
Tiefziehen mit kardanischem Niederhalter

Zur Erlangung des akademischen Grades Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)
Genehmigte Dissertation von Alexander Stefan Breunig, M.Sc.
Tag der Einreichung: 15.08.2024, Tag der Prüfung: 03.12.2024

1. Gutachten: Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirtsch.-Ing. Peter Groche
2. Gutachten: Prof. Dr. Yannis P. Korkolis
Darmstadt, Technische Universität Darmstadt



TECHNISCHE
UNIVERSITÄT
DARMSTADT

Fachbereich
Maschinenbau
Institut für
Produktionstechnik und
Umformmaschinen

Tiefziehen mit kardanischem Niederhalter

Genehmigte Dissertation von Alexander Stefan Breunig, M.Sc.

Tag der Einreichung: 15.08.2024

Tag der Prüfung: 03.12.2024

Darmstadt, Technische Universität Darmstadt

Bitte zitieren Sie dieses Dokument als:

URN: urn:nbn:de:tuda-tuprints-288454

URL: <http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/28845>

Jahr der Veröffentlichung auf TUpriints: 2024

Dieses Dokument wird bereitgestellt von tuprints,

E-Publishing-Service der TU Darmstadt

<http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de>

tuprints@ulb.tu-darmstadt.de

Die Veröffentlichung steht unter folgender Creative Commons Lizenz:

Namensnennung 4.0 International

<https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>

Erklärungen laut Promotionsordnung

§ 8 Abs. 1 lit. c PromO

Ich versichere hiermit, dass die elektronische Version meiner Dissertation mit der schriftlichen Version übereinstimmt.

§ 8 Abs. 1 lit. d PromO

Ich versichere hiermit, dass zu einem vorherigen Zeitpunkt noch keine Promotion versucht wurde. In diesem Fall sind nähere Angaben über Zeitpunkt, Hochschule, Dissertationsthema und Ergebnis dieses Versuchs mitzuteilen.

§ 9 Abs. 1 PromO

Ich versichere hiermit, dass die vorliegende Dissertation selbstständig und nur unter Verwendung der angegebenen Quellen verfasst wurde.

§ 9 Abs. 2 PromO

Die Arbeit hat bisher noch nicht zu Prüfungszwecken gedient.

Darmstadt, 15.08.2024

A. Breunig

Vorwort und Danksagung

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirtsch.-Ing. Peter Groche für die Betreuung dieser Arbeit und die Schaffung optimaler Rahmenbedingungen, für die Durchführung der zugehörigen Forschungsarbeiten. Herrn Prof. Yannis P. Korkolis danke ich herzlich für die Durchsicht der Arbeit und die Übernahme des Korreferats.

Die wesentlichen Erkenntnisse dieser Arbeit entstanden im Rahmen des von der Deutschen Forschungsgemeinschaft geförderten Projektes „*Nächste Generation von Tiefziehprozessen durch Nutzung smarter Beobachter, geschlossener Regelkreise und einer 3D-Servo-Pressen*“ (Projektnummer 386415239), für dessen Förderung ich der DFG danke. Durch die Zusammenarbeit der DFG mit der amerikanischen National Science Foundation bekam ich die einmalige Möglichkeit, das Projekt im Verbund mit zwei US-amerikanischen Universitäten zu bearbeiten. Für die anregenden Diskussionen und erfolgreiche Zusammenarbeit möchte ich mich bei Prof. Brad Kinsey und Prof. Jinjin Ha (beide University of New Hampshire) sowie Prof. Yannis P. Korkolis (ehemals The Ohio State University) bedanken.

Zudem möchte ich mich bei den Studierenden bedanken, die zu dieser Arbeit beigetragen haben. Mein Dank gilt weiterhin dem Kollegium des PtU, den Mitarbeitenden in der mechanischen Werkstatt und im Versuchsfeld sowie der Buchhaltung, des Sekretariats und der IT-Abteilung.

Für die fachliche Diskussion vor und während der Erstellung dieser Arbeit danke ich Simon Biffar, Thiemo Germann, Dr. Dirk Molitor und Dr. Maximilian Knoll.

Nicht zuletzt gilt meine tiefste Dankbarkeit meiner Frau, meiner Familie und meinen Freunden für die bedingungslose Unterstützung in den vergangenen Jahren.

Darmstadt, im Dezember 2024

Alexander Breunig

Zusammenfassung

Schwankungen in den Materialeigenschaften sowie weiteren Einflussfaktoren führen zu einer signifikanten Erhöhung der Ausschussrate beim Tiefziehen. In der Automobilindustrie führt die Verwendung komplexer Bauteile und höherfester Materialien zu einer Verringerung der Prozessfenster und mehr Ausschuss. Um dem entgegenzuwirken, wurde werkzeuggesteuerte Sensorik und Aktorik zur Regelung des Tiefziehprozesses entwickelt. Die Entwicklung dieser „intelligenten Werkzeuge“ ist jedoch aufwendig und fand wenig praktische Anwendung. Diese Arbeit untersucht, ob durch die zusätzlichen Freiheitsgrade einer 3D-Servo-Pressen ein geregelter Tiefziehprozess ermöglicht werden kann, um einen Wechsel zu „intelligenten Umformmaschinen“ zu ermöglichen.

Dazu wird ein neuartiger, kardanisch gelagerter Niederhalter entwickelt, der die Anforderungen einer 3D-Servo-Pressen berücksichtigt. Dieser erreicht gleichmäßige Druckverteilungen auf dem Flansch, was zu höheren Ziehtiefen und weniger Ausschuss führt. Die Effekte zeigen sich bei rotationssymmetrischen und nicht-rotationssymmetrischen Bauteilen. Da die Untersuchungen zunächst ohne Stößelverkipfung erfolgten, ergibt sich eine grundsätzliche Übertragbarkeit auf konventionelle Pressen.

Die Analyse der Stößelverkipfung der 3D-Servo-Pressen als Stellgröße zeigt, dass eine gezielte Beeinflussung der Spannungsverteilung möglich ist. Dies erlaubt eine In-Hub-Regelung des Tiefziehprozesses durch die Freiheitsgrade der Pressen ohne zusätzliche Aktoren. Die entwickelten Regelungsansätze wurden erfolgreich an rotationssymmetrischen Näpfen getestet und unterliegen keinen Beschränkungen für eine Übertragung auf komplexere Geometrien.

Die Ergebnisse zeigen, dass die Regelung von Tiefziehprozessen auf der 3D-Servo-Pressen eine kosteneffiziente Alternative zu herkömmlichen intelligenten Werkzeugen darstellt und die Prozesssicherheit erheblich steigern kann.

Abstract

Variations in material properties and other influencing factors lead to a significant increase in the reject rate during deep drawing. In the automotive industry, the use of complex components and higher-strength materials results in a reduction of process windows and more scrap. To counteract this, tool-based sensors and actuators were developed to control the deep drawing process. However, the development of these „intelligent tools“ is complex and has found little practical application. This work investigates whether the additional degrees of freedom of a 3D servo press can enable a controlled deep drawing process, allowing a shift to „intelligent forming machines“.

For this purpose, a novel, cardanically mounted blank holder is developed that considers the requirements of a 3D servo press. This achieves uniform pressure distributions on the flange, leading to greater drawing depths and less scrap. The effects are evident in both rotationally symmetrical and non-rotationally symmetrical parts. As the investigations were initially conducted without ram tilting, a fundamental transferability to conventional presses results.

The analysis of the ram tilting of the 3D servo press as a control variable shows that targeted influence on the stress distribution is possible. This allows in-stroke control of the deep drawing process through the press's degrees of freedom without additional actuators. The developed control approaches were successfully tested on rotationally symmetrical cups and are not subject to any restrictions for transfer to more complex geometries.

The results show that controlling deep drawing processes on the 3D servo press represents a cost-effective alternative to conventional intelligent tools and can significantly increase process reliability.

Inhaltsverzeichnis

Vorwort und Danksagung	iv
Zusammenfassung	v
Abstract	vi
1 Einleitung	1
2 Stand der Technik	3
2.1 Tiefziehen	3
2.1.1 Prozessablauf beim Tiefziehen	3
2.1.2 Kräfte und Spannungen beim Tiefziehen	4
2.1.3 Fehlerbilder	5
2.1.4 Einflussgrößen auf den Tiefziehprozess	8
2.2 Regelung von Umformprozessen	9
2.2.1 Grundlagen der Regelung	10
2.2.2 Regelung von Umformprozessen nach Allwood et al.	11
2.2.3 Online-Regelung	12
2.2.4 Offline-Regelung	13
2.2.5 Regelgrößen	14
2.2.6 Stellgrößen	23
2.3 Überführung von Prozessdaten in Antriebsgrößen	30
2.3.1 Vorwärtskinematik	30
2.3.2 Inverse Kinematik	31
2.3.3 Differentielle Kinematik	32
2.4 3D-Servo-Pressen	33

3	Zielsetzung und Forschungsfragen	35
3.1	Fazit zum Stand der Technik	35
3.2	Zielsetzung	36
3.3	Vorgehen	37
4	Verwendete Versuchsanlagen	38
4.1	3D-Servo-Pressen	38
4.1.1	Pressenkinematik	38
4.1.2	Stößelregelung	41
4.1.3	Fazit	43
4.2	Entwicklung eines Werkzeugsystems mit kardanischem Niederhalter	43
4.2.1	Anforderungen	44
4.2.2	Mechanischer Aufbau	44
4.2.3	Kinematische Entkopplung	46
4.2.4	Kardanischer Niederhalter	47
4.2.5	Fertiges Werkzeugsystem	51
4.2.6	Ziehteil- und Platinengeometrie	52
4.2.7	Verwendetes Versuchsmaterial	54
4.2.8	Kraftmessung	55
4.2.9	Erfassung der Ziehtiefe	56
4.2.10	Erfassung der Niederhalterpose	56
4.2.11	Erfassung des Blecheinzugs	57
4.2.12	Verwendete Regelungshardware	57
5	Methodik	59
5.1	Vorgehen zur Beantwortung der aufgeworfenen Forschungsfragen	59
5.2	Datenauswertung	61
5.2.1	Prozessdaten	61
5.2.2	Auswertung der Druckverteilung mittels Druckmessfolie	61
5.3	Beobachter	62
5.3.1	Resultierender Kraftangriffspunkt der Niederhalterkraft	62
5.3.2	Auswertung der Niederhalterkipfung	64

6	Passiv-kardanischer Niederhalter	67
6.1	Druckverteilungen	67
6.1.1	Rotationssymmetrische Bauteile	68
6.1.2	Freiformgeometrie	73
6.1.3	Fazit Druckverteilungen	75
6.2	Einfluss auf den Prozess	76
6.3	Fazit zum passiv-kardanischen Niederhalter	82
7	Aktiv-kardanischer Niederhalter	84
7.1	Qualifikation der Stellgröße Stößelverkipfung	84
7.1.1	Einfluss einseitiger Verkipfung	88
7.2	Ableitung der Regelgesetze	90
7.2.1	Regelung des Blecheinzugs	90
7.2.2	Regelung des Kraftangriffspunktes	95
7.2.3	Faltenregelung	98
7.3	Erprobung der Regelung am rotationssymmetrischen Napf	102
7.3.1	Vorbemerkung	102
7.3.2	Regelung von rotationssymmetrischen Bauteilen	103
7.4	Erprobung der Regelung an einer Freiformgeometrie	111
7.4.1	Experimentelle Ermittlung von Sollwerttrajektorien	111
7.4.2	Ausblick: Ermittlung von Stößeltrajektorien	116
7.4.3	Fazit Freiformgeometrie	117
7.5	Fazit zum aktiv-kardanischen Niederhalter	118
8	Diskussion und Zusammenfassung	119
8.1	Wissenschaftliche Erkenntnisse dieser Arbeit	119
8.2	Generalisierbarkeit der Erkenntnisse	120
8.3	Ausblick	121
	Zitierte Literatur	123
	Symbolverzeichnis	136
	Abbildungsverzeichnis	141
	Tabellenverzeichnis	144

1 Einleitung

Variationen in den Materialeigenschaften zwischen verschiedenen Blechlieferungen können zu einer Steigerung der Ausschussrate beim Tiefziehen von bis zu 350% führen [Brä02]. Jedoch sind es nicht ausschließlich die Fluktuationen der Materialcharakteristika, die den Fertigungsprozess beeinträchtigen; auch Verschleiß, Veränderungen in den tribologischen Bedingungen und Bedienungsfehler tragen zur Erzeugung von Ausschussteilen bei [Rit07]. Insbesondere in der Automobilbranche zeigt sich ein Trend hin zu komplexeren Außenhautteilen, während gleichzeitig, bedingt durch die Anforderungen des Leichtbaus, zunehmend höherfeste und somit schwerer formbare Materialien zum Einsatz kommen [KLR15]. Diese Entwicklung resultiert in engeren Prozessfenstern, welche die Fertigungsprozesse anfälliger für Schwankungen in den beeinflussenden Parametern machen. Um dennoch eine robuste Prozessführung zu gewährleisten, ist oft eine manuelle Anpassung der Aktivelemente erforderlich, was die Herstellkosten erheblich steigern kann; diese Kosten können bis zu 32% der gesamten Herstellungskosten ausmachen [Mey98].

Die Minimierung dieser Kosten und die weitere Steigerung der Prozesssicherheit sind seit Jahrzehnten ein zentrales Forschungsthema. Das anhaltende wissenschaftliche Interesse am Tiefziehverfahren ist durch seine weite industrielle Verbreitung und seine große Bedeutung in der Blechumformung begründet: Allein im Presswerk der Volkswagen AG in Wolfsburg werden täglich 2.600 Tonnen Stahlblech in etwa eine halbe Million Karosserieteile umgeformt [Kle15]. In der Vergangenheit wurden deshalb zahlreiche Forschungsarbeiten durchgeführt, deren Ziel es war, Abweichungen im Prozess zu erkennen und diese zu kompensieren. Der Tiefziehprozess wird hierfür in einen geschlossenen Regelkreis integriert, wobei der Blecheinlauf unter dem Niederhalter bereits vielfach als geeignete Regelgröße identifiziert wurde [SS94; Spu94; SZW97; NB01]. Zur Steuerung des Blecheinlaufs wird häufig externe

Aktorik in Form von Hydraulikzylindern oder Gasfedern eingesetzt. Am Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen der TU Darmstadt (PtU) wurde in einer Dissertation [Sch10] eine neuartige 3D-Servo-Pressen entwickelt, deren Stößel neben der üblichen vertikalen Bewegung auch eine taumelnde Bewegung ausführen kann.

In der vorliegenden Arbeit wird daher untersucht, ob durch die zusätzlichen Freiheitsgrade des Stößels ein geregelter Tiefziehprozess ermöglicht werden kann, wodurch der Einsatz externer Aktorik überflüssig und der Einsatz einfacherer Werkzeugsysteme möglich werden würde. Eine Erhöhung der Prozesssicherheit würde folglich zu einer Reduktion von Ausschuss führen, was wiederum eine Einsparung von Material und Energie zur Folge hätte. Dies würde die Ressourceneffizienz des Prozesses weiter steigern.

