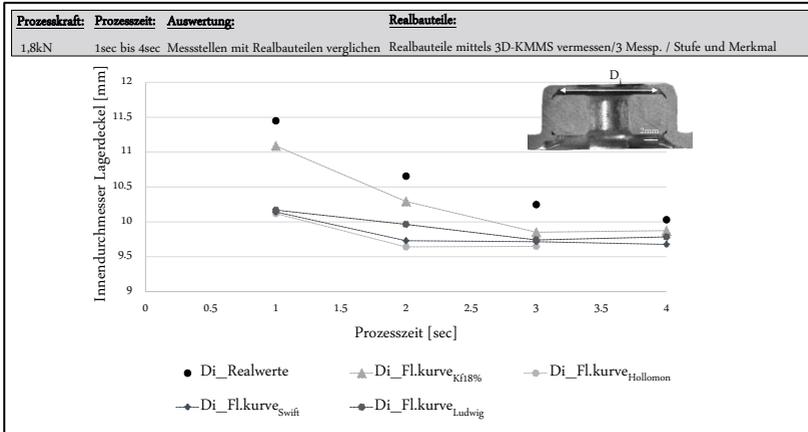


Abbildung 5-15: Modellvalidierung; Fließkurvenauswertung nach Ludwik; Swift; Hollomon

Die durch Vorreckung erhaltene Fließkurve (s. Kapitel 4.2) zeigt eine gute Verbesserung der Ergebnisse. Insbesondere bei kleineren Prozesszeiten kann eine verbesserte Ergebnisqualität zu den Realbauteilen erreicht werden.

Die Abbildung 5-15 zeigt die Abweichungen der verschiedenen Fließkurvenansätze, eingeschlossen die modifizierten Fließkurven (*Fl.Kurve_{f18%}* aus Kapitel 4), in Bezug auf die Realmaßabweichungen. In der Abbildung variiert die Prozesszeit von 1 s bis 4 s. Die Prozesskraft bleibt mit 1,8 kN konstant. Auf der Grundlage der Ergebnisse, wie sie in der Abbildung 5-15 dargestellt sind, wird der modifizierte Fließkurvenansatz detaillierter über den gesamten zu betrachtenden Prozessraum validiert.

Prozessanalyse mit Hilfe des virtuellen Testens



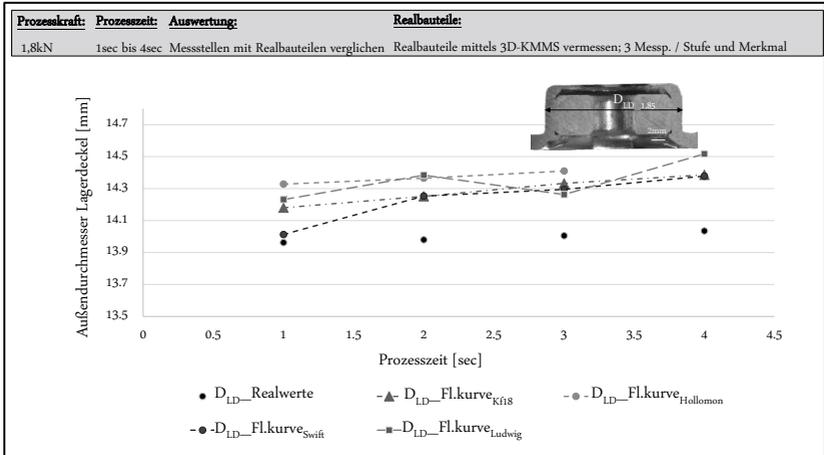


Abbildung 5-16: Auswertung geometrische Übereinstimmung Simulationsmodelle mit Realmaßen. Darstellung von 1 sec bis 4 sec; Prozesskraft 1,8 kN

Neben den Prozesszeiten werden in dem nächsten Schritt hinzukommend die Prozesskräfte variiert. Die maximale Prozesskraft liegt bei 3,5 kN. Hierbei ist zu bemerken, dass der Lagerdeckelaußendurchmesser an den Realbauteilen bei der eingestellten Axialkraft von 3,5 kN nicht mehr der verzeichneten Toleranz auf der dazugehörigen Zeichnung entspricht. Dennoch wird der Prozessraum bewusst über die Grenzen der realen Fügeignung hinaus gewählt, um eine möglichst große Übereinstimmung der Simulation mit den späteren Realversuchen zu ermöglichen. In der Abbildung 5-17 sind die geometrischen Realmaße, verglichen mit der in der Simulation ermittelten Maße, abgebildet. Verglichen werden die Simulationsergebnisse mit der modifizierten Fließkurve aus Kapitel 4 (*Fl.Kurve_{Kf18%}*). Die Kraft variiert hierbei in Stufen von 1,8 kN, 2,5 kN und 3,5 kN. Die einzelnen Realmaße in den Diagrammen entsprechen dem Mittelwert von je drei Messwerten. Für jede Parameterkombination wurden drei identische Bauteile vernietet. Alle Realmaße wurden an einer 3D-Koordinatenmessmaschine aufgenommen.

Prozessanalyse mit Hilfe des virtuellen Testens

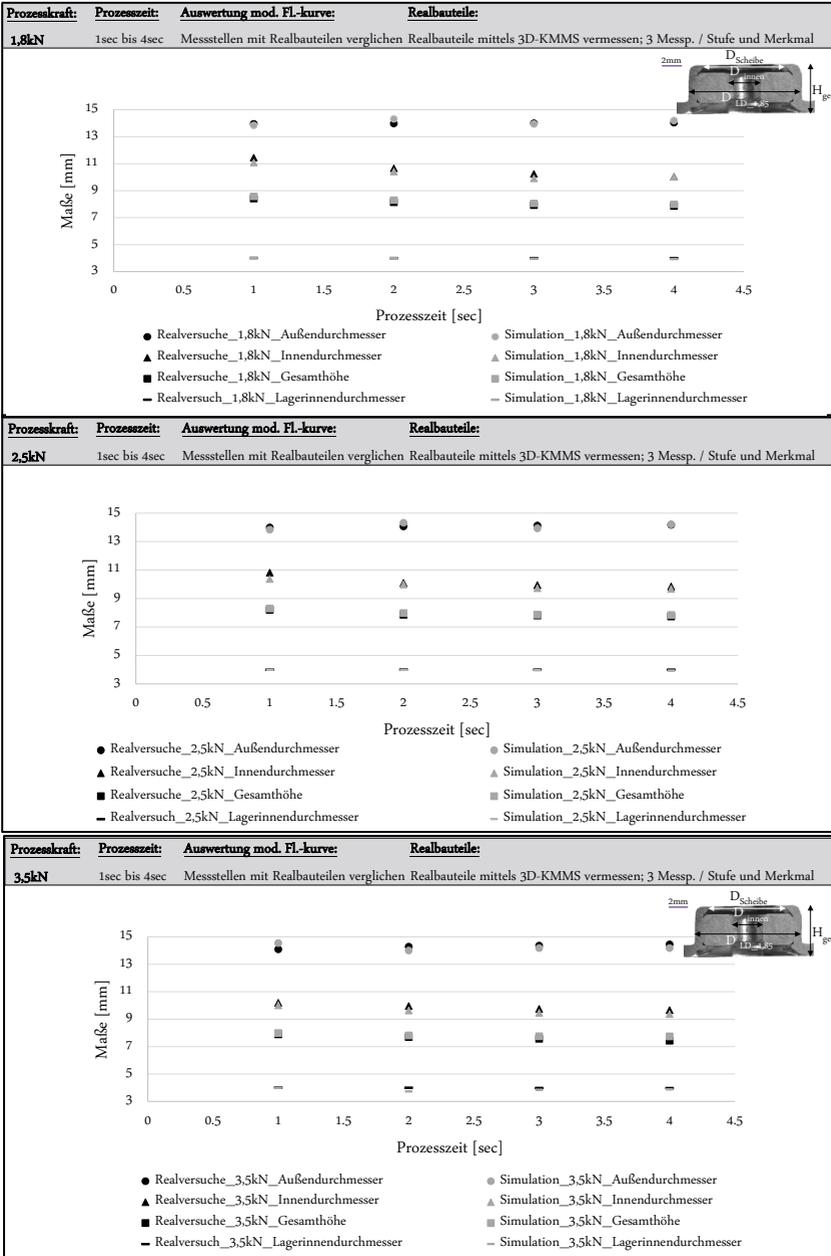


Abbildung 5-17: Vergleich Realmaße mit Simulationsergebnissen

Es ist deutlich zu erkennen, dass die Abweichungen auch über den erweiterten Prozessraum auf durchschnittlich unter fünf Prozent sinken. Für die weiteren Simulationsrechnungen werden somit die dargestellten Randbedingungen sowie die ermittelte Fließkurve (*Fl.Kurve $k_{f18\%}$*) aus Kapitel 4 verwendet. Die Ergebnisse aus den obigen Abbildungen zeigen sehr gute Übereinstimmungen mit den Ergebnissen aus den Versuchen mit Realbauteilen. Die Simulation kann für die nachfolgenden Parametervariationsrechnungen verwendet werden.