2 Stand der Technik

Im Folgenden werden die zum Verständnis der Arbeit notwendigen Grundlagen sowie der aktuelle Stand der Forschung erläutert. Dabei wird zunächst auf das Tiefziehen eingegangen, anschließend werden die Besonderheiten der am PtU entwickelten neuartigen Umformmaschine (3D-Servo-Pressen) erläutert und abschließend die notwendigen Grundlagen der Regelungstechnik dargelegt.

2.1 Tiefziehen

Tiefziehen ist nach DIN 8852 ein Verfahren der Zugdruckumformung. Beim Tiefziehen wird aus einem ebenen Blechzuschnitt ein Hohlkörper erzeugt. Im Falle eines reinen Tiefziehprozesses bleibt dabei die Wandstärke des Ausgangsblechs s_0 annähernd konstant.

2.1.1 Prozessablauf beim Tiefziehen

Der grundsätzliche Prozessablauf beim Tiefziehen wird in Abbildung 2.1 dargestellt und im Folgenden beschrieben: Zu Prozessbeginn wird ein Blech, im Falle des idealen Tiefziehens eine Ronde mittig auf dem Ziehring positioniert. Sowohl Niederhalter als auch Stempel befinden sich oberhalb des Blechs. Dabei ist der Stempel gegenüber dem Niederhalter in der Regel etwas zurückversetzt (vgl. Abb. 2.1, links).

Zu Beginn des Prozesses fahren Stempel und Niederhalter auf Kontakt mit dem Blech und der Niederhalter verspannt selbiges über eine senkrechte Niederhalterkraft (F_{NH}) gegen den Ziehring. Sobald diese Haltekraft aufgebracht ist, beginnt der Tiefziehprozess: Der Stempel taucht in das Blech ein und zieht es in den Ziehring hinein.

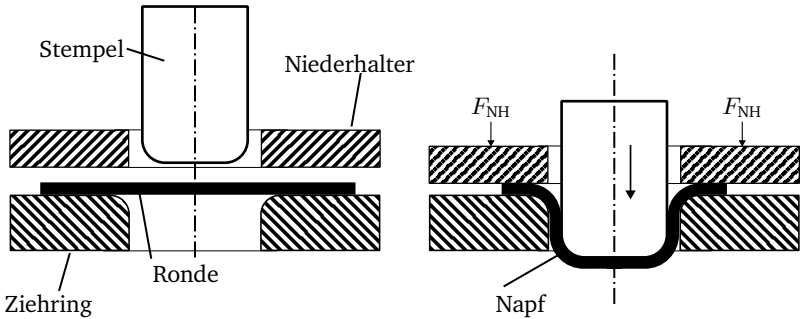


Abbildung 2.1: Verfahrensablauf des Tiefziehens. **Links:** Ausgangszustand; **Rechts:** Prozessende

Dabei verkleinert sich der Außendurchmesser der Ronde. Beim rotationssymmetrischen Tiefziehen von isotropem Blech entsteht ein ebenfalls rotationssymmetrischer Napf. Das Verhältnis von Außendurchmesser des Blechs D_0 zum Durchmesser des Stempels d wird als Ziehverhältnis β bezeichnet.

2.1.2 Kräfte und Spannungen beim Tiefziehen

Das Tiefziehen ist ein Umformverfahren mit mittelbarer Kräfteinleitung, da die für die Umformung benötigte Kraft durch den Stempel in den Ziehteilboden eingeleitet wird und nicht unmittelbar in die Umformzone selbst. Die Umformung geschieht dabei hauptsächlich im Flansch, kann sich aber bis über die Ziehringrundung erstrecken. Die Kraftübertragung führt zu einer Zug-Zug-Beanspruchung im Ziehteilboden und zu einer einachsigen Zugbeanspruchung in der vertikalen Zarge [Sim90] (vgl. Abbildung 2.2).

Im Bereich des Flansches treten neben radialen Zugspannungen (σ_r) und Druckspannungen in Normalenrichtung (σ_n) noch tangentielle Druckspannungen (σ_t) auf.

Die Entstehung der tangentialen Druckspannungen beim Tiefziehen lässt sich anhand der sogenannten charakteristischen Dreiecke (vgl. Abb. 2.3) nachvollziehen. Bei

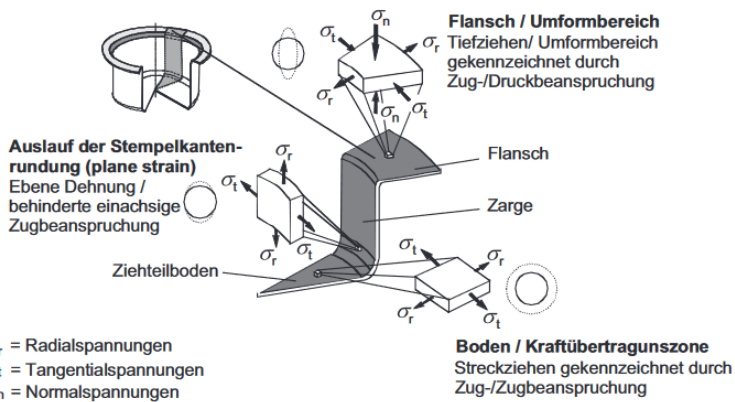


Abbildung 2.2: Spannungszustand beim Tiefziehen nach [Sim90] (Abb. [DB16])

der Umformung der Ronde hin zu einem Hohlkörper wird lediglich das Material der rechteckigen Elemente benötigt. Diese erfahren an der Ziehringrundung eine Biegung und werden „hochgeklappt“. Die Dreiecke zwischen den Rechtecken stellen überschüssiges Material dar, welches im weiteren Verlauf hin zur Ziehkante gezogen wird. Aufgrund der sogenannten „Keilwirkung“ der Dreiecke ist die Entstehung der tangentialen Druckspannungen ersichtlich. Mit dem Verständnis der wirkenden Kräfte und Spannungen im Ziehteil kann nun im Folgenden auf die typischen Fehlerbilder beim Tiefziehen eingegangen werden.

2.1.3 Fehlerbilder

Bei industriellen Tiefziehprozessen kann es zu einer Vielzahl an möglichen Fehlern kommen, wobei hier nur auf die wesentlichen Versagensarten [DB10] eingegangen werden soll. Für eine weitergehende Betrachtung möglicher Fehlerbilder sei auf einschlägige Literatur verwiesen ([OK73; Str82]). Die typischen Fehlerbilder sind in Abbildung 2.4 dargestellt.

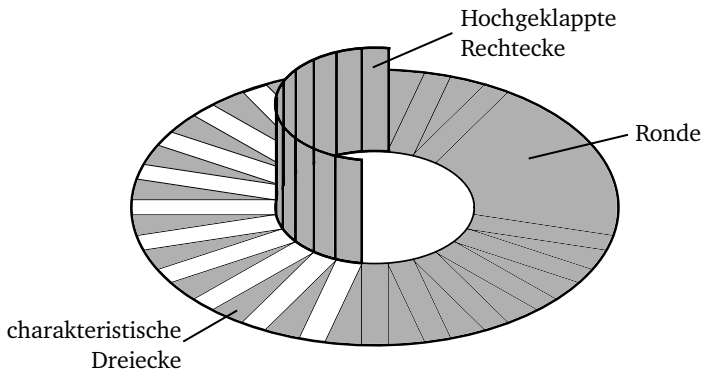


Abbildung 2.3: Charakteristische Dreiecke (Abbildung in Anlehnung an [DT18])

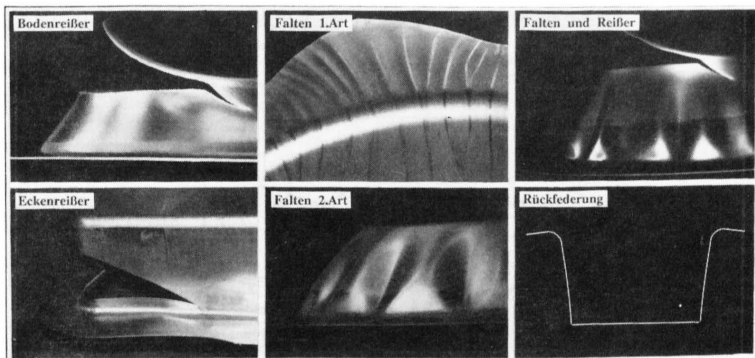


Abbildung 2.4: Typische Versagensfälle beim Tiefziehen (Abbildung: [Sim90])

Faltenbildung

Wie bereits in Kapitel 2.1.2 beschrieben, entstehen beim Tiefziehen tangential Druckspannungen in der Umformzone. Diese tangentialen Druckspannungen können zur Auswölbung des Materials aus der Blechebene und zur Bildung von Falten im

Bauteil führen. Je nach Auftretensort unterscheidet man dabei zwischen Falten erster Art und Falten zweiter Art [OK73].

Falten erster Art:

Falten erster Art entstehen im Flansch des umzuformenden Bauteils und werden durch die tangentialen Druckspannungen im Flansch hervorgerufen. Um eine Auswölbung des Materials aus der Ebene zu vermeiden, wird eine Normalkraft (Niederhalterkraft) aufgebracht, die der Faltenbildung im Flansch entgegenwirkt. Sobald die Niederhalterkraft ein notwendiges Mindestmaß überschritten hat, kann eine Faltenbildung im Flansch vollständig unterbunden werden.

Falten zweiter Art:

Falten zweiter Art können an freien Umformzonen entstehen. Diese treten z.B. bei konisch geformten Werkstücken auf. Hier kann es zu Bereichen kommen, an denen das Blech nicht vollständig am Stempel bzw. Ziehtring anliegt. In diesen Bereichen kommt es aufgrund der Durchmessererzwingung ebenfalls zu tangentialen Druckspannungen. Diese Falten können mangels Kontakt anders als Falten erster Art nicht über eine Normalkraft unterdrückt werden. Jedoch kann hier ein Sekundäreffekt der Niederhalterkraft genutzt werden: Eine Erhöhung der Niederhalterkraft führt ebenfalls zu höheren Reibkräften, welche wiederum zu erhöhten Radialspannungen σ_r in der Bauteilzarge führen. Durch eine Zugspannungsüberlagerung kann eine Faltenbildung zweiter Art erfolgreich unterdrückt werden, da die Ausprägung der Falten maßgeblich vom Verhältnis der radialen Zugspannungen σ_r und der tangentialen Druckspannungen σ_t abhängt. Überschreitet das Verhältnis einen kritischen Wert, knickt das Blech aus [Hes96].

Reißer

Während beim idealen Tiefziehen zwar keine Blechverdünnung gewünscht ist, kommt es bei realen Umformprozessen jedoch zu Haftreibung zwischen Blech und Niederhalter bzw. Ziehtring. Dies hat zur Folge, dass zunächst der Zieheteilboden ausgeformt wird, während noch kein Material aus dem Flansch nachfließen kann. Somit kommt es unweigerlich zu einer Verdünnung des Blechs im Bereich oberhalb der Stempelkantenrundung. Ist die Rückhalterkraft im Flansch zu hoch, kommt es

zu einer Spannungsüberhöhung im Bereich dieser Ausdünnung, was letztendlich zu einem Riss führt.

Bei praxisüblichen Bauteilen ist das *gemeinsame* Auftreten von Reißern und Falten die häufigste Versagensart [Str82]. Dies wird darauf zurück geführt, dass entstehende Falten beim Einlauf in die Ziehkantenrundung ggf. nicht ausreichend einglättet werden können und ein (lokales) Klemmen des Blechs nach sich ziehen. Dies wiederum führt zu einer (lokal) erhöhten Ziehkraft, die dann zu Reißern führen kann.

Rückfederung

Bei jeglicher Umformung von Metallen kommt es aufgrund der Materialeigenschaften zu einer Überlagerung von elastischen und plastischen Deformationen. Am Ende des Umformprozesses wird das Werkstück entlastet und es kommt zur Rückfederung der elastischen Verformungsanteile. Hierdurch können sich Abweichungen zur Sollgeometrie ergeben [Hüt01]. Effekte der Rückfederung treten insbesondere bei eindimensional umgeformten Bauteilen auf [Zor21].

Zusammenfassend beschreiben Falten und Risse die untere bzw. obere Prozessgrenze des Tiefziehprozesses. Eine zu geringe Niederhalterkraft führt zu Faltenbildung, während das Bauteil bei einer zu hohen Niederhalterkraft reißt (vgl. Abbildung 2.5). Ziel innerhalb der Prozessauslegung muss es also sein, die Niederhalterkraft stets innerhalb des Prozessfensters zu halten.

2.1.4 Einflussgrößen auf den Tiefziehprozess

Aus den bisherigen Anführungen wird bereits ersichtlich, dass der Tiefziehprozess von zahlreichen Einflussgrößen abhängt, die einer systematischen Betrachtung bedürfen.

Eine systematische Untergliederung möglicher Einflussfaktoren wurde bereits von [DS84] vorgenommen. Dabei erfolgt eine Unterscheidung zwischen Einflussgrößen erster Ordnung und Einflussgrößen zweiter Ordnung. Die Einflussfaktoren zweiter Ordnung stellen eine Spezifizierung derer erster Ordnung dar (vgl. Abbildung 2.6).

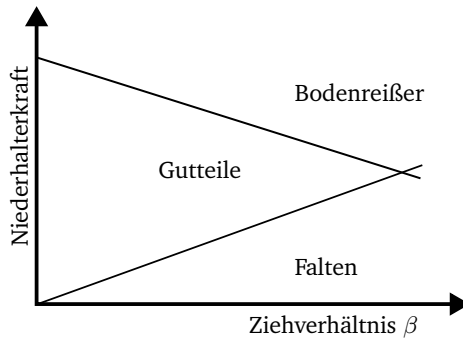


Abbildung 2.5: Schematisches Prozessfenster beim Tiefziehen

Während der Prozessentwicklung können einige der in Abbildung 2.6 beschriebenen Faktoren beeinflusst werden, wie beispielsweise die Werkzeuggeometrie. Jedoch sind andere Faktoren wie die vertikale/horizontale Steifigkeit teilweise unbekannt oder können sich wie das Werkstoffverhalten und die Reibungsverhältnisse während des Prozesses ändern. Es ist jedoch wichtig, diese Faktoren gezielt zu betrachten und gegebenenfalls anzupassen, um den Tiefziehprozess optimal zu gestalten.

Änderungen während des Prozesses können dazu führen, dass der Prozess unbemerkt die Prozessgrenze überschreitet, was plötzlich zu Ausschussteilen führt. Um diesen Effekten entgegenzuwirken, wurden in der Vergangenheit verschiedene Maßnahmen zur Prozessbeeinflussung im Rahmen von Regelungen bzw. Steuerungen ergriffen.

2.2 Regelung von Umformprozessen

Aufgrund der hohen industriellen Relevanz des Tiefziehens wird bereits seit mehreren Jahrzehnten an geregelten Tiefziehprozessen geforscht. Im Folgenden wird deshalb ein Überblick über den Stand der Forschung erarbeitet und anschließend eine Einordnung der Literaturstellen vorgenommen.

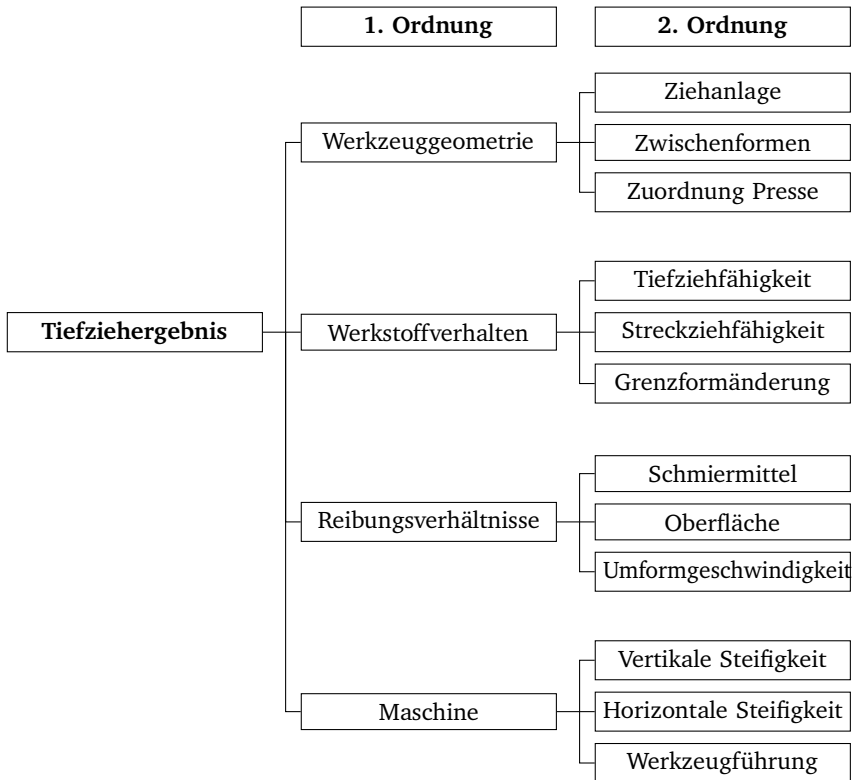


Abbildung 2.6: Einflussfaktoren auf den Tiefziehprozess nach [DS84]

2.2.1 Grundlagen der Regelung

Grundsätzlich besitzt jeder Regelkreis drei wesentliche Grundelemente: Eine Regel- bzw. Zustandsgröße x , die den aktuellen Zustand des Prozesses beschreibt. Diese Größe muss mittels eines Sensors erfassbar, bzw. durch einen Beobachter auf Basis gemessener Daten beschreibbar sein. Weiterhin muss der zu regelnde Prozess durch einen Aktor beeinflussbar sein, der mit einer Stellgröße auf den Prozess einwirkt. [Lun20b]

In Abbildung 2.7 ist der grundsätzliche Aufbau eines geschlossenen Regelkreises

dargestellt.

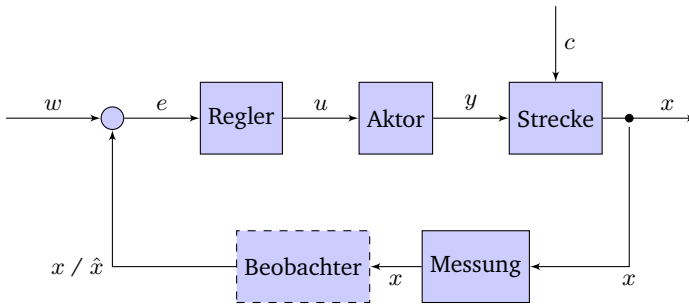


Abbildung 2.7: Aufbau eines allgemeinen Regelkreises

Die grundsätzliche Funktionsweise eines geschlossenen Regelkreises ist wie folgt: Zunächst wird eine Führungsgröße w von außen vorgegeben. Diese Führungsgröße wird mit dem gemessenen Zustand des Systems x bzw. dem geschätzten Zustand \hat{x} verglichen. Die Regelgröße x wird dabei über eine Messung erfasst und zurückgeführt. Soll eine innere Prozessgröße zur Regelung genutzt werden, die einer direkten sensorischen Erfassung nicht zugänglich ist, kann ein Beobachter genutzt werden, um die innere Größe zu schätzen [Lun20a]. Durch den Soll-Ist-Vergleich wird eine Regelabweichung $e = w - x$ bzw. $e = w - \hat{x}$ ermittelt, die vom Regler selbst in Steuerbefehle (Stellgrößen) u für Aktoren verarbeitet wird. Die Aktoren selbst wirken nun über eine zweite Stellgröße y auf den Prozess ein, mit dem Ziel, die Regelgröße auf die Sollgröße zu bringen. Abweichungen können sich hierbei durch Störgrößen c ergeben, welche die Strecke von außen beeinflussen.

Für die gezielte Beeinflussung der Regelgröße muss der Zusammenhang zwischen Aktoren und Strecke, also das Übertragungsverhalten, bekannt sein.

2.2.2 Regelung von Umformprozessen nach Allwood et al.

Während es in der Vergangenheit keine einheitliche Klassifizierung bzw. Definition von geregelten Tiefziehprozessen gab, wurde im Grundlagenpaper [All16] eine einheitliche Definition entwickelt, die im Rahmen der vorliegenden Arbeit genutzt

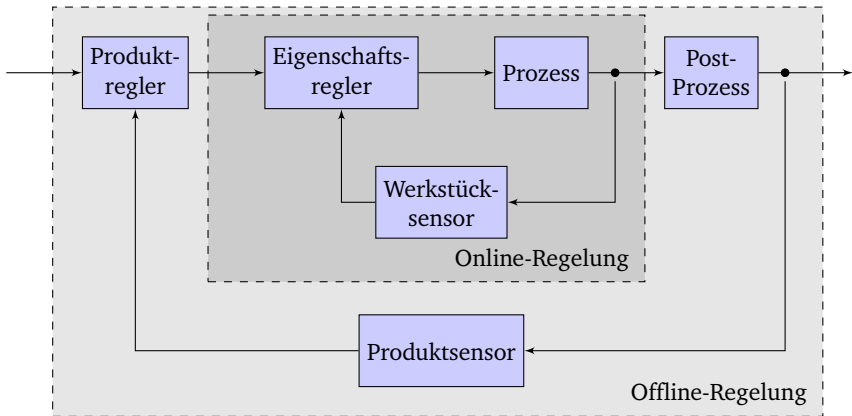


Abbildung 2.8: Regelung von Umformprozessen nach [All16]

wird. Darin wird zunächst die Art der Regelung unterschieden: Konventionelle Regelungen nutzen häufig den Zustand des „Equipments“, also den der Maschine, um das „Equipment“ zu regeln. Ein typisches Beispiel hierfür sind konventionelle Tiefziehprozesse: Auf einer konventionellen hydraulischen Presse wird die Position des Stößels zurückgekoppelt. Erreicht die Presse einen zuvor definierten unteren Totpunkt, wird die Bewegung umgekehrt und die Presse öffnet sich wieder. Dabei werden jedoch keinerlei Informationen über den Umformprozess bzw. die Bauteilqualität zurückgeführt.

Davon werden Regler abgegrenzt, die die Produktqualität des aktuell zu bearbeitenden Bauteils bzw. des Endprodukts zurückkoppeln und zur Regelung nutzen. Im weiteren Verlauf dieser Arbeit werden solche Regelkreise als Produkteigenschaftsregler bezeichnet. Diese können nach [All16] weiterhin in zwei Arten (Online-Regelung und Offline-Regelung) unterteilt werden (vgl. Abbildung 2.8).

2.2.3 Online-Regelung

Eine Online-Regelung beschreibt nach [All16] die Regelung innerhalb eines Umformhubs selbst. Mit Hilfe eines geeigneten „Bauteilsensors“ (engl. *workpiece sensor*) wird der aktuelle Bauteilzustand des Bauteils innerhalb eines Umformprozesses erfasst

und an einen „Eigenschaftsregler“ (engl. *property controller*) zurückgeführt. Durch Abgleich mit einer Soll-Produkteigenschaft kann eine Regelabweichung ermittelt, und durch geeignete Aktorik innerhalb eines einzelnen Hubs auf den Umformprozess eingewirkt werden. Zum einfacheren Verständnis wird eine solche Regelung im Rahmen dieser Arbeit auch als „In-Hub-Regelung“ bezeichnet.

In vielen Umformprozessen kommt es im Anschluss an den Umformprozess jedoch zu Effekten wie thermischer Relaxation oder Rückfederung, die das Produkt im Nachgang nochmals verändern. Um diese nachgelagerten Effekte zu erfassen und zu kompensieren, kann eine Offline-Regelung zum Einsatz kommen.

2.2.4 Offline-Regelung

Ein Offline-Sensor erfasst den Zustand des fertigen Produktes, wie es zum Kunden geliefert werden würde. Hierzu kann beispielsweise die finale Bauteilgeometrie erfasst und mit einer Sollgeometrie verglichen werden. Aus einer möglicherweise auftretenden Regeldifferenz wird wiederum ein neuer Satz Regelparameter ermittelt. Dabei ist offensichtlich, dass eine solche Erfassung nicht innerhalb eines Hubes erfolgen kann, sondern im Nachgang geschehen muss. Diese Art von Regelung wird von [All16] als „Produktregler“ (engl. *product controller*) bezeichnet. Die Ermittlung der Regeldifferenz erfolgt also zwischen zwei Hübten, weshalb diese Art der Regelung im Rahmen dieser Arbeit auch als „Hub-zu-Hub-Regelung“ bezeichnet wird. Die Erfassung des Bauteilzustandes kann auch mit einigen Hub Verzögerung geschehen [Vel20], was sich wie ein Totzeitglied auf die Regelung auswirkt. Durch diese Verzögerung kann die Auswirkung des Regeleingriffs nicht unmittelbar erfasst werden, wodurch die Regelung erschwert wird.

Online- und Offline-Regelungen können auch kaskadiert aufgebaut werden. Dabei bildet eine Online-Regelung die innere Regelkaskade und eine Offline-Regelung die äußere. In diesem Fall wird der Produktzustand am Ende des Prozesses erfasst und eine Regelabweichung in den Produktregler überführt, woraus sich eine neue Führungsgröße für den inneren Produkteigenschaftsregler ergibt.

Eine mögliche Erweiterung der Regelung kann durch die Integration einer Vorsteuerung erreicht werden: So können schleichende Abweichungen wie die Werkzeugtem-

peratur [Kot20; Kot21; Vel20] oder vorab erfasste Materialparameter [Fis17; Fis18] als Eingangsgrößen in einer Vorsteuerung genutzt werden, um den Umformprozess gezielt zu beeinflussen.

Eine Online-Regelung kann also zusammenfassend Regeleingriffe innerhalb eines einzelnen Pressenhubs durchführen, während eine Offline-Regelung zwischen zwei Hüben bzw. als Optimierung einer Online-Regelung eingesetzt werden kann.

2.2.5 Regelgrößen

Nach [All16] sind nur solche Zustandsgrößen als Regelgrößen für Umformprozesse geeignet, die einen Zusammenhang zwischen Bauteilqualität und Prozesszustand ermöglichen. In der Vergangenheit wurden zahlreiche verschiedene Größen genutzt, die im Folgenden vorgestellt werden sollen. Weiterhin wird auf die zur Erfassung verwendeten Sensorsysteme eingegangen.

Prozesskräfte

Einfach zu realisieren ist die Überwachung der Kraftdaten, die im Tiefziehprozess auftreten, da sie grundsätzlich einfach zu erfassen sind [Rit07].

Stempelkraft

Die Überwachung der Stempelkraft ist ein naheliegender Ansatz, da die Stempelkraft eine Aussage über Reißen zulässt: Beim typischen Versagensfall des Bodenreißers kommt es zu einem plötzlichen Abfall der übertragbaren Kraft, die sich auch im Verlauf der Stempelkraft bemerkbar macht [Kla94]. Die Stempelkraft war deshalb schon früh Gegenstand von Untersuchungen, so zum Beispiel in [KJ92]. Kergen entwickelte eine In-Hub-Regelung, die die Stempelkraft in einem Rundnapfwerkzeug durch Anpassung der Gesamtniederhalterkraft unter der Reißergrenze hält.

Spätere Arbeiten kommen jedoch zum Schluss, dass die Stempelkraft keine optimale Regelgröße ist, da sich Änderungen innerhalb des tribologischen System zu Beginn des Umformvorgangs gar nicht und im späteren Verlauf nur schwer feststellen lassen [Zie99]. Weiterhin lässt die Messung der globalen Stempelkraft keine Rückschlüsse auf lokale Spannungszustände im Bauteil zu.

Gesamtniederhalterkraft

Nach [Rit07] wäre eine Überwachung der gesamten Niederhalterkraft einfach umsetzbar, wobei der Aussagewert einer solchen Überwachung beschränkt wäre. Es könnte lediglich eine Überwachung implementiert werden, um die Unterschreitung der Faltengrenze zu vermeiden. Die Niederhalterkraft ist jedoch eine oft genutzte Stellgröße, auf die später noch detaillierter eingegangen wird.

Reibkraft unter dem Niederhalter

Zur Erfassung des Reibzustandes unter dem Niederhalter wurde von [SZW97] ein Reibkraftsensor vorgestellt (Abbildung 2.9), der später in [Zie99] zum Aufbau eines Regelkreises genutzt wurde. Zur Erfassung der resultierenden Reibkräfte ist jedoch ein segmentweiser Aufbau des Niederhalters notwendig, sodass es ggf. zu Oberflächendefekten in den Übergangsbereichen zwischen den Messsegmenten und dem restlichen Niederhalter kommen kann [For00]. In neueren Forschungen wurde dieser Ansatz deshalb nicht weiter verfolgt.

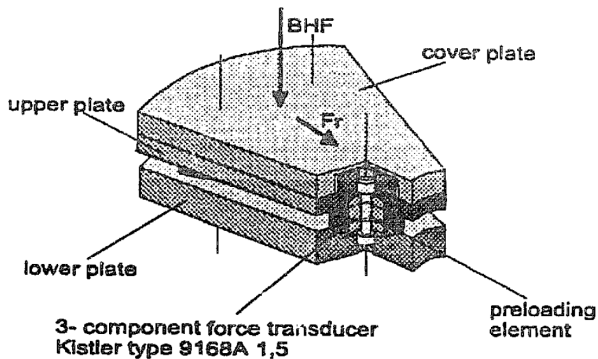


Abbildung 2.9: Sensor zur Erfassung der Reibkraft unter dem Niederhalter nach [SZW97]

Zargenspannung

Da die Zargenspannung einen Rückschluss auf die Bauteilqualität unregelmäßiger Ziehteile zulässt [Bec04], gibt es in der Forschung seit längerem das Bestreben, diese Größe zugänglich zu machen.