6 Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse

In der Abbildung 6-1 sind experimentelle Fügeversuche aus der Vergangenheit abgebildet. Die Bilder zeigen kein zufriedenstellendes Ergebnis. In dem obigen Bild „verschmelzen“ der Lagerdeckel und das Sinterlager, sodass ein maßhaltiger Lagerinnendurchmesser nicht gegeben ist. Im unteren Bild hingegen wird kein Formschluss erreicht, sodass das Lager im späteren Betrieb Bewegungsspiel in axialer Richtung aufweist. Wie bereits im ersten Kapitel beschrieben, soll die hier gezeigte Methodik die Verbindungsausprägung systematisch betrachten und Verbesserungspotenzial aufzeigen. Die zuvor in Kapitel 4.1 definierten Parameter werden mittels der Sensitivitätsanalyse ausgewertet. Die signifikanten Ergebnisse werden im Folgenden dargestellt.

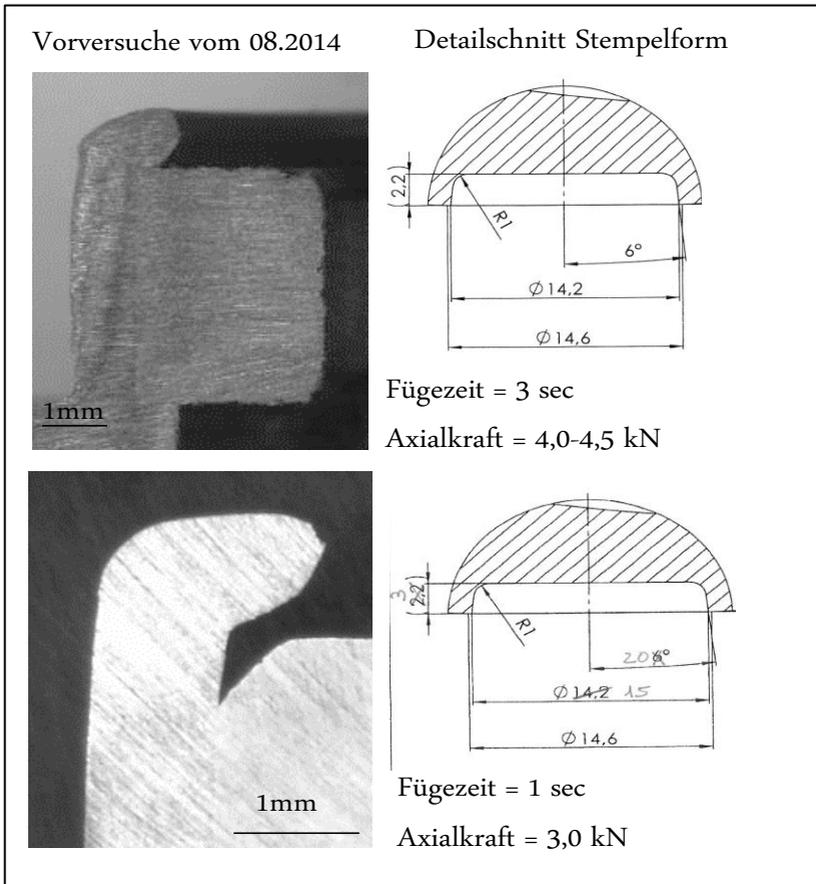


Abbildung 6-1: Frühere experimentelle Versuche der Verbindungsauslegung mittels Radialnieten unter der Verwendung variierender Stempelgeometrien und Fügekraft/-zeit

6.1 Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse zur Optimierung der Verbindung

Die hier dargestellten Ergebnisse ergeben sich aus den Sensitivitätsanalysen. Die Untersuchungen unterteilen sich in die Sensitivitätsgruppen Prozessparameter, Geometrieparameter und Werkzeugparameter. Die Prozessparameter werden in folgenden Parameterstufen, wie in Tabelle 6-1 ersichtlich, untersucht.

Tabelle 6-1: Parameterstufen für die Prozessparameteruntersuchung (Auslenkwinkel, Prozesszeit und Prozesskraft)

Auslenkwinkel α [°]	Prozesszeit t [s]	Prozesskraft F_{ax} [kN]
$\pm 4^\circ$; $\pm 6^\circ$ und $\pm 12^\circ$	0,65; 1; 2 und 3	1,8; 2,5; 3,5; und 5

Die Axialkraft variiert in diskreten Schritten zwischen 1,8 kN, 2,5 kN, 3,5 kN und 5 kN. Bei der unteren Grenze von 1,8 kN ist unter realen prozesszeitlichen Gesichtspunkten eine Verbindungserstellung noch möglich. Für die Festlegung der oberen Grenze spielt die maximale Maschinenkraft und die maximal zu erreichende Prozesszeituntergrenze eine Rolle. Eine Variation der Amplitude bewirkt eine Veränderung des Auslenkwinkels. Dieser ist in Realversuchen an der vorhandenen Radialmaschine nicht veränderbar. Die Amplitude wird in den Gleichungen (4-6) und (4-7) mit dem dimensionslosen Parameter l_{step} eingestellt. Bei den Untersuchungen werden Werte für l_{step} von 0,4986, 1 und 1,507 verwendet. Umgerechnet auf den Auslenkwinkel ergeben sich Varianten des Auslenkwinkels von $0,4986 \triangleq \pm 4^\circ$; $1 \triangleq \pm 6^\circ$ und $1,507 \triangleq \pm 12^\circ$. Hinzu kommt der Einfluss der Prozesszeit (*RunTimeStep*). Die Zeit bezieht sich ausschließlich auf die Vernietungszeit. Sie beginnt, wenn der Stempel in Kontakt mit dem Werkstück steht und endet unmittelbar nach der Vernietung, wenn der Stempel vom Lagerdeckel abhebt. Untersuchungen in Kapitel 4.4 haben ergeben, dass eine Mindestzeit von 0,65 s benötigt wird, um die eingestellte Nennkraft

Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse

an der RN181-Maschine aufzubringen. Ausgehend von dem ermittelten Versuchsraum ergibt sich für die Vernietungszeit ebenfalls eine obere Grenze. Besteht der Vernietungsprozess ab einer Kraft von 1,8 kN länger als 3 s, ergibt sich eine Vernietung, die nicht den Qualitätskriterien entspricht. Dementsprechend wird die Vernietungszeit in den Stufen 0,65 s, 1 s, 2 s und 3 s variiert.

Einen signifikanten Einfluss bildet hierbei die Variation des Auslenkwinkels. Die Abbildung 6-2 beinhaltet zwei Kurvenverläufe. Die untere Kurve bezieht sich auf die benötigte Fügekraft in Abhängigkeit der Fügezeit unter der Verwendung einer $\pm 12^\circ$ Auslenkung. Die darüber liegende Kurve veranschaulicht das Verhalten bei einer $\pm 6^\circ$ Auslenkung. Die Auslenkung von $\pm 4^\circ$ zeigt keine positiven Ergebnisse.

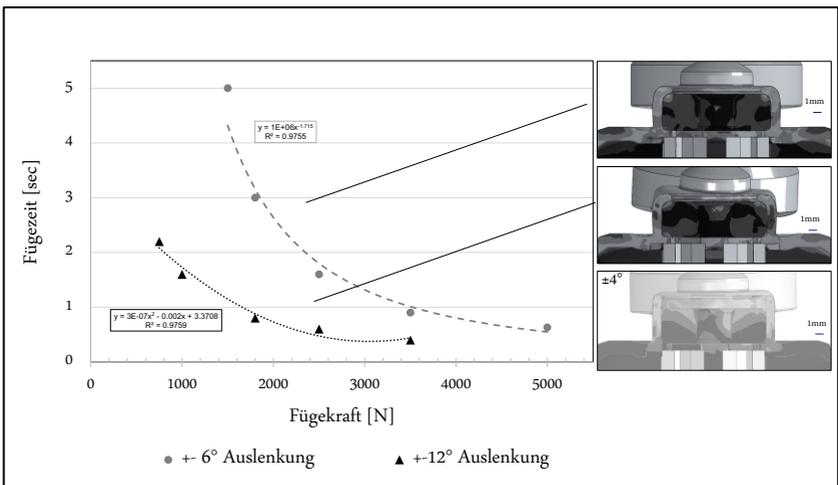


Abbildung 6-2: Ermittelter Zusammenhang zwischen der Fügekraft und -zeit in Abhängigkeit des Auslenkwinkels α

Eine Vergrößerung des Auslenkwinkels wirkt sich proportional auf die radiale Fügekraft aus (s. *Abbildung 4-2, Kapitel 4.1*). Aus den vorliegenden Ergebnissen kann darauf rückgeschlossen werden, dass sich, mit einem erhöhten Auslenkwinkel, die Prozesszeit auf der einen Seite oder die Füge-

Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse

kraft auf der anderen Seite reduzieren lässt. In Bezug auf kritische Prozesszeiten in der Serienfertigung, ist dies eine Möglichkeit dem entgegenzuwirken. Zu berücksichtigen ist auch, dass eine deutliche Erhöhung der Axialkraft das Risiko des axialen Stauchens mit sich bringt.