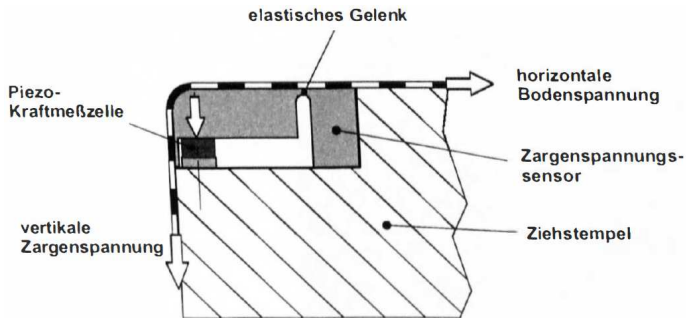
Am Institut für Umformtechnik der Universität Stuttgart wurde ein Zargenspannungssensor entwickelt, der in eine Nut im Werkzeug integriert werden kann [Bec04; Sie07]. Dazu wurde ein Teil der ursprünglichen Stempelrundung entfernt und durch ein Sensorelement ersetzt, das auf dem Prinzip eines elastischen Hebels basiert. Der Hebel stützt sich dabei auf einem piezoelektrischen Kraftmesselement ab und ermöglicht so eine Erfassung der Zargenspannung (vgl. Abbildung 2.10a). Wie schon bei der zuvor vorgestellten Reibkraftmessung sind hier prinzipbedingte Spalte in den Aktivelementen notwendig, die den Einsatz auf Strukturbauteile mit geringen Anforderungen an die Oberfläche beschränken [Bla12].

Eine Bestimmung der lokalen Zargenspannung ohne Beeinträchtigung der Aktivelemente ist durch die Verwendung von piezoelektrischen Dehnungsmessdübeln möglich. Diese werden, wie in Abbildung 2.10b dargestellt, durch Bohrungen auf der Werkzeuggestrückseite eingebracht, ohne die Werkzeugoberfläche zu beschädigen [Bla12]. Mit Hilfe der Dehnungsmessdübel kann die Rissbildung global und die Faltenbildung in unmittelbarer Nähe des jeweiligen Dehnungsmessdübels erkannt werden. Basierend auf diesem Messkonzept wurde ein geschlossener Regelkreis aufgebaut und erprobt [BL16; BL17; BLC17; BLH17; Bar21].

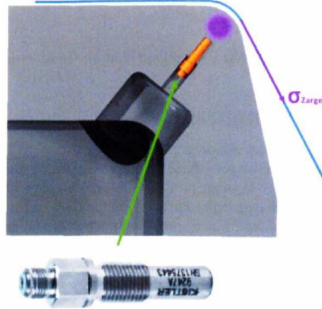
In [Alt09] wurde ein Drehfeldsensor im Stempel integriert, der den Spannungszustand im Blech anhand von magnetischen Polfiguren erfassen kann. Im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen war jedoch eine erfolgreiche Erfassung erst bei einer Ziehtiefe ab 45 mm möglich. Über eine Verwendung innerhalb eines geregelten Tiefziehprozesses wurde nicht berichtet.

Körperschallmessung

Als weitere Größe zur Prozessüberwachung werden Körperschallsensoren erwähnt [Sch96], wobei diese aktuell zumeist zur Detektion von Rissen eingesetzt werden. Beim Körperschall (engl. *Acoustic Emission*; kurz: AE) handelt es sich um hochfrequente Schwingungen, die sich innerhalb eines Festkörpers ausbreiten [Nih16]. Mit Hilfe des Körperschalls können auch Versetzungsbewegungen auf Gitterebene erkannt werden, die sich vor einem Riss ankündigen [Kai50]. Als einer der großen Vorteile der Körperschallmessung wird die Möglichkeit zur Positionsbestimmung



(a) Zargenspannungssensor nach [Bec04]



(b) Installation des Dehnungsmessdübel nach [Bla12] (Abbildung: [BLH17])

Abbildung 2.10: Sensorkonzepte zur Erfassung der Zargenspannung nach [Bec04] und [Bla12]

der Geräuschquellen genannt [NSS17], was durch den Einsatz mehrerer Sensoren und Triangulation der Schallquellen erreicht werden kann [Tob76].

In einer vom Verfasser betreuten studentischen Arbeit konnten im einachsigen Zugversuch bei Reinaluminium (Al1100) keine Körperschallsignale erfasst werden [S4]. Erst durch die Verwendung eines hochlegierten Aluminiums (Al 7075-T6) war es möglich, Körperschallsignale aus der Region des späteren Risses zu erfassen. In einer Ex-situ-Auswertung konnte die beginnende Einschnürung am Versagensort auf Basis der Körperschallsignale früher vorhergesagt werden als mit der parallel durchgeführten optischen Dehnungsmessung.

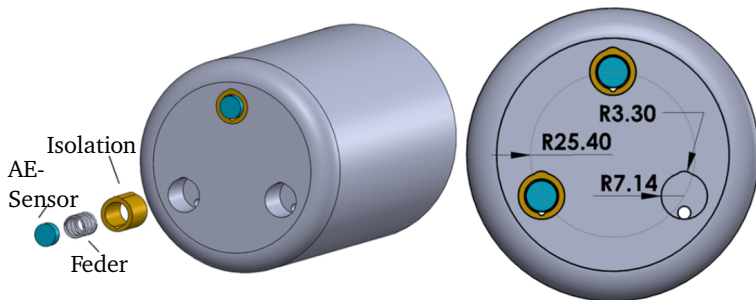


Abbildung 2.11: Stempel mit integrierten AE-Sensoren zur Triangulation (Abbildung: [E2], übersetzt)

Aufbauend auf den Ergebnissen der studentischen Arbeit wurde zusammen mit Forschungspartnern der Aufbau einer eigenen Messkette für die Auswertung von Piezosensoren untersucht. Hier zeigten sich ähnliche Tendenzen bezüglich der früheren Erkennung der Einschnürungen durch Körperschall [E3]. Basierend auf diesen Ergebnissen wurde in [E2] der Übertrag der Erkenntnisse auf einen Tiefziehprozess im Labor untersucht. Hierzu wurden in den Stempel drei Piezosensoren eingebracht und mittels Federvorspannung an das Blech gedrückt (siehe Abb. 2.11).

Durch Auswertung des zeitlichen Auftretens der Signalmaxima zueinander konnte die Stelle des Reißers erfolgreich prognostiziert werden. Im Vergleich mit einer optischen Dehnungsmessung konnte die korrekte Vorhersage des Versagensortes validiert werden.

Wie schon im einachsigen Zugversuch demonstriert, konnte auch hier der Versagensort aus Messdaten, die vor dem Versagen aufgenommen wurden, vorhergesagt werden. Der Ort des Versagens konnte also schon vor dem Versagen bestimmt werden, was theoretisch einen regelnden Eingriff ermöglichen würde. Da die Auswertung aktuell nur ex-situ möglich ist, eignet sich der Ansatz momentan noch nicht für die Regelung von Tiefziehprozessen. Grundsätzlich erscheint eine Regelung jedoch möglich, sodass das Thema zukünftig weiterverfolgt werden sollte.

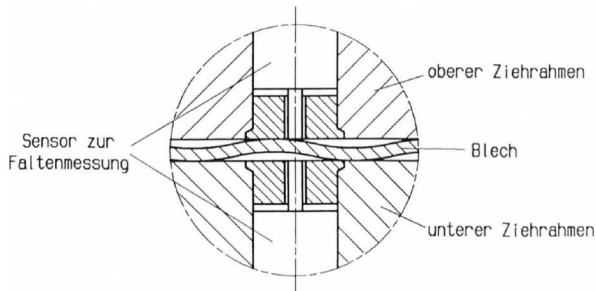


Abbildung 2.12: Messung der Faltenhöhe nach Klamser (Abbildung [Kla94])

Faltenhöhe

Da das Auftreten von Falten eine Prozessgrenze beim Tiefziehen darstellt, wurden in der Vergangenheit auch Regelungen auf Basis der Faltenbildung erstellt. Dabei wird abermals zwischen Falten erster und zweiter Art unterschieden.

Falten erster Art

Falten erster Art entstehen durch tangentielle Druckspannungen im Flansch des Bauteils und führen zu einer Erhöhung der Distanz zwischen Niederhalter und Ziehring. Diese Distanz wurde in [KJ92] erfasst und mit einem analytisch vorhergesagten Sollwert verglichen. War die tatsächliche Faltenhöhe zu groß, wurde die Niederhalterkraft erhöht, um die Falten einzuglätten.

Einen ähnlichen Ansatz machte sich [Kla94] zu Nutze: Hier wurden zwei gegenüber voneinander angeordnete induktive Wegsensoren mit Tastspitzen montiert. Aus der Differenz der Messwerte kann unter Berücksichtigung der Blechdicke die Höhe der Falten approximiert werden. Als Nachteil wird von [Zor21] angeführt, dass diese Sensoren vorab im Bereich der Faltenbildung positioniert werden müssen, und nur dort Falten erkennen können.

Falten zweiter Art

Von [HMA14] wurde ein auf Endoskopkameras basierendes Verfahren zur Erfassung dreidimensionaler Geometrien beim Tiefziehen vorgestellt. Damit konnten sowohl die Faltenbildung als auch die Rückfederung gemessen werden. Obgleich die Autoren

die Nutzung dieser Sensoren innerhalb eines Regelkreises in Aussicht stellen, sind dem Autor bis zum Zeitpunkt der Erstellung dieser Arbeit keine Anwendungsfälle bekannt.

Eine globale Erfassung von Falten und Reißen ist mit einem von [Put18] vorgestellten optischen Messsystem möglich. Durch die globale Erfassung kann der Nachteil bisheriger Faltensensoren umgangen werden.

Blecheinzug

Zu den meistgenutzten Regelgrößen zählt der Blecheinzug, da er zahlreiche Einflussparameter wie Oberflächenbeschaffenheit, Schmiermittel und Ziehgeschwindigkeit in einer prozessabhängigen Größe zusammenfasst [Spu94]. Diese wird als implizites Erfahrungswissen von Presswerkmitarbeitern zur Qualitätsbeurteilung herangezogen [SS94]. Jedoch wird die Aussagekraft für Bauteile mit kleinen Ziehtiefen relativiert: Änderungen an tribologischen Parametern haben bei kleinen Ziehtiefen nur einen geringen Einfluss auf den Blecheinzug [Zie98; LSS96]. Der Blecheinzug kann auf verschiedene Arten erfasst werden.

Taktile Erfassung

In frühen Untersuchungen zur Messung des Blecheinzugs wurden taktile Sensoren verwendet. So wurde in [SS94; Str94] ein auf einer Tastzunge basierender Sensor vorgestellt (siehe Abbildung 2.13). Diese ist an einem induktiven Wegsensor befestigt und wird mittels eines Pneumatikzylinders stets in Kontakt mit dem Blechrand gehalten. Ein wesentlicher Nachteil des Aufbaus mittels Tastzunge ist das Einklemmen der Tastzunge zwischen Werkstück und Aktivelement sowie das Ausknicken [Gri00; For00]. Weiterhin kann ein Tastsensor nur bei einem ebenen Niederhalter ohne Ziehwälste genutzt werden.

In [Gri00] wurde ein Rollkugelsensor entwickelt, der der Funktion einer mechanischen Computermaus ähnelt: Der Sensor wird fest im Werkzeug verbaut und das Blech bewegt sich über den Sensor hinweg. Im Gegensatz zur Tastzunge kann der Materialfluss hier in zwei Richtungen erfasst werden. Nachteilig sind die erforderlichen großen Bohrungen in den aktiven Elementen sowie Messfehler durch Gleiten des Sensors auf der Schmierschicht.

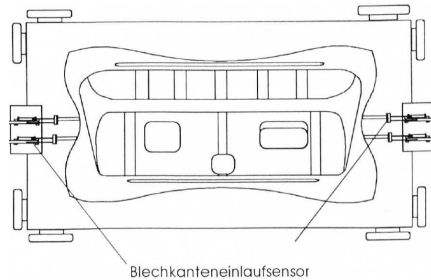


Abbildung 2.13: Taktile Erfassung des Blecheinzugs nach [SS94]

Neuere Entwicklungen in der Piezotechnik erlauben es, Sensoren auf die Werkzeugoberfläche aufzubringen [AB09]. Inklusiv einer Verschleißschutzschicht sind die Sensoren nur 15 μm dick und ermöglichen durch die Detektion der Spannungsänderung eine Approximation des Blecheinlaufs. Die vorgestellten Sensoren zeigten auch in einer typischen Produktionsumgebung nach 9.000 Hübten nur einen geringen Verschleiß der Schutzschicht [AB11].

Induktive/Kapazitive Sensoren

Um prinzipbedingte Probleme der taktile Messung, wie ein Verklemmen oder Abgleiten, zu unterbinden, wurden berührungslose Sensoren eingesetzt.

Neben der Messung mit der Blechzunge wurde von [Str94] ein berührungsloser Sensor nach dem induktiv transformatorischen Prinzip aufgebaut. Dabei wurde eine Spule im Werkzeugoberteil und eine Spule im Werkzeugunterteil angebracht und eine der Spulen mit einer Spannung versorgt. Die in der Empfängerspule induzierte Spannung ist dabei abhängig von der durch das Blech verdeckten Fläche und erlaubt somit einen Rückschluss auf den Blecheinzug.

Als nachteilig wurde von [For00] angemerkt, dass für die Sensorintegration ein Eingriff sowohl in das Ober- als auch das Unterwerkzeug notwendig ist. Deshalb wurde von [For00] ein induktiver Sensor entwickelt, der lediglich in eine Werkzeughälfte integriert werden muss. Abschließend wurde die Verwendung von kapazitiv-wirkenden Sensoren diskutiert, aber zum aktuellen Zeitpunkt als nicht umsetzbar eingestuft [For00].

Optische Sensoren

Der in [Doe02] vorgestellte Sensor basiert wie der bereits erwähnte Rollkugelsensor auf dem Prinzip einer Computermouse: Anstelle einer Rollkugel wurde hier jedoch ein optischer CMOS-Sensor verwendet, mit dessen Hilfe zunächst der Blechvorschub verschiedener passiver Niederhalterssysteme verglichen [Doe02] und darauf aufbauend eine Fuzzy-Regelung entwickelt wurde [Yun05]. Ein ähnliches Messkonzept wurde von [Rit07] verwendet, der mit einer CCD-Zeile den Blecheinlauf basierend auf einem Verfahren von [KK96] erfasst. Eine Besonderheit ist dabei die hohe Abtastfrequenz von bis zu 10.000 Hz. Ein Nachteil beider Konzepte ist, dass die Sensoren durch Löcher in Aktivelementen senkrecht auf das Blech blicken müssen. Hierfür sind Eingriffe in die Aktivelemente notwendig, die eine spätere Neupositionierung der Sensoren erschweren.

Die berührungslose Vermessung des Flanscheinzugs kann auch durch Lasertriangulationssensoren geschehen, wie erstmals von [Brä02] vorgeschlagen.

Zwischenfazit: Messgrößen

Die vorangegangene Analyse möglicher Regelgrößen hat gezeigt, dass eine Veränderung von der Erfassung globaler Prozessgrößen hin zur Erfassung lokaler Größen erforderlich ist. Zunächst wurden Regelungen basierend auf der gesamten Stempel- bzw. Niederhalterkraft an rotationssymmetrischen Bauteilen untersucht. Um auch Tiefziehprozesse mit nicht-rotationssymmetrischen Geometrien regeln zu können, wurden Konzepte zur Erfassung der lokalen Reibkräfte unter dem Niederhalter bzw. der lokalen Zargenspannung entwickelt und erfolgreich umgesetzt. Allerdings weisen diese Konzepte oft einen Nachteil in Bezug auf die komplexe Integration der Sensoren im Werkzeug auf.