Abbildung 6.3 zeigt eine Betrachtung der Haupteinflüsse der einzelnen Prozessparameter über alle Simulationsrechnungen zusammengefasst. Die Amplitude mit 59,5 %, gefolgt von der Stempelkraft mit 24,8 % weisen den größten Einfluss auf die Verbindungsausbildung auf. Die separate Darstellung rechts oben verdeutlicht, dass nicht jede Parameterkombination ein qualitativ sinnvolles Ergebnis hervorbringt. Bei großen Kräften in Kombination mit einer großen Stempelauslenkung oder langen Prozesszeiten, wird der Lagerdeckel respektive das Lager über die Grenzen deformiert, sodass eine Fügeverbindung entsteht, welche als unbrauchbar bezeichnet werden muss. Der schraffierte Bereich in der rechten, obigen Abbildung kennzeichnet den Ausfallbereich.

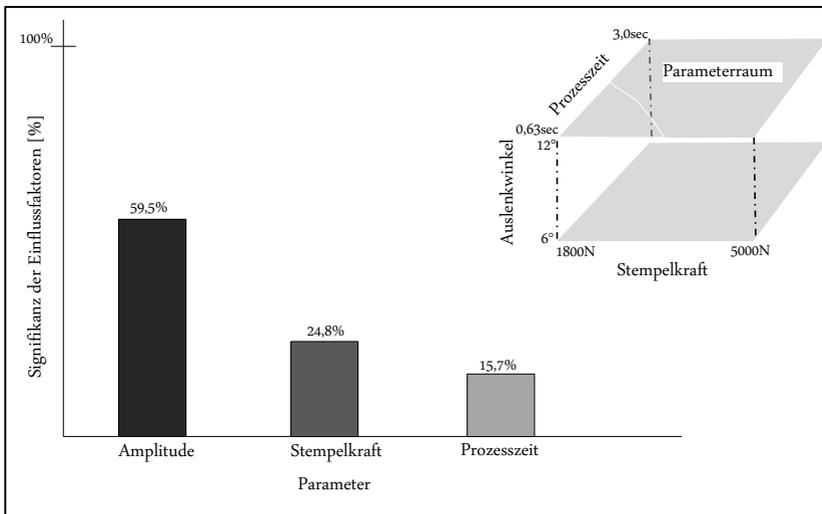


Abbildung 6-3: Zusammenfassung des Einflusses der Prozessparameter

Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse

Eine Variation der Geometrieparameter aus der Abbildung 4-1 rechtes Bild zeigt, dass diese sich sehr robust gegenüber äußeren Veränderungen verhalten. Die Fügeergebnisse werden nicht signifikant beeinflusst. Beachtung muss die Spaltgröße zwischen dem Lagerdeckel und dem Lager finden. Eine Vergrößerung des Spaltes begünstigt die Aufbauchung des Lagerdeckels in radialer Richtung. Abbildung 6-4 stellt den linearen Zusammenhang zwischen der Spaltgröße und dem Lagerdeckeldurchmesser her.

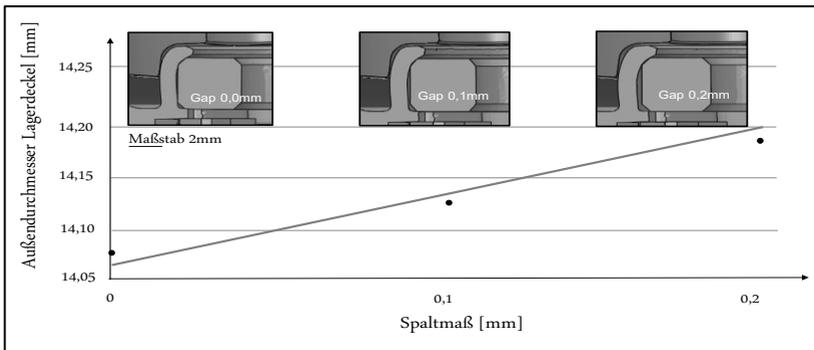


Abbildung 6-4: Einfluss der Spaltbreite Lagerdeckel-Lager auf den Außendurchmesser des Lagers

In der dritten Untersuchung wird die Auswirkung einer variierenden Stempelgeometrie auf das Fügeergebnis untersucht. Der Stempel wird hierfür parametrisch aufgebaut, sodass der innere Stempelradius R_{stemp} , der innere Stempeldurchmesser $D_{\text{stemp_Mid}}$ und die „Eintauchtiefe“ H_{stemp} variiert werden können (s. Abbildung 4-1). Der innere Stempeldurchmesser ergibt sich dabei aus dem Winkel (s. Abbildung 6-5). Ein reduzierter Winkel hat einen verkleinerten Innendurchmesser zur Folge. Die jeweiligen Faktoren werden in den nachstehenden Bereichen untersucht:

R_{stemp} : 0,8 mm – 3 mm; H_{stemp} : 0,8 mm – 3 mm; Winkel α : 35° - 85°

Wie bei den vorherigen Sensitivitätsanalysen ist die Axialkraft mit 2,5 kN, der Auslenkwinkel mit $\pm 6^\circ$ und die Prozesszeit mit 1,6 s konstant gehalten. Im Rahmen der Untersuchungen wurde die Axialkraft von üblicherweise

Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse

1,8 kN auf 2,5 kN erhöht, um eine Reduzierung der Simulationslaufzeit zu erreichen.

Abbildung 6-5 zeigt eine Auswahl an Stempelgeometrien aus der Sensitivitätsanalyse. Die Abbildungen zeigen den Zustand im letzten Berechnungsstep, in dem der Fügeprozess abgeschlossen ist, an. Die Pfeile rechts neben den Abbildungen geben einen Hinweis auf das Fügeergebnis der entsprechenden Fügeempelvariante. Die Designs Nr. 1 und Nr. 7 stellen sich als unbrauchbar heraus. Die Stempelgeometrien verformen die Lagerdeckel unzureichend, um einen formschlüssigen Festsitz des Lagers zu erreichen. Zufriedenstellende Ergebnisse liefern die Designs Nr. 23, Nr. 07-12-V4 und Nr. 16. Der Unterschied zwischen der Variante Nr. 23 und den anderen beiden besteht im Wesentlichen zwischen dem Winkel α und der Stempelhöhe H_{Stemp} .

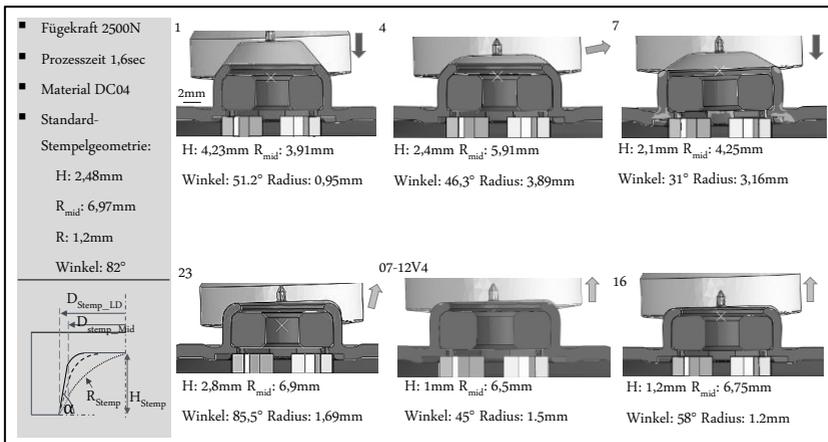


Abbildung 6-5: Gegenüberstellung verschiedener Stempelgeometrien aus Sensitivitätsberechnungen

Es wird deutlich, dass ein zu flacher Stempelwinkel (s. *Abbildung 6-5*) die Verformung des Lagerdeckels in radiale Richtung nahezu unterbindet. Die vorhandene Fügekraft wirkt fast ausschließlich in axiale Richtung und bewirkt in diesem Zuge eine Materialstauchung. Ein Winkel $<40^\circ$ ist dabei als

kritisch anzunehmen, unabhängig von den anderen Parametern. Ein Winkel $>45^\circ$ ruft eine gute Materialverformung in radialer Richtung hervor. Des Weiteren muss beachtet werden, dass die Stempelhöhe H_{stemp} nicht zu groß gewählt wird. Tritt der Lagerdeckelschaft nicht mit dem Radius des Stempels in Kontakt, bleibt die radiale Hauptumformzone, der Stempelradius, unwirksam (vgl. Design Nr. 1 und Nr. 4). Die Stempelherstellung von Design 07-12-V4 und 16 erfordert die geringste Materialbearbeitung zur Erstellung der Innenkontur.

6.2 Zusammenfassung der Sensitivitätsergebnisse

Die vorgestellten Ergebnisse weisen die Haupteinflussfaktoren auf die Verbindungsqualität, in Bezug auf die vorliegende Verbindungsaufgabe, aus. Zum einen führt eine Erhöhung der axialen Fügekraft proportional zu einer Erhöhung der Radialkraft, welche den Werkstoff des Lagerdeckels über das Sinterlager formt. Hierdurch wird der Formschluss generiert. Eine effektive Art die Radialkraft ebenfalls zu erhöhen, ohne die Gefahr einer axialen Materialstauchung zu bekommen, bietet die Vergrößerung des Auslenkwinkels α . Eine deutliche Verkleinerung dieses Winkels bewirkt hingegen keinen ausgeprägten Formschluss der Verbindung. Die Prozesszeit spielt bei den Prozessparametern eine untergeordnete Rolle. Diese wird aber in einer Serienanwendung oftmals nahe dem technisch möglichen Minimum liegen.

Die Geometrie des Lagerdeckels zeigt sich sehr robust gegenüber maßlichen Veränderungen. Diese Erkenntnis ist besonders dann hilfreich, wenn die Toleranzen aus herstellungs- oder kostentechnischer Sicht angepasst /aufgeweitet werden müssen. Dementsprechend begünstigt die Veränderung des Fasenwinkels oder der Lagerdeckelhöhe nicht signifikant die radiale Überdeckung des Lagers. Der Schwerpunkt bei den geometrischen Parametern liegt auf dem Spalt zwischen dem Lager und dem Lagerdeckel. Dieser darf nicht $\geq 0,1$ mm gewählt werden, da sonst ein Aufbauchen des

Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse

Lagerdeckels signifikant begünstigt wird. Die Aufbauchung des Lagerdeckels wird, bedingt durch einen weit unten ansetzenden Biegeradius auf Grund fehlender Lagerabstützung, hervorgerufen.

Ein zufriedenstellendes Ergebnis lässt sich in Bezug auf eine geringe Lagerdeckelaufbauchung und einer ausreichenden Lagerfixierung erreichen, wenn die Parameter Stempelwinkel, Stempeltiefe und Stempelradius in den nachfolgenden Bereichen liegen:

- Winkel: zwischen $<45^\circ$ und $>85^\circ$
- Stempeltiefe: 1,0mm - 3,0mm
- Stempelradius: 1,2mm - 1,7mm

In der Gegenüberstellung der anfänglichen realen Versuchsergebnisse und den Ergebnissen aus der Simulation, lässt sich eine signifikante Verbesserung des Formschlusses und somit auch der Verbindungsqualität bestätigen. In der Abbildung 6-6 ist ersichtlich welcher Fortschritt durch die Methodik erzielt wird. Die systematische Betrachtung von Einflussgrößen liefert eine Verbindung, wie sie im unteren Bildabschnitt dargestellt ist. Die Gegenüberstellung der realen Verbindung mit dem Ergebnis der Simulation zeigt den unmittelbaren Nutzen. Eine zeitaufwändige Parameterfindung, wie im oberen Bildabschnitt mit der Ungewissheit der Zielerreichung, wird vermieden.

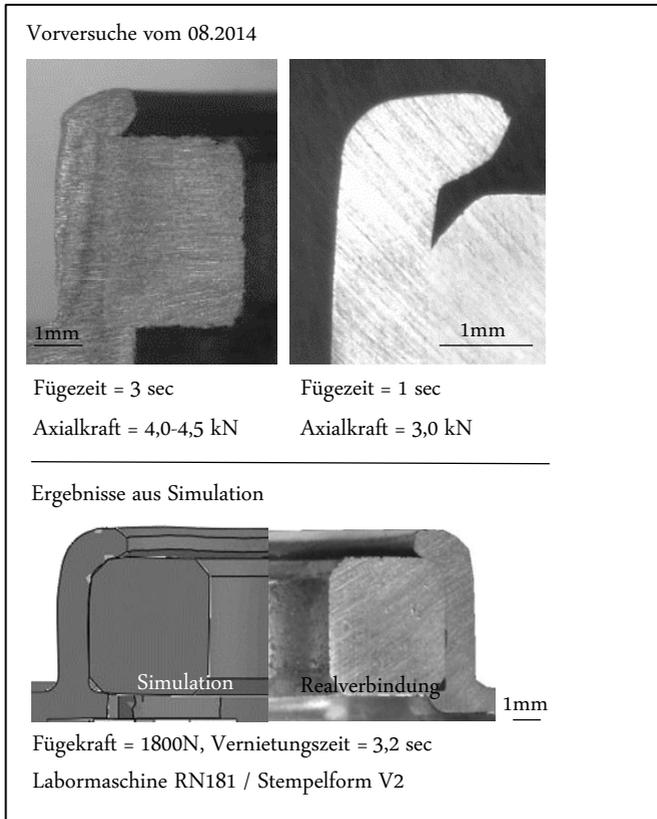


Abbildung 6-6: Vergleich der Ergebnisse aus realen Vorversuchen (oben) und den Ergebnissen aus der Simulation (unten)

Simulierte Chargenschwankungen, in Form von Fließkurven-erhöhung oder -erniedrigung des Materials DC04, zeigen sich unauffällig gegenüber den Prozessparametern. Das Verhältnis der Sensitivitäten der einzelnen Parameter zueinander ist unverändert.

6.3 Optimierung des Fügeprozesses

Unabhängig von den untersuchten Parametern zeigen Untersuchungen an Realbauteilen sowie die Ergebnisse der Simulationen, dass das innere Material des Lagerdeckelscheibendurchmessers auf Grund der Umformung nach oben fließt. Der Faserverlauf aus den Schlibfbildern der Realproben zeigen, dass der Faserverlauf eine Fließrichtung nach oben hin aufweist. Die Abbildung 6-7 zeigt die Gegenüberstellung eines Simulationsmodells mit dem realen Schlibfbild.

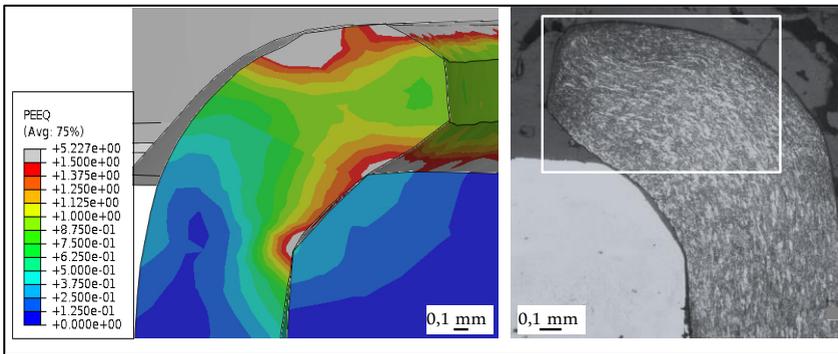


Abbildung 6-7: Vergleich Faserverlauf Simulation vs. Schlibfbild

Die punktierte Linie im linken Bild deutet den Verlauf an. Am oberen Rand des Lagerdeckels ist ein verdichteter Faserverlauf auf Grund des Kontaktes zwischen dem Stempel und dem Lagerdeckel erkennbar. Aus dem Zusammenhang lässt sich ableiten, dass der Lagerdeckel am innersten Durchmesser die Tendenz besitzt, sich nach oben zu verformen. Der beschriebene Effekt wirkt einem vollflächigen Anliegen des Lagerdeckels über den gesamten möglichen Kontaktbereich entgegen. In den folgenden Kapiteln soll mit Hilfe der Methodik eine Prozesserweiterung untersucht werden.

6.3.1 Durchführung der Prozessmodifikation

Aus den Überlegungen in Kapitel 6.2 lässt sich ableiten, dass ein deutlich gesteigerter Werkstofffluss des Lagerdeckelmaterials in radialer Richtung den Formschluss und nicht zuletzt die Verbindungsqualität steigern kann. Die vorangegangene Auswertung verdeutlicht, dass das Radialnieten in seiner hier betrachteten Form den radialen Werkstofffluss nur begrenzt sicherstellen kann.

Für die Prozessmodifikation soll die Simulation in ihren Randbedingungen bezüglich der eingesetzten Materialien, den vorherrschenden Bauteilgeometrien und –abmessungen sowie der Lagerung der Fügepartner und der Grundmaschine bestehen bleiben. Die Werkzeuggeometrie und die kinematische Bewegung des Werkzeuges werden modifiziert. In der Abbildung 6-8 ist das geänderte Werkzeug abgebildet.

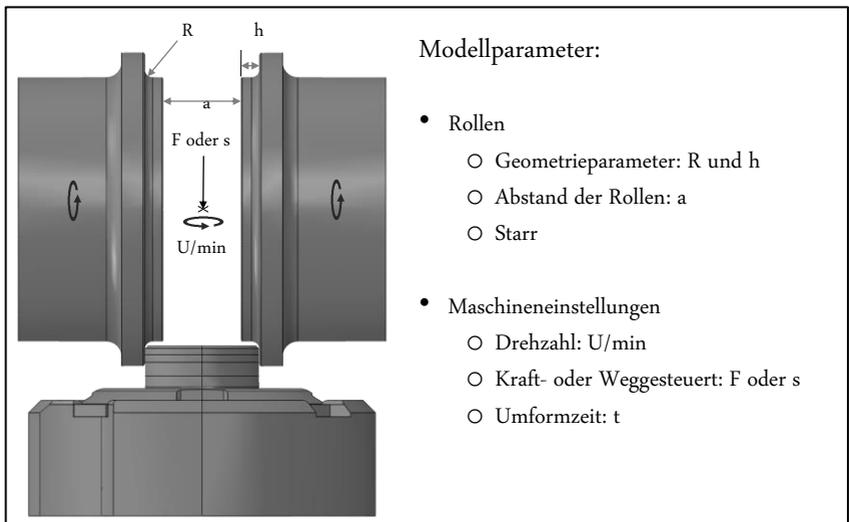


Abbildung 6-8: Aufbau der Prozessmodifikation "Rollieren"

Das neue Werkzeug besteht aus zwei sich frei drehenden Rollen. Auf dem Portal (*hier nicht abgebildet*) sind die Rollen gelagert, sodass eine Rotation um die Rollennachse ermöglicht wird. Für die Simulation werden die Rollen

reibungsfrei gelagert. Die Rollen werden in einem Abstand zueinander positioniert, die dem mittleren Lagerdeckeldurchmesser entsprechen. Die Rollen verfügen über einen Absatz, der mit Hilfe eines Übergangsradius R umgesetzt wird. Die Rollen bestehen aus demselben Material wie der Stempel beim Radialnieten. Dementsprechend werden die Rollen als Starrkörper modelliert.