Die Erfassung des Blecheinzugs bietet den Vorteil, dass der Blecheinzug von den Werkstoffeigenschaften, dem tribologischen System und Umwelteinflüssen wie der Platinenposition abhängt und somit zahlreiche Einflussfaktoren auf den Umformprozess zu einer messbaren Größe vereint [Spu94]. Eine Wegmessung mit modernen Lasertriangulationssensoren erfordert keine Änderungen am Werkzeug und ermöglicht eine zuverlässige Erfassung des Blecheinlaufs.

2.2.6 Stellgrößen

In vielen aktuellen Forschungsarbeiten wird der Materialeinlauf gezielt beeinflusst, da dieser eine hohe Aussagekraft über das Prozessergebnis aufweist und vergleichsweise einfach zu erfassen ist. Im Folgenden werden deshalb die notwendigen Stellgrößen zur gezielten Beeinflussung des Materialeinlaufs erläutert. Nach [Sie15] kann der Blecheinlauf in der Praxis durch folgende Möglichkeiten beeinflusst werden:

- Platinenzuschnitt
- Schmierung
- Zieh- bzw. Abklemmsicken
- Flächenpressung

Platinenzuschnitt

Durch lokale Vergrößerung des Platinenzuschnitts können die Reib- und Biegekräfte vergrößert werden, was eine Hemmung des Materialeinlaufs nach sich zieht. Eine Verkleinerung hat einen gegenteiligen Effekt [Sie15]. Während nicht davon auszugehen ist, dass im Rahmen einer Hub-zu-Hub-Regelung die Platinenzuschnitte adaptiv angepasst werden können, wurde in [CLB20; BLC20] eine Regelung basierend auf einer adaptiven Platinenlage postuliert. Im Rahmen einer numerischen Untersuchung konnte gezeigt werden, dass sich hierdurch der Materialeinlauf lokal anpassen lässt. Eine praktische Umsetzung der Variation der Einlegeposition ist dem Autor jedoch nicht bekannt.

Schmierung

Im Rahmen seiner Dissertation wurde von [Mül97] gezeigt, dass sich der Werkstofffluss gezielt durch die Anpassung der lokalen Schmierstoffmenge bzw. durch die Kombination zweier Schmierstoffe beeinflussen lässt. Während [For00] zum Schluss kommt, dass der Aufwand für eine Reinigung und gezielte Neubeölung der Bleche zu groß ist, entspricht dieses Vorgehen mittlerweile der aktuellen Praxis im Presswerk [BHS13]. Eine Hub-zu-Hub-Regelung von Tiefziehprozessen erscheint

somit zumindest grundsätzlich möglich: Wenn über geeignete Produktsensoren die finale Bauteilqualität erfasst wird, könnte die vorgelagerte Beölung gezielt angepasst werden. Auch eine Berücksichtigung von weiteren Prozessgrößen wie der Werkzeugtemperatur im Rahmen einer Vorsteuerung erscheint denkbar. Herausforderungen ergeben sich hierbei grundsätzlich durch eventuelle Totzeiten, da eine Beölung in der Regel nicht unmittelbar vor der ersten Ziehteilstufe, sondern deutlich vorgelagert erfolgt.

Sicken

An Sicken wird das einlaufende Material doppelt gebogen, was in einer Rückhaltekraft resultiert. Diese ist abhängig vom Radius der Sicke selbst bzw. dem zugehörigen Ziehstab sowie der Breite der beiden Komponenten. Wird eine Ziehsicke rechtwinklig ausgeführt, wird der Materialeinfluss nicht nur gebremst, sondern nahezu verhindert, weshalb diese Art Sicke als Abklemmsicke bezeichnet wird [Sie15].

Eine Beeinflussung des Materialeinlaufs durch eine Ziehsicke wurde 1932 von [Bud39] zum Patent angemeldet. Im Rahmen des angemeldeten Patentes wurde eine Ziehsicke mit Hilfe eines Schiebers abhängig von der Stempelposition verschoben, was erfindungsgemäß zu einer besseren Oberflächenqualität beitragen soll. Die Grundidee wurde von [Oeh60] mit hydraulisch verstellbaren Ziehsicken weiterverfolgt. Da die Höhe der Ziehsicke den Materialeinlauf beeinflusst, wurden in der Vergangenheit Regelungen von Tiefziehprozessen darauf basierend aufgebaut. So wurde zum Beispiel von [Bec04] eine Steuerung basierend auf hydraulisch verstellbaren Ziehsicken vorgestellt und von [Sie07] zu einer In-Hub-Regelung weiterentwickelt. Mit einem sehr ähnlichen Mess- und Aktorikaufbau wurde der Einfluss von Ziehsickenhöhe und Niederhalterkraft von [Emb20] untersucht. [Mai16; MPE17] stellen ebenfalls eine Methodik zur Prozessregelung basierend auf aktiven Ziehsicken vor.

Während der Einsatz aktiver Ziehsicken im Rahmen einer Prozessregelung grundsätzlich möglich ist, wird er von [Rit07] kritisch bewertet, insbesondere im Hinblick auf Justage, Reparatur und Ersatz. Um eine möglichst lokale Beeinflussung des Materialeinlaufs zu ermöglichen, ist eine große Anzahl einzelner Segmente erforderlich. Zudem muss der Platinezugschnitt stark vergrößert werden. Ergänzend

zur Kritik von [Rit07] ist zu erwähnen, dass eine Segmentierung der Ziehwürste zu möglichen Oberflächenfehlern, insbesondere an den Stoßstellen zweier Segmente, führen kann. Um Fehler am fertigen Bauteil zu vermeiden, müsste ein Einlaufen in den Bauteilbereich vermieden werden. Dies würde einen großen Flansch erfordern, was einen deutlich erhöhten Materialverbrauch zur Folge haben würde. In der industriellen Praxis konnte sich die Verwendung aktiver Ziehsicken bisher nicht durchsetzen [Rit07].

Flächenpressung

Bei Tiefziehprozessen wird in der Regel eine definierte Niederhalterkraft aufgebracht. Diese kann durch beispielsweise lokal unterschiedliche Werkzeugdurchbiegungen oder Blechaufdickungen zu lokal unterschiedlichen Kontaktnormalspannungen, auch Flächenpressungen genannt, führen. Die Flächenpressung zwischen Bauteil und Niederhalter hat beim Tiefziehen einen direkten Einfluss auf die Entstehung von Prozessfehlern. Deshalb wurde die Niederhalterkraft bzw. Flächenpressung schon früh als Stellgröße verwendet. Dabei lassen sich grundsätzlich zwei Ansätze unterscheiden: Anfängliche Untersuchungen konzentrierten sich auf die gezielte Beeinflussung der globalen Niederhalterkraft am Rundnapf [Fen89; AAK92; KJ92; Hsu00; HUD02] bzw. einer Hutkanalgeometrie [SB92; Sun96; CKS00]. Neuere Untersuchungen, auf die im Folgenden eingegangen wird, konzentrieren sich auf die lokale Anpassung der Niederhalterkraft, da die Beeinflussung der globalen Niederhalterkraft nur für einfache (rotationssymmetrische) Bauteile geeignet ist.

Die lokale Beeinflussung der Niederhalterkraft erfordert eine besondere Anpassung der Werkzeugsysteme. Konventionelle Niederhalter können als nahezu starr angenommen werden. Insbesondere beim Ziehen unregelmäßiger Bauteile kommt es zu lokal unterschiedlichen Blechaufdickungen. Um dennoch eine gleichmäßige Druckverteilung zu gewährleisten, ist eine manuelle Einarbeitung („Tuschieren“) notwendig. Beim Tuschieren wird die Werkzeugoberfläche durch erfahrene Mitarbeitende manuell bearbeitet, um den gewünschten Blecheinlauf zu erreichen. Die manuelle Arbeit verursacht bis zu 32 % der Durchlaufzeit im Werkzeugbau [Mey98].

Dabei ist zu beachten, dass abrasiver Verschleiß [For00] sowie der Wechsel der Umformmaschine [Kla94] eine erneute manuelle Bearbeitung erforderlich machen

können.

Die Unterteilung bisheriger Niederhaltersysteme erfolgt angelehnt an die Arbeiten von [Bla12] und [Ele01].

Segmentierter Niederhalter

Zur Beeinflussung der lokalen Niederhalterkraft wurden segmentierte Niederhalter entwickelt. Bei diesem Konstruktionsprinzip wird der Niederhalter in einzeln ansteuerbare Bereiche aufgeteilt, die eine individuelle Aktuierung über den Ziehweg hinweg erlauben [Sie95; Pos98; Gri00]. Als vorteilhaft wird ein solches Vorgehen insbesondere für Tailor Welded Blanks mit unterschiedlichen Dicken beschrieben [Sie95]. Eine Ansteuerung der einzelnen Segmente ist mittels einzelner Hydraulikzylinder bzw. durch Ziehpinoleten möglich [Pos98]. Nachteilig ist die Tatsache zu bewerten, dass die vorhandenen Trennstellen im Niederhalter unweigerlich zu Abdrücken im Werkzeug führen [SW98]. Ein Einsatz segmentierter Niederhalter ist deshalb auf Bauteile ohne hohe Anforderungen an die Oberflächenqualität beschränkt [DB10].

Um der lokalen Blechaufdickung entgegenzuwirken, wurden in der Vergangenheit nachgiebige Niederhaltersysteme entwickelt. Dabei wurden sowohl passive als auch aktive Systeme verwendet. Als „passiv“ werden im Rahmen dieser Arbeit Niederhaltersysteme bezeichnet, die keine Anpassung des lokalen Niederhalterdrucks über den Ziehweg ermöglichen. Im Gegensatz zu passiv-elastischen Niederhaltern kann bei „aktiven“ Systemen die Niederhalterkraft gezielt innerhalb des Hubs angepasst werden.

Passiv-elastische Niederhaltersysteme

Um eine gezielte Nachgiebigkeit zu erreichen, ist die Verwendung von Elastomeren naheliegend: So wurde von [Som86] eine Elastomerschicht im Niederhalter eingebracht. Zur Minimierung des Verschleißes wurde ein dünnes Stahlblech auf der Elastomerschicht appliziert. Um die Nachgiebigkeit des Niederhalters zu erhöhen, wurde von [Sto96] das dünne Stahlblech durch eine Polyurethan-Verschleißschutzschicht ersetzt. Eine weitere Ausprägung ist die Variante eines hydroelastischen Niederhalters, bei dem das zuvor verwendete Elastomer durch ein Druckmedium ersetzt wird [Sto96].

Von [Ele01; DE01] wurde ein elastischer Niederhalter vorgestellt, der auf einer Niederhalterplatte aus Stahl besteht, die auf zuvor präzise ausgelegten Stützpunkten aufliegt. Zwischen diesen Stützrippen kann sich die Platte frei elastisch durchbiegen, sodass ein gleichmäßiger Kontakt über Bereiche unterschiedlicher Blechdicken gewährleistet ist.

Aktiv-elastische Niederhaltersysteme

Um die Niederhalterkraft gezielt innerhalb eines Hubs beeinflussen zu können, wurden aktive Niederhaltersysteme entwickelt. Die grundsätzliche Funktion ist dabei bei allen Konzepten ähnlich: Durch Aufprägung einer äußeren Kraft auf den Niederhalter verbiegt sich dieser (lokal), wodurch die Flächenpressung lokal angepasst werden kann.

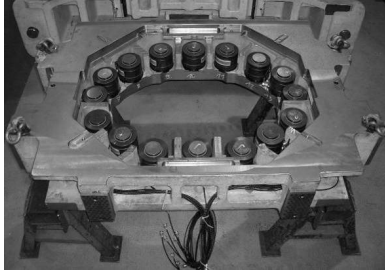
Erste Forschungsarbeiten hierzu wurden von [NLB97] anhand einer Rechteckgeometrie durchgeführt. Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Niederhalterkraft über die Ziehpinolen der verwendeten Presse aufgebracht. Das von [Ele01] vorgestellte passive Niederhaltersystem wurde durch die Hinzunahme von hydraulischen Kurzhubzylindern in ein aktives Niederhaltersystem umgewandelt. Diese Zylinder prägen an acht Stellen eine vom Ziehweg unabhängige Niederhalterkraft auf.

Um die beeinflusste Zone des Flansches genauer festlegen zu können, wurden die verwendeten Hydraulikzylinder auf Pyramidenstümpfe aufgesetzt. Durch Zuordnung einzelner Zylinder bzw. Pinolen zu den jeweiligen Blechhalterabschnitten kann eine gezielte Beeinflussung der Niederhalterkräfte gewährleistet werden [Häu02]. Basierend auf der entwickelten Aktorik wurden mehrere Regelungen erfolgreich aufgebaut ([Bla12; BL16; BLC17; BL17; Bar21]).

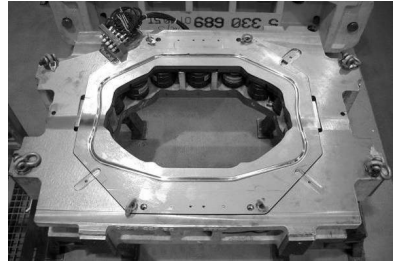
Von [TE12] wurde ein elastischer Niederhalter mit vier hydraulischen Taschen im Bereich des Flansches vorgestellt [TE12]. Der Innendruck dieser hydraulischen Taschen kann unabhängig voneinander geregelt werden, wodurch eine lokale Anpassung des Niederhalterdrucks ermöglicht wird [ETD13].

Von [Rit07] wurde ein elastischer Niederhalter auf Basis von Gasdruckfedern vorgestellt (Abbildung 2.14a).

Durch Änderung des Fülldrucks der Gasdruckfedern kann lokal eine erhöhte Nachgiebigkeit hervorgerufen werden, wodurch sich der elastische Ringeinsatz (Abb. 2.14b)



(a) Werkzeug ohne elastischen Einsatz



(b) Werkzeug mit elastischen Einsatz

Abbildung 2.14: Definiert-elastischer Niederhalter nach [Rit07]

dort weiter durchbiegen kann und somit eine lokale Anpassung des Niederhalterdrucks erlaubt. Anders als bei Konzepten, die auf Hydraulikzylindern basieren, ist hiermit nur eine Hub-zu-Hub-Regelung möglich, was jedoch im Großserienprozess von [Rit07] selbst als ausreichend bewertet wird.

Ein weiterer Ansatz zur lokalen Aufprägung von Niederhalterkräften wird von [Neu06; Neu11] und [BZD17; Bäu19] beschrieben. Beide integrieren Piezo-Stapelaktoren im Flanschbereich des Niederhalters. Durch Anlegen einer elektrischen Spannung können sich diese in geringem Maße ausdehnen, wodurch ebenfalls eine lokal erhöhte Niederhalterpressung hervorgerufen wird.