Die kinematische Bewegung zeichnet sich durch eine Rotationsbewegung in Richtung der Maschinenhochachse aus. Die axiale Fügekraft bleibt vom Radialnieten erhalten.

Das Simulationsmodell wird mit der neuen Kinematik und dem neuen Werkzeug angepasst. Durch die systematische Methodik kann das Verfahren in der bekannten Art und Weise ausgewertet werden. Der Vergleich zum Radialnieten ist ohne eine Investition in reale Werkzeuge oder Maschinenkomponenten, möglich.

6.3.2 Auswertung der Prozessmodifikation

Parallel zum Radialnieten wird für das Rollieren, die Umformzeit über die Fügekraft/Umformkraft ausgewertet. Die Minimalzeit bezeichnet den frühesten Zeitpunkt, an dem zwischen Lagerdeckel und Lager ein gut ausgebildeter Formschluss beobachtet werden kann. Als Maximalzeit wird das Zeitinkrement definiert, das vor dem Inkrement liegt, zu dem sich das Material am Ende der Rolle, aufgrund der Axialkraft, beginnt hochzubiegen.

Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse

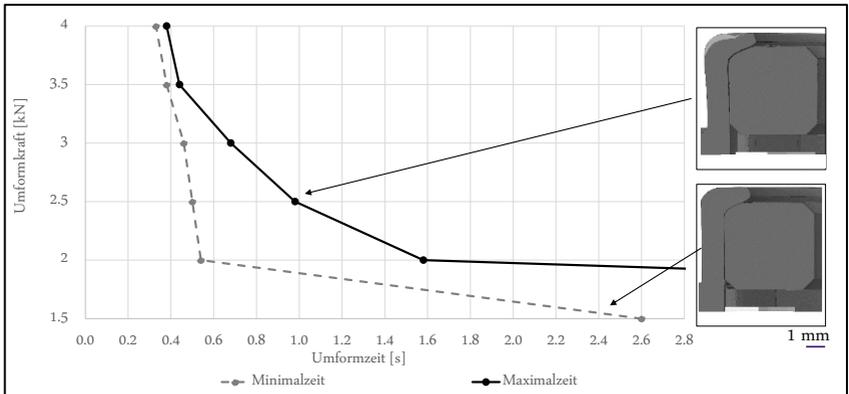


Abbildung 6-9: Ergebnisse aus Prozesssimulation Rollieren: Min/max. Umformzeit in Abhängigkeit von der Fügekraft für das Rollieren

Vor der Betrachtung des Einflusses der verschiedenen Parameter aus Abbildung 6-8, wird die Veränderung der Lagerdeckelhöhe h_{ges} und des Scheibendurchmessers des Lagerdeckels $D_{Scheibe}$ über die Prozesslaufzeit ausgewertet. Die maßliche Veränderung über die Umformzeit ist in der Abbildung 6-9 abgebildet. Die Fügekraft ist in den Versuchen mit 3 kN konstant gehalten.

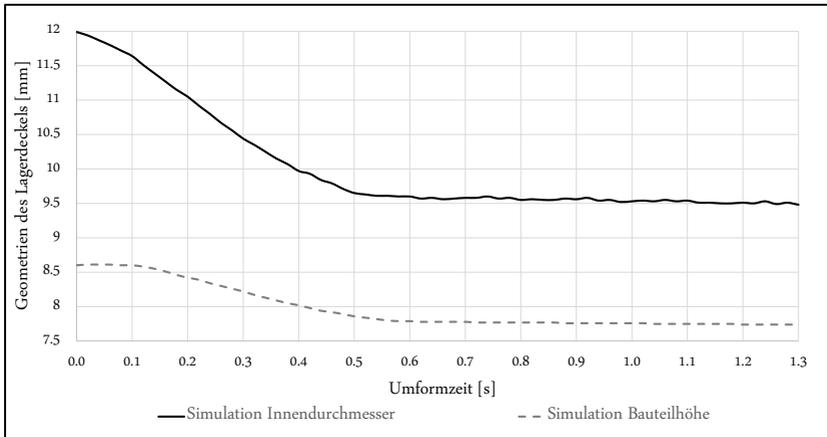


Abbildung 6-10: Auswertung der Lagerdeckelgeometrie (Gesamthöhe und Scheibendurchmesser) über die Umformzeit bei konstanter Fügekraft

Die Gesamthöhe des Lagerdeckels, bezogen auf den unverformten Zustand, nimmt um maximal 0,95 mm ab. Mit der konstanten Fügekraft von 3 kN findet eine Höhenreduzierung innerhalb von 0,5 s statt. Gleichmaßen verhält es sich mit dem Scheibendurchmesser des Lagerdeckels. Dieser wird bis zu einer Umformzeit von 0,5 s von 12 mm auf 9,5 mm reduziert. Eine weitere Abnahme ist nach dieser Zeit nicht erkennbar. Das plastische Umformvermögen des Werkstoffes ist ausgeschöpft. Eine Prozesszeit über 0,5 s hat demnach keine Auswirkungen mehr auf die geometrischen Größen des Lagerdeckels.

Der obere Scheibendurchmesser des Lagerdeckels gewährleistet im späteren Betrieb den Formschluss zum Sinterlager und somit den sicheren Betrieb des Bauteiles. Die Auswertung der Sensitivitätsanalyse zeigt, dass dieser Parameter sich signifikant bei der Variation der Parameter aus der Abbildung 6-8 verhält. Die weiteren Größen am gefügten Bauteil aus der Abbildung 4-1 zeigen keine signifikanten Veränderungen. Sie sind demnach robust gegenüber Prozessparametern und Werkzeuggeometrien. Diese Erkenntnis deckt sich mit den Ergebnissen des Radialnietens.

Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse

In der Abbildung 6-11 ist der Parameter h hinterlegt. Dieser bestimmt die Höhe des zweiten, im Durchmesser reduzierten, Abschnittes. Über die Variation des Parameters kann der Werkstofffluss bis zu einem gewissen Maße beeinflusst werden. Das Material fließt, solange die Radialkraft ausreichend groß ist, entlang dieses Abschnittes. Ist der Absatz zu kurz gewählt, kann das Material sich am Ende der Rolle nach oben biegen.

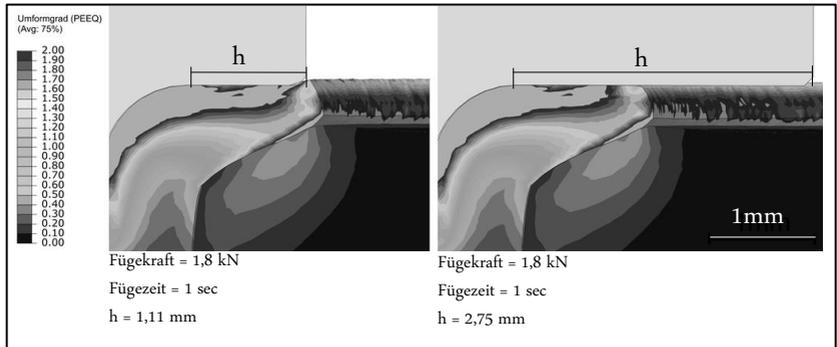


Abbildung 6-11: Darstellung des Einflusses der Rollenlänge h in Abhängigkeit der Lagerdeckelverformung

Durch die Vergrößerung des Parameters wird eine Biegung in axialer Richtung nach oben verhindert.

Die weiteren Parameter Rollenabstand a , Rollenradius R und die Rotationsgeschwindigkeit werden bei einem konstanten Parameter $h = 2 \text{ mm}$ ermittelt. Der Abbildung 6-12 ist deutlich zu entnehmen, dass der Rollenradius einen Effekt auf den Scheibendurchmesser aufweist. Mit zunehmendem Radius verringert sich der obere Lagerdeckeldurchmesser. In dem Versuchsraum nimmt der Durchmesser um $0,88 \text{ mm}$ ab. Der Achsabstand a beeinflusst ebenfalls die Ausprägung des Durchmessers. Je größer der Achsabstand wird, umso größer bleibt das Maß des Durchmessers. In diesem Fall bedeutet das, dass wenn der Durchmesser sich um einen Betrag von $0,71 \text{ mm}$ vergrößert, der Abstand a von $9,6 \text{ mm}$ auf $11,0 \text{ mm}$ erhöht wird. Die Drehzahl spielt eine untergeordnete Rolle.

Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse

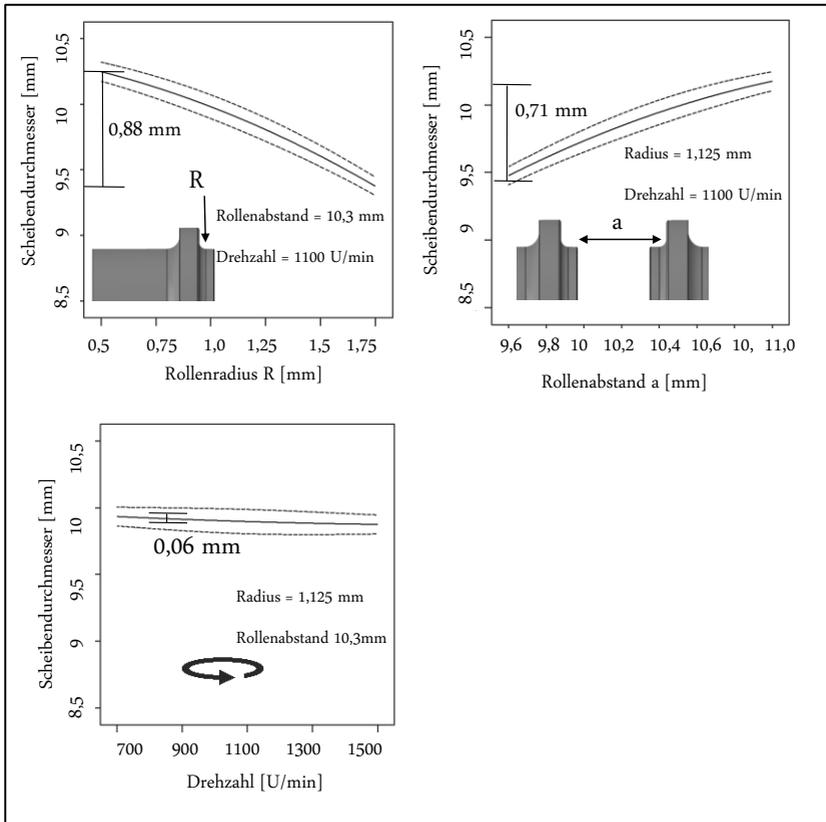


Abbildung 6-12: Auswertung der Parameter Rollenradius, Rollenabstand und Drehzahl beim Rollieren in Bezug zum Scheibendurchmesser am Lagerdeckel

Es ist ersichtlich, dass auch bei einem sehr kleinen Radius von 0,5 mm eine radiale Umlenkung des Werkstoffes erfolgt. Je größer der Radius ausgeführt wird, desto früher trifft das Material mit den Rollen in Kontakt und wird dem Radius entsprechend in eine radiale Bewegungsrichtung gelenkt. Umgekehrt verhält es sich bei kleiner werdendem Radius.

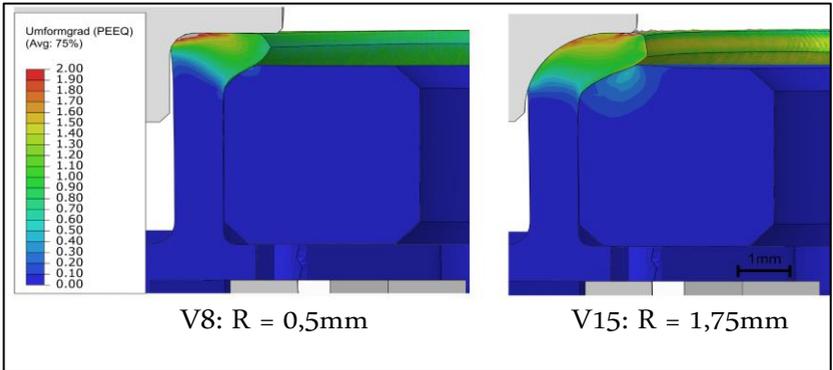


Abbildung 6-13: Visualisierung des Werkstoffflusses in Abhängigkeit unterschiedlicher Rollenradien: links R=0,5mm, rechts R=1,75mm

Wird der Abstand a über das Durchmessermaß der Lagerdeckelaußendurchmesser D_{LD} erhöht, so kann der Werkstoff radial sowohl in positiver als auch negativer Wirkung ausweichen. Dieses wird unmittelbar im Scheibendurchmesser sichtbar. Die Abbildung 6-14 verdeutlicht diesen Zusammenhang. Hinzukommend kann die äußere Lagerflankegeometrie durch den deformierten Lagerdeckel beeinflusst werden.

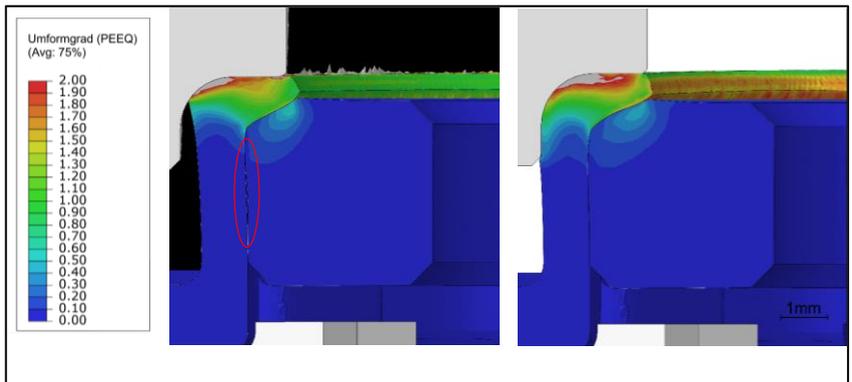


Abbildung 6-14: Visualisierung des Werkstoffflusses in Abhängigkeit unterschiedlicher Rollenachsabstände: links $a=10,3$ mm, rechts $a=9,5$ mm

Aus den Untersuchungen lassen sich die Parameter ableiten, die zu einer formschlüssigen Verbindung eingestellt werden müssen. Es gilt:

Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse

- Drehzahl: $U = 1100 \text{ U/min}$
- Achsabstand $a = 9,6 \text{ mm}$
- Rollenradius $R = 1,08 \text{ mm}$

Werden die beiden Verfahren miteinander verglichen, so zeigt sich, dass beide mechanischen Verfahren prinzipiell geeignet sind, das Lager formschlüssig mit dem Lagerdeckel zu verbinden. Beim Radialnieten ist der radiale Werkstofffluss jedoch begrenzt. Aufgrund der kinematischen Bewegung des Stempels reicht die Umlenkung des Werkstoffflusses nicht aus, um eine vollflächige Anlage des überstehenden Lagerdeckels an der Stirnseite des Lagers zu erzeugen. Hinzukommend liegt die kürzeste Umformzeit von 0,8 s über den 0,5 s beim Rollieren.

7 Zusammenfassung

Bedingt durch die sich immer weiter verkürzenden Entwicklungs- und Projektzeiten, ist es das Ziel dieser Arbeit einen Beitrag zur virtuellen Beurteilung der Fügemöglichkeit von mechanischen Fügeprozessen in der Prozessentwicklung zu liefern. Hiermit soll eine zuverlässige Aussage über die Prozesseignung getroffen werden oder bei Bedarf mögliche Alternativen bewerten werden können. Unter der Berücksichtigung von Kosten- und Zeitaufwendungen, ist die Prozesseignung mit Hilfe der Methodik vor der Anschaffung von Versuchsanlagen und Versuchsmustern festzustellen.

Den obigen Herausforderungen zu Grunde liegend, wurde in dieser Arbeit ein mechanischer Fügeprozess untersucht und simulativ nachgebildet. Das Radialnieten bietet durch die Art der Kraftaufbringung und die Diversität der Fügewerkzeuge die Möglichkeit, flexibel und in einem breiten Einsatzspektrum eingesetzt zu werden. Für den hier vorliegenden Fall wurde die Arbeitsweise des Radialnietens mit allen Randbedingungen systematisch über den Stand der Technik hinaus analysiert. In einem eigens entwickelten Reibwertversuch wurden verschiedene Parameter untersucht und ausgewertet. Der daraus ersichtliche signifikante Parameter, die Umformzeit, wurde, mittels eines im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Reibgesetzes über die Prozesszeit, in das Simulationsmodell hinterlegt. Der Herausforderung, das Materialverhalten des vorverformten Lagerdeckelwerkstoffes in geeigneter Weise in der Simulation zu hinterlegen, wurde mittels vorgereckten Flachzugproben begegnet. Die vorgereckten Flachzugproben ermöglichten eine Werkstoffcharakterisierung, die dem vorverfestigten Material äquivalent sind. Das Lager aus Sintermetall wurde entsprechend nach den Vorgaben des Schichtstauchversuches charakterisiert. Mittels eines Mehrkomponentenkraftaufnehmers wurde die Erkenntnis gesammelt, dass die Prozesskraft, entgegen der Standard-Prozessüberwachung, nicht konstant ist. Je nach Stempelstellung und verwendetem Fügebauteil, alterniert die Prozesskraft zwischen dem Auslenkwin-

Zusammenfassung

kel 0° und dem vorherrschenden Maximalwinkel. Es kommt in dem vorliegenden Fall zu einer Realkrafterhöhung um bis zu 20% je nach Stempelstellung.