Alle bisher vorgestellten Werkzeugsysteme müssen vor dem Hintergrund einer optimalen Integration bereits während der Auslegung des Werkzeugs berücksichtigt werden. Um diesen Nachteil auszugleichen, entwickelte [Faa09] adaptive Blechhalterdistanzen. Diese können an Stelle passiver, mechanischer Distanzen in bestehende Werkzeuge integriert werden. Durch einen Keilantrieb kann die Höhe der Distanz verstellt werden, sodass gezielt Bereiche des Flansches entlastet werden können. Die Distanzen können dabei nur im lastfreien Zustand, also zwischen zwei Hüben, verstellt werden. Das von [Faa09] entwickelte System wurde von [Mor12] zur Regelung eines Tiefziehprozesses genutzt. Dabei konnten die Blechhalterdistanzen lediglich zwei diskrete Werte, eingefahren und ausgefahren, annehmen. Zur Entscheidungsfindung wurde ein neuronales Netz genutzt, in dem die mechanischen Festigkeitskennwerte des Materials, die Blechdicke, sowie die Werkzeugtemperatur als Eingangsgrößen verarbeitet wurde.

Ein alternativer Ansatz einer aktiven Blechhalterdistanz wurde von [KB17] vorgestellt. Dabei wird der Blecheinlauf mit Hilfe eines Kamerasystems erfasst und basierend auf dem globalen Flanscheinzug die Höhe der Distanzen für den nächsten Hub festgelegt. Das Verfahrensprinzip ist durch internationale Patente in den USA [Kra18] und Deutschland [Kra16] geschützt. Basierend auf der Aktorik von [KB17] entwickelte [Kot22] ein Bedienerassistenzsystem, welches basierend auf Flanscheinzug und Werkzeugtemperatur die Anpassung der Blechhalterdistanzen empfiehlt.

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass in zahlreichen Forschungsvorhaben versucht wird, die Flächenpressung passiv oder aktiv durch gezielte Anpassung der Werkzeugdurchbiegung positiv zu beeinflussen.

Fazit zur Regelung von Tiefziehprozessen

Die Literatur zeigt, dass es zwei grundsätzliche Ansatzpunkte für die Regelung von Tiefziehprozessen gibt: Zum einen kann das Werkzeug selbst als Grundlage für eine Aktuierung des Prozesses genutzt werden, während zum anderen die Maschine zur Aktuierung zur Verfügung steht.

Daher ist es entscheidend, welches Ziel mit der Integration verfolgt wird. Da Pressen Investitionsgüter mit langen Laufzeiten von nicht selten bis zu 40 Jahren sind, erscheint im Licht der rasant fortschreitenden Entwicklung auf den Gebieten der Informationstechnik bzw. der Digitalisierung ein Retrofit bestehender Anlagen mit „intelligenten“ Werkzeugen interessant. Aus wirtschaftlichen Gründen kann dies in Anbetracht der immensen Anschaffungskosten neuer Umformmaschinen gerechtfertigt sein. Dabei darf jedoch nicht der beträchtliche Aufwand zur Entwicklung dieser Werkzeuge außer Acht gelassen werden.

Unter demselben Gesichtspunkt ist es bei der Neubeschaffung von Anlagen jedoch auch interessant, eine möglichst hohe Flexibilität und zusätzliche Möglichkeiten, wie z.B. die Prozessregelung, innerhalb einer Anlage zu ermöglichen. Die zusätzlichen Kosten bei der Anlagenbeschaffung können über die kommenden Jahrzehnte durch Einsparungen in Werkzeugkosten amortisiert werden. Weiterhin ermöglicht die

zeitsynchrone und einheitliche Erfassung von Prozess- und Maschinendaten eine breite Datenbasis für zukünftige Anwendungen innerhalb der Industrie 4.0.

Um eine Regelung von Tiefziehprozessen basierend auf der Maschinenaktorik zu ermöglichen, muss ein Zusammenhang zwischen Bauteileigenschaften und Umformmaschine selbst hergestellt werden.

2.3 Überführung von Prozessdaten in Antriebsgrößen

Zur Regelung von Umformprozessen ist es notwendig, einen Zusammenhang zwischen Prozessgrößen und den Aktoren herzustellen. Dazu müssen externe Prozessgrößen in Steuerbefehle für die internen Antriebe überführt werden. Da dies ein grundlegendes Problem der Steuerung und Regelung von Industrierobotern ist, sind bereits zahlreiche allgemeine Lösungswege bekannt [Web19]. Das in der Robotik genutzte Vorgehen zur Positionsregelung wurde von [Hop21] auf eine am Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen entwickelte mehrdimensionale Presse übertragen. Am Beispiel der Positionsregelung eines Industrieroboters soll das allgemeine Vorgehen erläutert werden.

2.3.1 Vorwärtskinematik

Die so genannte Vorwärtskinematik beschreibt die Bestimmung der Position des Endeffektors \mathbf{x}_{TCP} aus der Position der einzelnen Antriebe bzw. Gelenke q_i (vgl. Abb. 2.15).

$$\mathbf{x}_{\text{TCP}} = f(\mathbf{q}(t)) \quad (2.1)$$

Dabei bleiben Störeinflüsse wie Schwerkraft, elastische Durchbiegung, aber auch die Prozesskraft zunächst unberücksichtigt.

Diese Beschreibungsweise ist für den Benutzer sehr unintuitiv, da dieser den Endeffektor in der Regel bezogen auf die Raumkoordinaten und nicht die Gelenkstellungen positionieren möchte. Die Umrechnung von Raumkoordinaten (auch: externe Koordinaten) in die notwendigen Gelenkpositionen (auch: interne Koordinaten) kann mit Hilfe der inversen Kinematik gelöst werden.

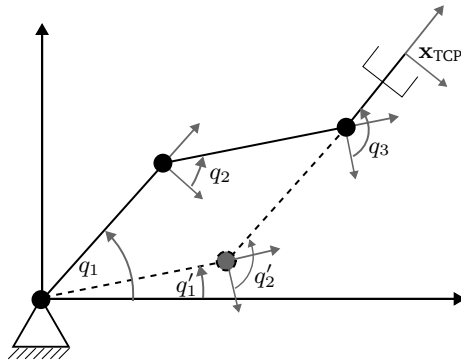


Abbildung 2.15: 2D-Manipulator mit 3 Freiheitsgraden (In Anlehnung an [Sic09] und [Hop21])

2.3.2 Inverse Kinematik

Die inverse Kinematik beschäftigt sich mit der Umkehrung der Vorwärtskinematik: Aus einer Sollposition des Endeffektors in Weltkoordinaten sollen die notwendigen Stellungen der Gelenkkoordinaten bestimmt werden.

Abbildung 2.15 zeigt ein einfaches Beispiel eines 2D-Manipulators. Selbst in diesem einfachen Beispiel ist die besondere Herausforderung der inversen Kinematik, nämlich die kinematische Mehrdeutigkeit, erkennbar: Eine feste Position des Endeffektors x_{TCP} kann mit den Gelenkstellungen q_1 und q_2 erreicht werden, dieselbe Endposition ist jedoch auch mit den Stellungen q_1' und q_2' zu erreichen. Als alltägliches Beispiel kann hier die Positionierung der eigenen Hand dienen: Soll die Hand an einen festen Punkt im Raum bewegt werden, kann dies mit unterschiedlichen Stellungen des Schulter-, Ellenbogen- und Handgelenk realisiert werden. Eine eindeutige Lösung ist damit nur über Einbeziehung von Randbedingungen erreichbar. Für eine detaillierte Behandlung wird an dieser Stelle auf die einschlägige Literatur z.B. [Sic09; Web19] bzw. für die 3D-Servo-Press (3DSP) im Speziellen auf [Hop21] verwiesen.

2.3.3 Differentielle Kinematik

Moderne Servo-Antriebe bieten die Möglichkeit Geschwindigkeiten als Stellgröße vorzugeben, die dann über interne Geschwindigkeitsregelkreise verarbeitet werden. Diese Soll-Geschwindigkeiten können aus der differentiellen Kinematik ermittelt werden. Die differentielle Kinematik beschreibt den Zusammenhang zwischen der Geschwindigkeit des Effektors $\dot{\boldsymbol{x}}$ und der Geschwindigkeit der Antriebe $\dot{\boldsymbol{q}}$. Betrachtet man eine konstante Gelenkposition, lässt sich das Problem über eine lineare Abbildung darstellen, die mittels der Jacobimatrix \boldsymbol{J} in Vektorform ausgedrückt werden kann [Mar20].

$$\dot{\boldsymbol{x}} = \frac{\partial f(\boldsymbol{q})}{\partial \boldsymbol{q}} \boldsymbol{q} = \boldsymbol{J}(\boldsymbol{q}) \dot{\boldsymbol{q}} \quad (2.2)$$

Analog zur klassischen Getriebelehre stellt die Jacobimatrix \boldsymbol{J} also das Übersetzungsverhältnis zwischen der Antriebsseite \boldsymbol{q} und der Abtriebsseite \boldsymbol{x} dar. Übertragen auf eine beliebige differentielle Kinematik muss die Jacobimatrix \boldsymbol{J} hierfür invertierbar, also quadratisch mit vollem Rang sein.

Auf Basis der Inversen der Jacobi-Matrix ergibt sich die inverse differentielle Kinematik zu:

$$\dot{\boldsymbol{q}} = \boldsymbol{J}^{-1}(\boldsymbol{q}) \dot{\boldsymbol{x}} \quad (2.3)$$

Daraus formuliert [Hop21] die Regelung eines Positionsfehlers der 3DSP als:

$$\dot{\boldsymbol{q}} = \boldsymbol{J}^{-1}(\boldsymbol{q}) \cdot \boldsymbol{K}_p \cdot \boldsymbol{e} \quad (2.4)$$

Dabei ist \boldsymbol{K}_p eine Diagonalmatrix, die auf der Hauptdiagonale die Verstärkungsfaktoren der jeweiligen Regelabweichungen $\boldsymbol{e} = \boldsymbol{x}_{\text{soll}} - \boldsymbol{x}$ beinhaltet.

Besondere Aufmerksamkeit verdient die Behandlung von kinematischen Singularitäten ($\boldsymbol{J} \rightarrow 0$). Das Vorzeichen der Jacobimatrix kann hier wechseln und dadurch unerwünschte Schwingungen und Regelungsinstabilitäten verursachen. Zur Reduzierung dieser Probleme wird bei Industrierobotern eine Absenkung der Antriebsgeschwindigkeiten auf Null beim Erreichen einer singulären Stellung erzwungen [Far18], bzw. werden diese Singularitäten durch zusätzliche Freiheitsgrade in redundanten Kinematiken vermieden [Sve17; Wu19] oder die Kinematik so ausgelegt, dass die Singularitäten außerhalb des Arbeitsraumes auftreten [GS16].

Sämtliche Vorgehensweisen sind im Fall einer Umformmaschine jedoch nicht zielführend, da der Arbeitspunkt einer Presse um den unteren Totpunkt herum, also im Bereich einer kinematischen Singularität, liegt. [HPG19; Hop21] nutzten deshalb Ansätze der robusten Regelung zur Totpunktbehandlung der 3DSP. Robuste Regelungen verfolgen dabei das Ziel, eine stabile Regelung für den kompletten Arbeitsbereich auch unter Einfluss von Unsicherheiten zu gewährleisten. Dies führt in aller Regel zu Einbußen in der Performanz des Reglers [Hry18].

Diese Unsicherheiten können daher rühren, dass die Jacobimatrix im Bereich der Totpunkte gegen Null bzw. ihre Inverse gegen unendlich und somit auch die Stellgröße \dot{q} gegen unendlich strebt (vgl. Gleichung 2.4). Dieses Problem umgeht [Hop21] durch eine Regularisierung der Jacobimatrix mit einem Damped-Least-Squares (DLS) Ansatz nach [NH86]. Dabei wird die regularisierte Jacobimatrix \mathbf{J}^+ mit Hilfe der transponierten Matrix \mathbf{J}^T und einem Dämpfungsfaktor λ approximiert:

$$\mathbf{J}^+ = \frac{\mathbf{J}^T}{\mathbf{J}\mathbf{J}^T + \lambda^2 \mathbf{E}} \quad (2.5)$$

Dabei führt ein hoher Dämpfungsfaktor λ dazu, dass \mathbf{J}^+ im Bereich der kinematischen Singularitäten gegen 0 geht. Ersetzt man die inverse Jacobimatrix \mathbf{J}^{-1} aus Gleichung 2.4 mit der regularisierten Jacobimatrix \mathbf{J}^+ , wird offensichtlich, dass durch die Dämpfung λ im Bereich der Totpunkte auch die Stellgrößen gegen 0 gehen. Um dieses „Festfahren“ in den Totpunkten zu vermeiden, wurde eine Vorsteuerung in die Regelung der 3DSP integriert [Hop21]. Eine Regelung der Bauteilqualität muss also an die bisherige Pressenregelung von [Hop21] anknüpfen.

2.4 3D-Servo-Pressse

Am PtU wurde in den letzten Jahren eine neuartige Umformmaschine entwickelt [Gro10]. Der Stößel der 3DSP kann zusätzlich zur konventionellen Vertikalbewegung des Stößels in z -Richtung noch um zwei Kippfreiheitsgrade $\theta_{x,\text{TCP}}$ und $\theta_{y,\text{TCP}}$ verkippen (vgl. Abb. 2.16). Die Freiheitsgrade lassen sich unabhängig voneinander steuern. Dadurch ist es möglich, beispielsweise eine einseitige Verkipfung inner-

halb eines Hubs zu realisieren. Zudem können durch gezielte Steuerung taumelnde Stößelbewegungen innerhalb eines Hubs durchgeführt werden.

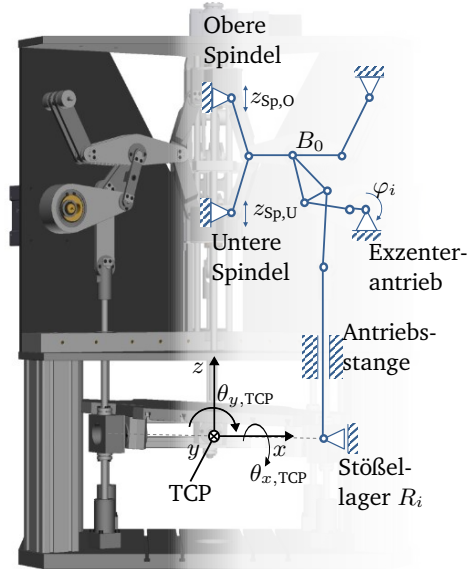


Abbildung 2.16: Kinematik und Koordinatensystem der 3DSP (Abbildung [GHS17]; Formelzeichen und Koordinatensystem geändert)

Mit Hilfe dieser zusätzlichen Freiheitsgrade können neuartige Umformprozesse realisiert werden [Sch10] oder aber bestehende Prozesse gezielt beeinflusst werden [Cal15b; Cal15a] und [E8]. Eine tiefere Einführung in die Regelung der verwendeten 3D-Servo-Press erfolgt in Kapitel 4.1.

3 Zielsetzung und Forschungsfragen

3.1 Fazit zum Stand der Technik

Wie im Stand der Technik beschrieben, wird das Gutteilfenster beim Tiefziehen durch die Hauptfehler Falten und Reißer begrenzt. Der Prozess wird auch nach seiner Auslegung und initialen Einstellung durch eine Vielzahl von schwankenden Faktoren beeinflusst. Hierzu zählen insbesondere chargenbedingte Schwankungen in den Materialparametern und tribologischen Verhältnissen (vgl. Abbildung 2.6). Aber auch andere Effekte wie Verschleiß an den Werkzeugen bzw. deren Komponenten können einen negativen Einfluss auf einen zunächst stabilen Prozess haben und zum plötzlichen Auftreten von Ausschuss führen.