Die Zusammenführung der analytischen Bewegungsgleichung und der Ergebnisse experimenteller Untersuchungen, ermöglicht die genaue Abbildung der kinematischen Realbewegung.

Durch die Validierung des Simulationsmodells erfolgte eine Absicherung des zu untersuchenden Parameterraums. Die untersuchten Zielgrößen in den Simulationsergebnissen weisen im Vergleich zu den Realergebnissen eine maximale Abweichung auf, die kleiner als 5 % ist. Für die im Anschluss durchgeführten Sensitivitätsanalysen wurde das CAD-Modell parametrisch aufgebaut. Eine skriptbasierte Modellerstellung und Sensitivitätsauswertung ermöglicht eine automatisierte und systematisch variierende Modellerstellung. Die Variation von Prozess-, Geometrie- und Werkzeugparametern geben Aufschluss über die vorherrschenden Wirkzusammenhänge. Den signifikantesten Einfluss auf die Prozesszeit und -kraft haben demnach die Prozessparameter „Auslenkwinkel“ und „Prozesskraft“. Auch die Werkzeuggeometrie mit einem mittleren Stempelradius von $R_{\text{stemp}} = 1,1 \text{ mm}$ bis $1,7 \text{ mm}$ in Kombination mit einer geringen inneren Stempeltiefe, zeigen ein gutes Verformungsergebnis. Die radiale Lagerdeckelumformung wird ohne eine zu signifikante Lagerbelastung durchgeführt. Die Veränderung von geometrischen Größen wie Fasenwinkel und -breite, Spaltbreite und Lagerdeckelhöhe an den zu fügenden Bauteilen weist einen vergleichbar geringen Effekt auf die Zielgrößen auf.

Ableitend aus den Ergebnissen des Radialnietens wurde eine Prozessmodifizierung untersucht. Diese hat das Ziel, den radialen Werkstofffluss des Lagerdeckels weiter zu erhöhen und somit die formschlüssige Verbindung der Fügepartner zu verbessern. Durch die generelle Übertragung der zuvor bestimmten Randbedingungen, ist der Prozess auf gleiche Weise auszuwerten. Der Werkzeugstempel wird hierfür durch ein Rollenpaar ersetzt. Der Bewegungsablauf wird von einer hypotrochoiden Form in eine rotatorische Bewegung abgeändert. Es zeigt sich eine Verbesserung des

Werkstoffflusses. Die Parameter Rollenradius, Achsabstand und Rollenhöhe weisen eine Sensitivität gegenüber der Verbindungsausprägung auf. Für die Prozessmodifizierung ist als Ergebnis eine geeignete Parameterkonstellation für spätere Realversuche angegeben.

Abschließend ist festzuhalten, dass mit Hilfe der Simulation des Fügeprozesses auftretende Herausforderungen zu Beginn der Entwicklung identifiziert werden können. Abstellmaßnahmen respektive der Einfluss von Veränderungen auf das Ergebnis werden unmittelbar einschätzbar. Auch die zeit- und kostenintensive Anschaffung von realen Musterteilen entfällt. Extremkonstellationen sind durch die Simulation sichtbar und einschätzbar. Die Methodik verkürzt die Prozessentwicklungsdauer. Eine Bewertung des Fügeprozesses kann vor den Realversuchen vorgenommen werden, was einen weiteren deutlichen Zeit- und Kostenvorteil darstellt. Die durchgeführte Prozessmodifikation bietet die Möglichkeit des direkten Vergleichs der Ergebnisse. Eine Verbesserung des Formschlusses wurde hierdurch in einer signifikant reduzierten Prozessentwicklungszeit erreicht.

Bei allen mechanischen Fügeprozessen, die mittels der Finite-Elemente-Methode abgebildet werden, kann diese Vorgehensweise Anwendung finden. Hierfür sollte die Methodik dahingehend erweitert werden, dass Randbedingungen wie Verschleiß, Klebstoffverwendung und die Berücksichtigung von thermischen Einflüssen eine Berücksichtigung finden. Diese können als weitere „Module“ in den Abschnitt *Analyse der vorherrschenden Randbedingungen* in geeigneter Weise implementiert werden.

Die Methodik erlaubt es von einer teilautomatisierten Anwendung, hin zu einem höheren Automatisierungsgrad weiterentwickelt zu werden. Für die Zukunft ist es denkbar über eine Eingabemaske die Randbedingungen und zu untersuchenden Parameter festzulegen. Hierfür ist die Verknüpfung eingegebener Materialparameter mit einer entsprechenden Datenbank über enthaltende Fließkurven notwendig. Die Fließkurven in Abhängigkeit der verwendeten Materialien und Umformungszuständen sind da-

Zusammenfassung

bei vorab zu ermitteln. Der gesamte weitere Ablauf wird von den hinterlegten Programmen vollautomatisiert durchgeführt und im Anschluss ausgewertet. Die Benutzer- und Anwenderfreundlichkeit wird so zusätzlich erhöht und einem vergrößerten Personenkreis zugänglich gemacht.

8 Literatur

- [1] Zillmann B., Halle T., Meyer L.W., Lampke T., Experimentelle Bestimmung und Modellierung von Fließortkurven an Blechwerkstoffen unter Berücksichtigung des dritten Quadranten und der Dehnrate. DGM-Tagung "Werkstoffprüfung". Neu-Ulm; 2010.

- [2] Baiker M., Helm D., Modellierung und Simulation des Tiefziehverhaltens einphasiger Stähle am Beispiel von DC04. In: Schulze V., Rüdigger P., Nestler B., Pabst R. Prozessketten in der Fertigung: Wechselwirkung, Modellbildung und Bewertung von Prozesszonen // Graduiertenkolleg 1483 - Prozessketten in der Fertigung: Wechselwirkung, Modellbildung und Bewertung von Prozesszonen. Begleitband zur 1. jährlichen Klausurtagung S.21–25. Aachen: Shaker; 2010.

- [3] BalTec Maschinenbau AG. Betriebsanleitung. Process-Controller HPP25. Pfäffikon; 2015.

- [4] BalTec Maschinenbau AG. Betriebsanleitung Radialnietmaschine 181. ohne Process-Controller HPP25. Pfäffikon; 2015.

- [5] BalTec Maschinenbau AG. Betriebsanleitung für Process-Controller HPP-25 mit externem Frequenzumrichter, 1. Aufl. Pfäffikon; 2016.

- [6] BalTec Maschinenbau AG. Einweisung Radialniettechnik. Pfäffikon; 2016.

- [7] BalTec Maschinenbau AG. Radial Niettechnik.
<http://www.baltec.com/de/niettechnik/radial-niettechnik.html>. Pfäffikon; 2016.

- [8] Baouni, Mohammedd S. H. al-. Untersuchung des Einflusses unterschiedlicher Prozessbedingungen auf die Reibung bei Umformprozessen., Aachen: Shaker; 2009.

Literatur

- [9] Barton G., Finite-Elemente Modellierung des hydrostatischen Strangpressens von Magnesiumlegierungen. Dissertation, Aachen; 2009.
- [10] Schlecht B., Maschinenelemente - Tabellen und Formelsammlung. Band 3. München: Pearson Studium; 2011.
- [11] Birkert A., Haage S., Straub M., Umformtechnische Herstellung komplexer Karosserieteile. Auslegung von Ziehanlagen. Dordrecht: Springer; 2013.
- [12] Heilmann S., Mathiszik C., Mery M., Müller J., Zschetzsche J., Ihlenfeldt S., Füssel U., Numerical simulation strategies and test setup for resistance spot welding process with motion overlay. Welding in the World 61, S. 35-46; Springer; 2016.
- [13] Menne F.F., Automatisierte Variantenreduzierung durch virtuelle Verbindungsauslegung beim Halbhohlstanzen, Aachen: Shaker; 2018.
- [14] Bowden F. P., Tabor D., Reibung und Schmierung fester Körper. Cambridge: Springer; 1959.
- [15] Czichos H., Habig K.-H., Tribologie-Handbuch. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden; 2015.
- [16] Dassault System Simulia. Abaqus. Analysis: Dassault System; 2014.
- [17] Dassault System Simulia. Abaqus. Theory: Dassault System; 2014.
- [18] Deutsche BP AG- Geschäftsbereich Schmierstoffe. Datenblatt Energrease LS 2
- [19] DIN 6892-1. Metallische Werkstoffe- Zugversuch - Teil 1. Berlin: Beuth; 2009.