Um diesen Effekten zu begegnen, wurden in der Vergangenheit zahlreiche Werkzeugsysteme konstruiert, die sich eine definierte Durchbiegung des Werkzeugs zunutze machen [Rit07]. Dabei wurden zunächst passive Werkzeugsysteme genutzt, während der Fokus in den letzten Jahrzehnten verstärkt auf der gezielten Beeinflussung der Werkzeugdurchbiegung durch Hydraulikzylinder, Mehrpunktziehkissen oder Gasdruckfedern lag. Die benötigte Regelungshardware, wie speicherprogrammierbare Steuerungen (SPS), Sensoren und Aktoren, wird in die Umformwerkzeuge integriert und in der Regel über die Erfassung der Stößelposition mit der Pressenbewegung gekoppelt. Dies hat zur Folge, dass aktuelle Werkzeugsysteme für die aktive Beeinflussung von Tiefziehprozessen komplexe mechatronische Systeme sind, deren Entwicklung mit hohem Aufwand verbunden ist. Weiterhin sind diese Werkzeuge aufgrund der verbauten Aktorik wesentlich teurer als konventionelle Ziehwerkzeuge.

Neuartige Pressenkonzepte, wie die am Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen entwickelte 3D-Servo-Pressen, bieten zusätzliche Freiheitsgrade im Vergleich zu konventionellen Umformmaschinen: Neben einer rein translatorischen Vertikalbewegung kann der Stößel der 3D-Servo-Pressen um zwei horizontale Achsen verkippt werden. Diese zusätzlichen Freiheitsgrade bieten die Möglichkeit, Umformprozesse gezielt zu beeinflussen. Anders als bei herkömmlichen Umformmaschinen wird der regelnde Eingriff dabei durch die Stößeltrajektorie bestimmt und mit derselben speicherprogrammierbaren Steuerung berechnet wie die Pressenbewegung. Dies bietet die Chance zur erheblichen Kosteneinsparung, da sowohl Aktorik als auch Rechenleistung zentral in die Maschine integriert und somit universell nutzbar sind. Es findet also eine Transformation von *intelligenten Werkzeugen* hin zu *intelligenten Umformmaschinen* statt. Da das Tiefziehen eines der am häufigsten genutzten Verfahren in der Blechumformung ist, stellt sich die Frage, ob dieser Trend auch auf Tiefziehprozesse übertragen werden kann. Dafür bietet die 3DSP einen guten Ausgangspunkt, da durch die Stößelverkipfung grundsätzlich eine lokale Kraft aufgeprägt werden kann [Sch10; Ave14].

3.2 Zielsetzung

Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Beantwortung folgender Fragestellung:

(Wie) können Tiefziehprozesse auf einer 3D-Servo-Pressen realisiert und mittels einer Online-Regelung beeinflusst werden?

Zur Beantwortung dieser Frage werden die folgenden Teilaspekte untersucht:

1. **Werkzeuggestaltung für 3D-Servo-Pressen:** Wie muss ein Werkzeugsystem zur Online-Regelung eines Tiefziehprozesses auf einer 3D-Servo-Pressen gestaltet sein?
2. **Einfluss des Werkzeugsystems auf den Tiefziehprozess:** Welche Eigenschaften hat das neu entwickelte Werkzeug im Vergleich zu herkömmlichen Werkzeugsystemen?

-
3. **Übertragbarkeit auf konventionelle Ziehpressen:** Lassen sich die gewonnenen Erkenntnisse auf konventionelle Pressen übertragen?
 4. **Online-Regelung von Tiefziehprozessen:** Wie können die Freiheitsgrade einer 3D-Servo-Presse zur Prozessregelung genutzt werden?

3.3 Vorgehen

Zur Untersuchung der ersten Teilforschungsfrage wird zunächst ein neuartiges Tiefziehwerkzeug unter Berücksichtigung der besonderen Anforderungen einer 3D-Servo-Presse entwickelt (Kapitel 4.2). Um die Übertragbarkeit des Werkzeugkonzeptes auf konventionelle Pressentypen zu untersuchen, werden anschließend zunächst Untersuchungen am passiven Werkzeug, also ohne Ausnutzung der zusätzlichen Freiheitsgrade der 3D-Servo-Presse, durchgeführt (Kapitel 6). Anschließend wird die grundsätzliche aktive Beeinflussbarkeit eines Tiefziehprozesses durch Verkippen des Stößels nachgewiesen (Kapitel 7.1). Darauf aufbauend werden verschiedene Regelungsansätze abgeleitet (Kapitel 7.2), deren Einfluss auf den Tiefziehprozess zunächst an rotationssymmetrischen Bauteilen untersucht (7.3.2) sowie ein Übertrag auf nicht-rotationssymmetrische Bauteile betrachtet (Kapitel 7.4). Bei allen Untersuchungen wird das Auftreten von Einbußen in der Bauteilqualität in Form von Reißen bzw. Falten als Beurteilungskriterium herangezogen. Abschließend werden die erzielten Ergebnisse in ihrer Gesamtheit diskutiert und Anknüpfungspunkte für weitere Forschungsarbeiten aufgezeigt (Kapitel 8).

Eine detaillierte Beschreibung der durchgeführten Untersuchungen erfolgt in Kapitel 5.1.

4 Verwendete Versuchsanlagen

Im folgenden Abschnitt werden die im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Versuchsanlagen vorgestellt. Dazu wird zunächst auf die verwendete Umformmaschine, eine 3D-Servo-Pressen (3DSP), und anschließend auf das entwickelte Werkzeugsystem mit kardanischem Niederhalter eingegangen.

4.1 3D-Servo-Pressen

4.1.1 Pressenkinematik

Die folgende Beschreibung bezieht sich auf Abbildung 2.16 und stützt sich auf die Beschreibung der mechanischen Konstruktion der Presse durch [Sch10]. Die Freiheitsgrade der 3D-Servo-Pressen werden durch die besondere Kinematik, bestehend aus zwei Spindeltrieben und drei Exzenterantrieben, realisiert. Die drei Exzenterantriebe sind jeweils Teil eines eigenen Kniehebelgetriebes, welche im Winkel von 120° zueinander angeordnet sind. Dabei sind alle drei Getriebe baugleich, weshalb der Aufbau nur an einem Getriebe erklärt wird. Sämtliche Erklärungen beziehen sich auf Abbildung 4.1. Die Spindeltriebe dienen dabei zur Verstellung des oberen Totpunktes (OT) und des unteren Totpunktes (UT), während die Exzenterantriebe zur Umsetzung des Hubs genutzt werden. Durch die Position der oberen Spindel $z_{Sp,O}$ und der unteren Spindel $z_{Sp,U}$ zueinander wird die Lage des Punktes H bestimmt, welcher einer der beiden Aufhängepunkte der Brücke ist. Der zweite Auflagepunkt ist Punkt F , welcher über eine starre Lasche mit Punkt E verbunden ist. Der Punkt E selbst ist ein Festlager, das am Pressengestell befestigt ist. An der Brücke ist am Punkt B_0 ein Lager angebracht, welches das obere Lager des Kniehebelgetriebes

darstellt. Sowohl die Horizontal- als auch die z -Position des Punktes B_0 hängen von der Position des Punktes H und damit von der Stellung der Spindeln ab.

Die Hubbewegung wird durch den Exzenterantrieb φ_i realisiert: Durch die Position des Exzenterantriebs wird Punkt A verschoben, welcher über das Exzenterpleuel an Punkt B mit der Schwinge verbunden ist. An der Schwinge selbst ist an Punkt C das Hubpleuel befestigt, das die Vertikalbewegung der Schwinge über Punkt D an die Antriebsstange weiterleitet. Diese überträgt die Bewegung an den Stößelanlenkpunkten R_i auf die Stößelplatte. Dabei wird auch ersichtlich, dass die Position von R_i nicht nur von den Exzenterantrieben abhängt, sondern auch von der z -Position des Punktes B_0 . Werden die Spindelantriebe also innerhalb eines Hubs verstellt, kommt es zu einer Überlagerung der Einflüsse aus Exzenter- und Spindelantrieben. Der Einfluss der Spindeln wurde von [Hop21] als Störgröße modelliert und wird im Folgekapitel genauer vorgestellt.

Die Hubbewegungen der einzelnen Exzenterantriebe können unabhängig voneinander erfolgen, was die Besonderheit der 3D-Servo-Pressen verdeutlicht: Werden alle Exzenterantriebe phasengleich angesteuert, kann ein Dauerhub ähnlich einer konventionellen weggebundenen Presse durchgeführt werden. Werden die Exzenterantriebe jedoch phasenungleich angesteuert, kann eine Verkippung um die x -Achse ($\theta_{x,\text{TCP}}$) bzw. um die y -Achse ($\theta_{y,\text{TCP}}$) realisiert werden.

Besondere Bedeutung kommt dabei dem Werkzeugmittelpunkt (engl. Tool-Center-Point (TCP)) zu, da dieser als Bezugspunkt für die Beschreibung der Stößelpose genutzt wird [Sch10; Hop21]. Der TCP ist auch für die Konstruktion von Werkzeugen von großer Bedeutung, da an diesem Punkt die Kippbewegung unabhängig von der z_{TCP} -Position ist, also eine Entkopplung der Stößelfreiheitsgrade vorliegt [Sch10]. Für eine weiterführende Behandlung der Kinematik sei an dieser Stelle auf vorangegangene Arbeiten wie [Sch10; Bet17; Hop21] verwiesen. Um eine Regelung des komplexen Gesamtsystems zu ermöglichen, wurde dieses von [Hop21] in mehrere Teilsysteme aufgeteilt (vgl. Abb. 4.1). So wird zunächst aus dem Teilsystem „Spindel“ über die Jacobimatrix J_{Sp} die aktuelle Position des Punktes B_0 bestimmt, der dann als einheitlicher Eingang für die drei Exzenterantriebe dient. Innerhalb der Teilsysteme Exzenter 1 - 3 ergibt sich basierend auf den jeweiligen Exzenterstellungen φ_i mit der Jacobimatrix J_{φ_i} und der Übertragung des Punktes B_0 mit

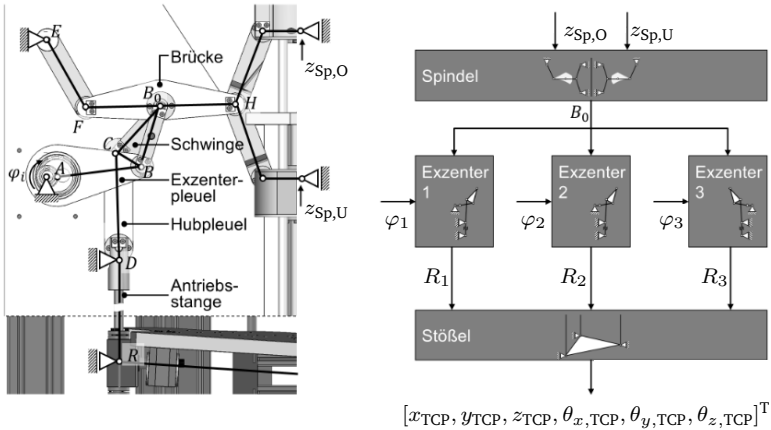


Abbildung 4.1: Teilsysteme der Pressenkinematik (Abbildung [Hop21]; Formelzeichen angepasst)

der dazugehörigen Jacobimatrix J_{B_0} die Position des zugehörigen Stößellagers R_i . Hieraus lässt sich abschließend die Position des Stößels bestimmen.

Aufgrund der geringeren Anzahl von Systemeingängen (R_i) im Vergleich zu den Systemausgängen entstehen zwangsläufig Abhängigkeiten der Freiheitsgrade. Folglich können nur einige der Freiheitsgrade unabhängig voneinander geregelt werden. Weiterhin führen drei Eingänge und sechs Ausgänge zu einer Jacobimatrix $J_{St} \in \mathbb{R}^{6 \times 3}$, wodurch die Jacobimatrix nicht invertierbar ist. Da dies jedoch eine zwingende Voraussetzung für eine Steuerung bzw. Regelung ist, wurden von [Hop21] die Stößelkoordinaten auf

$$\mathbf{x}_{St} = \begin{bmatrix} \theta_{x,TCP} \\ \theta_{y,TCP} \\ z_{TCP} \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^{3 \times 1} \quad (4.1)$$

festgelegt und als Grundlage der Regelung verwendet.

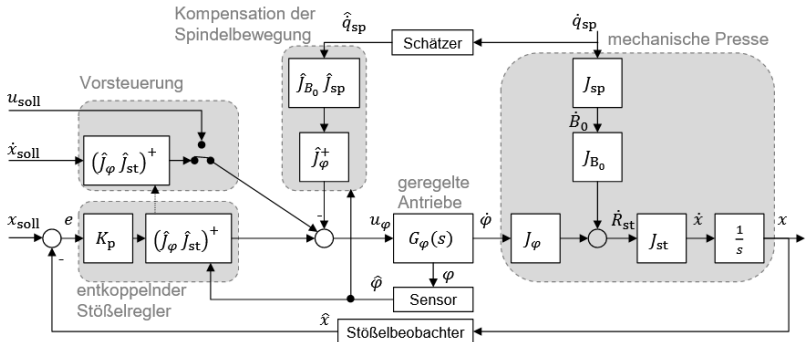


Abbildung 4.2: Regelung der 3D-Servo-Press (Abbildung: [Hop21])

4.1.2 Stoßelregelung

Basierend auf der Kinematik kann die Regelung der 3DSP wie in Abbildung 4.2 zusammengefasst werden.

In [Hop21] wurden die Lageregelung des Stoßels dabei in drei Teilkomponenten aufgegliedert. Zusammengefasst ergibt sich der Vektor der Stellgrößen der Exzenterantriebe \mathbf{u}_φ wie folgt:

$$\mathbf{u}_\varphi = \mathbf{u}_{\text{Regelung}} + \mathbf{u}_{\text{Vorsteuerung}} - \mathbf{u}_{\text{Kompensation}} \quad (4.2)$$

Dabei bildet der erste Term ($\mathbf{u}_{\text{Regelung}}$) die eigentliche Regelung:

$$\mathbf{u}_{\text{Regelung}} = (\mathbf{J}_{\text{st}} \mathbf{J}_\varphi)^+ \mathbf{K}_{p,\varphi} \cdot (\mathbf{x}_{\text{St,soll}} - \hat{\mathbf{x}}_{\text{st}}(\mathbf{q})) \quad (4.3)$$

Darin wird die Sollposition $\mathbf{x}_{\text{St,soll}}$ mit dem Schätzwert der Stoßelposition $\hat{\mathbf{x}}_{\text{st}}(\mathbf{q})$ aus dem Stoßelbeobachter verglichen. Der zweite Term ($\mathbf{u}_{\text{Vorsteuerung}}$) entspricht der durch die Vorsteuerung ermittelten Geschwindigkeit,

$$\mathbf{u}_{\text{Vorsteuerung}} = (\mathbf{J}_{\text{st}} \mathbf{J}_\varphi)^+ \cdot \dot{\mathbf{x}}_{\text{St,soll}} \quad (4.4)$$

die durch numerische Differenzierung aus der Solltrajektorie $\mathbf{x}_{\text{St,soll}}$ ermittelt wird.