Literatur

- [20] Dietrich H., Mechanische Werkstoffprüfung. Grundlagen, Prüfmetho-
den, Anwendungen. Ehningen bei Böblingen: expert-Verl.; 1989.
- [21] DIN 30910-3. Sintermetalle für Lager und Formteile mit Gleiteigen-
schaften. Berlin: Beuth; 2004-11.
- [22] DIN 50114. Prüfung metallischer Werkstoffe Zugversuch ohne
Feindehnungsmessung an Blechen, Bänder oder Streifen mit einer
Dicke unter 3 mm. Berlin: Beuth; 1981.
- [23] DIN 8593. Deutsche Normen. Teil 1 ; Zusammensetzen ; Einordnung,
Unterteilung, Begriffe. Berlin: Beuth; 1985.
- [24] DIN 8593. Deutsche Normen. Teil 5 ; Fügen durch Umformen ; Ein-
ordnung, Unterteilung, Begriffe. Berlin: Beuth; 1985.
- [25] Wittke K., Füssel U., Kombinierte Fügeverbindungen, 1. Aufl. Berlin:
Springer; 1996.
- [26] DIN EN 10152. Elektrolytisch verzinkte kaltgewalzte Flacherzeug-
nisse aus Stahl zum Kaltumformen. Berlin: Beuth; 2003.
- [27] DIN8582. Fertigungsverfahren Umformen; 01.040.25; 25.020;
25.120.01. Berlin: Beuth; 2003.
- [28] Doege E., Behrens B.-A., Handbuch Umformtechnik. Grundlagen,
Technologien, Maschinen, 2. Aufl. s.l. Hannover: Springer-Verlag;
2010.
- [29] Plonski K., Modulare Baukastensysteme. Hamburg; 29.09.2003.
- [30] Wember T., Technische Statistik und Versuchsplanung. Einführung
in statistische Methoden mit Anwendungsschwerpunkt in der Ana-
lyse technischer Daten für Techniker, Ingenieure und Naturwissen-
schaftler, 9. Aufl.; 2015.

- [31] Drossel W.-G., Israel M., Falk T., Robustheitsbewertung und Werkzeugoptimierung beim Umformfügen. Vortrag, 11. Weimarer Optimierung- und Stochastiktage 2013, Konferenz für CAE-basierte parametrische Optimierung, stochastische Analyse und Robust Design Optimierung (RDO). Weimar; 2013.
- [32] Dynardo Dynamic software & engineering. Robuste Design Optimierung. <https://www.dynardo.de/software/optislang.html>. 2017.
- [33] Dynardo GmbH. OptiSlang. Methods for multi-disciplinary optimization and robustness analysis. Weimar: Dynardo GmbH; 2014.
- [34] Klocke F., König W., Fertigungsverfahren Umformen, 5. Aufl. Berlin, Heidelberg, New York: Springer; 2006.
- [35] Fechter T. A., Jaich H., Fertigungsverfahren – geometrisch bestimmte Werkstücke herstellen. In: Skolaut W. Maschinenbau, Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg; 2014, 977–1074.
- [36] Friedrich K., Vorrichtung zum Formen von Schließköpfen an Nieten durch Pressen. 27.07.1966. Deutsche Patentschrift DE 1 552 838 U, Deutschland, Unterer Wasen 6 73630 Remshalden
- [37] Klocke F., Fertigungsverfahren 4. Umformen, 6. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg Verlag; 2017.
- [38] Gebhardt C., Praxisbuch FEM mit ANSYS Workbench. Einführung in die lineare und nichtlineare Mechanik, 2. Aufl. München: Hanser; 2014.
- [39] Glatzel., Metalle 2. Vorlesungsskript, Universität Bayreuth; 2017.
- [40] Krause H. E. C., Kontaktflächentemperatur bei technisch trockener Reibung und deren Messung. VDI-Z 118. VDI Verl.; 1976.

- [41] Hauer F., Die elasto-plastische Einglättung rauher Oberflächen und ihr Einfluss auf die Reibung in der Umformtechnik. Dissertation, Erlangen, 2014.

- [42] Heckmann L., Systematische Analyse der Schneidkantenarchitektur mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode. Kassel: Kassel Univ. Press; 2010.

- [43] Heckmann L., Systematische Analyse der Schneidkantenarchitektur mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode. Kassel: Kassel Univ. Press; 2010.

- [44] Hornbogen E., Warlimont H., Metalle. Struktur und Eigenschaften der Metalle und Legierungen, 6. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg; 2016.

- [45] IFE Deutschland. Die Vorteile der Simulation nach der Finite-Elemente-Methode (FEM). Erwachsener Bruder des Versuchs. Mechatronik. 2013; 2013: 54–55.

- [46] Baumgarten J., Prozesssimulation verbessert die Entwicklung von Erntemaschinen. Landtechnik. 2001; 2001: 440–442

- [47] Jäkel V., Einteilung einer eben bewegten Ebene in Felder mit qualitativ gleichen Koppelpunktbahnen unter besonderer Berücksichtigung der Übergangskurve. Düsseldorf: VDI-Verl.; 2000.

- [48] Kleppmann W., Taschenbuch Versuchsplanung. Produkte und Prozesse optimieren, 4. Aufl. München [u.a.]: Hanser; 2006.

- [49] Lange K., Umformtechnik. Band 3: Blechbearbeitung, 2. Aufl. Berlin: Springer; 1990.

- [50] Lunau S., Design for Six Sigma+Lean Toolset. Innovationen erfolgreich realisieren, 2. Aufl. Wiesbaden: Springer Gabler; 2013.

- [51] Merklein M. A. K., A Method for the layer compression test considering the anisotropic material behavior. Berlin: Springer-Verlag; Erlangen; 2009.
- [52] Matek W., Roloff H., Wittel H. Maschinenelemente - Normung, Berechnung, Gestaltung. [Lehrbuch]. Mit ... 76 vollständig durchgerechneten Beispielen und einem Tabellenbuch, 20. Aufl. Braunschweig [u.a.]: Vieweg; 2011.
- [53] ME Meßsysteme GmbH. K6D80. ME Meßsysteme GmbH; Henningsdorf: 2016.
- [54] ME-Meßsysteme GmbH. Kalibrierschein. <https://www.me-systeme.de/de>
- [55] Möller U. J., Boor U., Schmierstoffe im Betrieb. Düsseldorf: VDI-Verl.; 1987.
- [56] Neumaier T., Zur Optimierung der Verfahrensauswahl von Kalt-, Halbwarm- und Warmmassivumformverfahren. Düsseldorf: VDI-Verl.; 2003.
- [57] Rabinowicz E., Friction and wear of materials, 2. Aufl.: John Wiley & Sons; 1995.
- [58] Reckling K.-A., Plastizitätstheorie und ihre Anwendung auf Festigkeitsprobleme. Berlin, Heidelberg: Springer; 1967.
- [59] Robert Bosch GmbH. Qualitätsmanagement in der Bosch-Gruppe Heft 10. Fähigkeit von Mess- und Prüfprozessen. Stuttgart; 2010.
- [60] Roll K., Simulation in der Blechumformung - Neue Anforderungen und Tendenzen. In: Institut für Werkzeugmaschinen und Steuerungstechnik. Simulation von Umformprozessen unter Einbeziehung der Maschinen und Werkzeugeinflüsse 7–20, Dresden; 2007.

Literatur

- [61] Rust W., Nichtlineare Finite-Elemente-Berechnungen. Kontakt, Kinematik, Material, 3. Aufl. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden GmbH; Springer Vieweg; 2016.
- [62] Salm T.C., (HESA GmbH). Radialnieten erweitert Einsatzgrenzen der Fügetechnik. Rosettenbahn verleiht dem Nieten Flügel.
<http://www.industrieanzeiger.de/home/-/article/12503/28979183/>
- [63] Shaw M. C., The role of friction in deformation processing. WEAR-Journal, 6 Auflage, S. 140-158. Pittsburgh; 1963.
- [64] Siebertz K., van Bebber D. T., Hochkirchen T., Statistische Versuchsplanung. Design of Experiments (DOE), 1. Aufl. Heidelberg, Dordrecht [u.a.]: Springer; 2010.
- [65] Siegert K., Blechumformung. Verfahren, Werkzeuge und Maschinen. Berlin: Springer Vieweg; 2015.
- [66] Stamm W., Modellierung und Simulation von Mehrkörpersystemen mit flächigen Reibkontakten. Karlsruhe: KIT Scientific Publ; 2011.
- [67] Steinhoff F., Pointner T. FAQ - Lean Management. 100 Fragen - 100 Antworten, 1. Aufl. Düsseldorf: symposion; 2016.
- [68] Stüwe H. P., Mechanische Anisotropie. Vienna: Springer Vienna; 1974.
- [69] voestalpine Stahl GmbH. Kaltgewalztes Stahlband - Technische Lieferbedingungen; 2012.
- [70] Wember T., Technische Statistik und statistische Versuchsplanung. Einführung in statistische Methoden mit Anwendungsschwerpunkt in der Analyse technischer Daten für Techniker, Ingenieure und Naturwissenschaftler, 9. Aufl.; 2015.

Literatur

- [71] Yin Q., Verfestigungs- und Schädigungsverhalten von Blechwerkstoffen im ebenen Torsionsversuch. Aachen: Shaker; 2014.
- [72] DIN EN 10130. Kaltgewalzte Flacherzeugnisse aus weichen Stählen zum Kaltumformen. Technische Lieferbedingungen (enthält Änderung A1:1998) ; DIN EN 10130 ; Ersatz für Ausgabe 1991-10. Berlin: Beuth; 1999.
- [73] Bosch GmbH. Zeichnung Lagerdeckel 3 130 518 001. Bühl; 2016.
- [74] Böhler Edelstahl. Datenblatt S390 Microclean: 2-4. 2017.
<http://www.boehler-edelstahl.com/media/productdb/downloads/S390DE.pdf>