Die Vorsteuerung dient dazu, einen Stillstand der Exzenter durch eine zu starke Dämpfung der DLS-Inversen in den Totpunkten zu vermeiden (vgl. Gleichung 2.5 in Kapitel 2.3.3).

Um den Bereich der Singularitäten zu vermeiden, wird die Position der Spindeltriebe so geregelt, dass stets eine möglichst hohe Manipulierbarkeit der Presse gegeben ist, also die Exzenterantriebe möglichst weit entfernt von kinematischen Totpunkten gehalten werden. Hierzu wurde von [Hop21] ein Optimierungsalgorithmus implementiert, der dafür sorgt, dass die Spindelpositionen so gewählt werden, dass eine möglichst große Manipulierbarkeit vorliegt. Vereinfacht kann angenommen werden, dass für eine feste z_{TCP} -Position die Spindeln so gesteuert werden, dass die Exzenterantriebe φ_i stets genau zwischen ihren Totpunkten stehen. Dies hat zur Folge, dass eine Bewegung der Exzenter einen möglichst großen Einfluss auf die Stößelpose hat. Für eine detaillierte Beschreibung wird auf [Hop21] verwiesen. Durch das Verfahren der Spindeln kommt es, wie schon zuvor beschrieben, auch zu einer Verschiebung des Punktes B_0 , was sich ebenfalls auf die z -Position des Stößels auswirkt. Hoppe [HPG19] modellierte dies als Störgröße ($\mathbf{u}_{\text{Kompensation}}$), die sich wie folgt auf die Stößelgeschwindigkeit auswirkt:

$$\mathbf{u}_{\text{Kompensation}} = \hat{\mathbf{J}}_{\varphi}^{+} \cdot \hat{\mathbf{J}}_{B_0} \cdot \hat{\mathbf{J}}_{\text{Sp}} \cdot \dot{\mathbf{q}}_{\text{Sp}} \quad (4.5)$$

Zur Kompensation der Spindelgeschwindigkeit $\dot{\mathbf{q}}_{\text{Sp}}$ wird diese zunächst über $\hat{\mathbf{J}}_{\text{Sp}}$ in die Geschwindigkeit des Punktes B_0 umgerechnet. Diese Geschwindigkeit wiederum wird über $\hat{\mathbf{J}}_{B_0} \in \mathbb{R}^{3 \times 2}$ auf die Geschwindigkeit der Stößellager \mathbf{R} überführt. Durch Rückrechnung der Stößellagergeschwindigkeit auf die Exzenterantriebe mittels $\hat{\mathbf{J}}_{B_0}$ kann die Geschwindigkeitsstörgröße auf den jeweiligen Exzenter berechnet werden. Ist der Hub klein und die Spindeln werden nur sehr langsam nachgeführt, kann näherungsweise $\mathbf{u}_{\text{Kompensation}} \approx 0$ angenommen werden, wodurch sich die Berechnung der Sollgrößen \mathbf{u}_{φ} vereinfacht.

Weiterhin führt die gedämpfte Jacobimatrix auch dann zur Dämpfung der kompletten Bewegung, wenn sich nur ein einzelner Antrieb in einer singulären Position befindet [Hop21]. Dies kann dazu führen, dass die Soll-Pose eventuell nicht mehr erreicht werden kann. Um dies zu umgehen, kann die DLS-Inverse (Gleichung 2.5) um eine Gewichtungsmatrix \mathbf{Q} ergänzt werden. [Hop21]

$$\mathbf{J}^+ = \frac{\mathbf{J}^T \mathbf{Q}}{\mathbf{J} \mathbf{Q} \mathbf{J}^T + \lambda^2 \mathbf{E}} \quad (4.6)$$

Diese Erweiterung führt dazu, dass im Bereich der Totpunkte eine Gewichtung der einzelnen Freiheitsgrade zueinander über die Gewichtungsfaktoren \mathbf{Q} und außerhalb der Totpunkte über die Verstärkungsfaktoren \mathbf{K}_p erfolgen kann. Eine Bevorzugung eines bestimmten Freiheitsgrades ist immer dann sinnvoll, wenn dieser zwingend notwendig für das Erreichen des Prozesszieles ist. Beispielsweise ist beim Tiefziehen das Erreichen der geforderten Ziehtiefe ein Qualitätsmerkmal, das notwendigerweise erfüllt werden muss. Zur Regelung von Tiefziehprozessen auf der 3DSP sollte deshalb die Ziehtiefe höher als die Stößelverkipfung gewichtet werden, da ein nicht vollständig gezogenes Bauteil automatisch Ausschuss ist.

4.1.3 Fazit

Innerhalb der Vorarbeiten zur 3D-Servo-Pressen, speziell denjenigen von [Sch10] und [HPG19; Hop21], wurde die Kinematik der 3DSP aufgestellt und aus der Kinematik Steuerungen bzw. Regelungen abgeleitet. Beide Arbeiten konzentrieren sich dabei auf die Regelung des TCP. Da also der analytische Zusammenhang zwischen Exzenterantrieben und Stößelkoordinaten im TCP bekannt ist, erscheint es sinnvoll, diese Schnittstelle zu nutzen. Um eine Prozessregelung auf Werkzeugebene zu ermöglichen, muss nun ein (idealerweise analytischer) Zusammenhang zwischen TCP und Prozess gefunden werden. Dies kann bei bekannter Kinematik des Werkzeugs durch Erweiterung des bisherigen Übertragungsverhaltens mit der Jacobimatrix des Werkzeugs \mathbf{J}_{Wkz} erfolgen. Die Gesamtübertragungsfunktion wird also von $\mathbf{J}_{\text{ges}} = \mathbf{J}_{\text{st}} \mathbf{J}_{\varphi}$ zu $\mathbf{J}_{\text{ges}} = \mathbf{J}_{\text{Wkz}} \mathbf{J}_{\text{st}} \mathbf{J}_{\varphi}$ erweitert.

4.2 Entwicklung eines Werkzeugsystems mit kardanischem Niederhalter

Konventionelle Tiefziehwerkzeuge sind aufgrund der steifen Werkzeugkonstruktion nur für die Nutzung auf einer Presse mit einem Freiheitsgrad ausgelegt. Um die

zusätzlichen Freiheitsgrade der 3DSP innerhalb des Werkzeugs nutzbar zu machen, wurde deshalb ein neuartiges Werkzeugkonzept entwickelt. Dieses Werkzeugsystem wurde im Rahmen der Masterarbeit [E5] des Autors selbst konstruiert und über den Verlauf der Dissertation stetig weiterentwickelt. Stellenweise flossen Erkenntnisse aus vom Autor betreuten studentischen Arbeiten mit ein [S1; S5].

4.2.1 Anforderungen

Aus dem Stand der Technik abgeleitet ergeben sich drei übergeordnete Anforderungen an das Werkzeug:

1. Das Werkzeug muss eine lokale Anpassung des Niederhalterdrucks innerhalb eines Hubs erlauben, um eine Regelung des Tiefziehprozesses zu ermöglichen.
2. Um die werkzeugspezifischen Kosten möglichst gering zu halten, darf das Werkzeug keine zusätzliche Aktorik enthalten.
3. Da sich bisherige Forschungsarbeiten auf eine Werkzeuggeometrie konzentrierten, soll im Rahmen dieser Arbeit ein Austausch der Aktivelemente ermöglicht werden, um den Einfluss auf eine rotationssymmetrische und eine nicht-rotationssymmetrische Ziehteilgeometrie zu untersuchen.

Im Rahmen dieser Dissertation werden die wesentlichen Erkenntnisse zusammengefasst, während für die Gesamtentwicklung des Werkzeugkonzeptes auf die entsprechende Abschlussarbeit verwiesen wird [E5].

4.2.2 Mechanischer Aufbau

Beim Tiefziehen auf einfachwirkenden Pressen können die verwendeten Werkzeuge grundsätzlich in zwei verschiedenen Varianten ausgeführt sein: Zum einen kann der Stempel am Stößel befestigt sein und somit von oben in das Blech eintauchen, zum anderen kann der Stempel aber auch fest am Unterwerkzeug befestigt sein. In Hutlage wird das Blech über den Stempel gestülpt. In beiden Fällen müssen bei einfachwirkenden Pressen ohne Ziehkissen an definierten Stellen Elastizitäten in das Werkzeug eingebracht werden, um die Verschiebung des Stößels in eine Kraft umzusetzen.

Wird das Werkzeug in Hutlage aufgebaut (Abbildung 4.3), kommt es ausgehend vom Stößel zu einer Überlagerung der benötigten Zieh- und Niederhalterkräfte, welche sich erst im Blech selbst in zwei getrennte Kraftflüsse aufteilen.

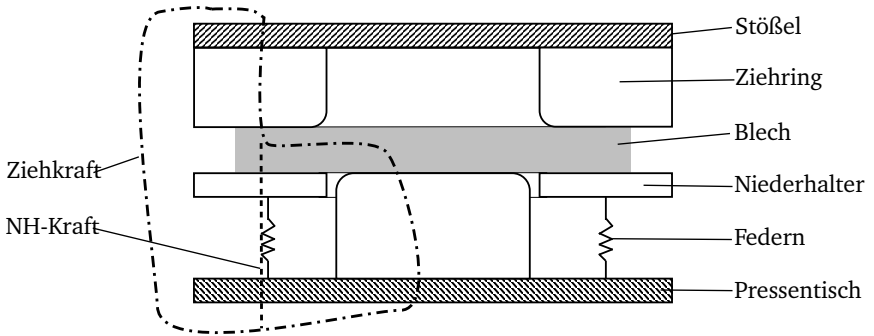


Abbildung 4.3: Prinzip eines Tiefziehwerkzeugs in Hutlage mit eingezeichneten Kraftflüssen (Abbildung: [E5])

Somit hat die Beeinflussung der Niederhalterkraft durch den Stößel auch unweigerlich eine Beeinflussung der Ziehkraft zur Folge. Weiterhin würde eine Verkippung des Ziehrings ebenfalls zu einer lokalen Verengung des Ziehspalts führen. Dies kann innerhalb der Zarge zu einem erhöhten Abstreckanteil führen, was zum vorzeitigen Bauteilversagen und damit zu Ausschuss bzw. zu minderwertiger Qualität führen würden. Aus regelungstechnischer Sicht ist diese Überlagerung der Einflussfaktoren ebenfalls nicht wünschenswert, da somit der Regeleingriff (Stößelverkippung) nicht mehr eindeutig einem Prozessergebnis zugeordnet werden kann.

Betrachtet man dahingegen das Tiefziehen mit obenliegendem Stempel (Abb. 4.4), fällt auf, dass keine Überlagerung der Niederhalter- und Ziehkraft vorliegt. Weiterhin könnten die formgebenden Werkzeugkomponenten (Stempel und Ziehring) relativ zueinander geführt werden, was für einen konstanten Ziehspalt sorgt. Somit kann die lokale Niederhalterkraft durch die Verkippung des Stößels unabhängig von der Ziehkraft angepasst werden. Die Verkippung des Stößel beeinflusst lediglich die Niederhalterkraft, was auch aus regelungstechnischer Sicht vorteilhaft ist. Weiterhin ist nun die Gesamtniederhalterkraft $F_{NH,ges}$ abhängig von der vertikalen Verschiebung

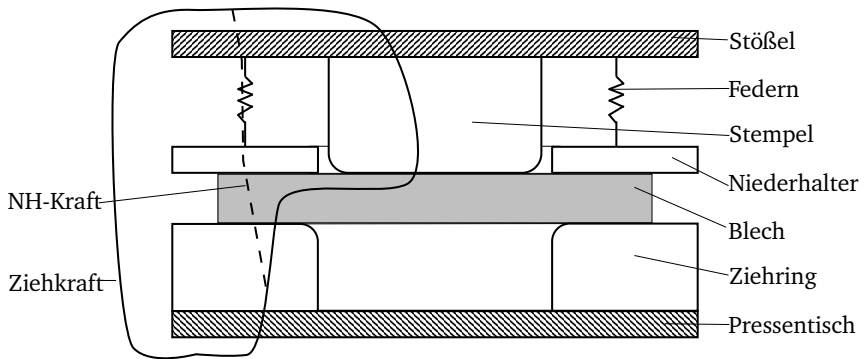


Abbildung 4.4: Prinzip eines Tiefziehwerkzeugs mit Stempel oben [E5]

des Stößels.

Aufgrund des konstanten Ziehspaltes und des getrennten Kraftflusses ausgehend vom Stößel wurde ein Werkzeug mit obenliegendem Stempel konstruiert.

4.2.3 Kinematische Entkopplung

Zur Umsetzung des Tiefziehprozesses auf der 3DSP soll die vertikale Stößelbewegung zum Erreichen der angestrebten Ziehtiefe genutzt werden, während die Kippfreiheitsgrade für die Prozessbeeinflussung zur Verfügung stehen. Dementsprechend ist eine Entkopplung der Freiheitsgrade notwendig. Eine konstruktive Besonderheit der 3DSP ist der sogenannte Tool Center Point (TCP), in welchem die Verkipfung des Stößels keinen Einfluss auf die vertikale Position des Stößels hat [Sch10].

Zur kinematischen Entkopplung auf Werkzeugebene wurden in der Vergangenheit Kalottenlager genutzt, deren Drehpunkt sich im TCP befindet. Da hiermit nur Druckkräfte übertragen werden können, wurde die Rückstellung des Werkzeugs in den oberen Totpunkt durch werkzeuginterne Pneumatikzylinder, also externe Aktoren, realisiert [Sch10]. Da im Rahmen dieser Arbeit jedoch eine Regelung des Tiefziehprozesses lediglich durch die Stößelfreiheitsgrade der 3DSP erfolgen sollen, muss der Rückhub auch über den Pressenhub aktuiert werden. Deshalb wurde ein

Kugelgelenk im Oberwerkzeug integriert, dessen Drehpunkt im TCP liegt und so die Vertikalbewegung von der Kippbewegung des Stößels entkoppelt (vgl. Abb. 4.7).

4.2.4 Kardanischer Niederhalter

Eine lokal unterschiedliche Kraftaufbringung ist nur dann möglich, wenn eine (gezielte) Nachgiebigkeit im System existiert. Bisherige Werkzeugsysteme nutzten deshalb zur In-Prozess-Beeinflussung des Niederhalterdrucks die lokale Nachgiebigkeit des Werkzeugsystems [Rit07; Bla12]. Da die innerhalb dieser Arbeit genutzte Versuchspressen mit einer Gesamtkraft von 10 kN eine deutlich geringere Umformkraft als konventionelle Pressen besitzt, müssen die Bauteile wesentlich kleiner als in bisherigen Forschungsarbeiten ausgeführt werden. Durch die kleineren Bauteilabmessungen sind auch die erforderlichen Niederhalterkräfte deutlich geringer, sodass auch die lokalen Kraftüberhöhungen deutlich geringer ausfallen müssen als in bisherigen Arbeiten. Um dennoch eine nennenswerte Durchbiegung des Niederhalters zu ermöglichen, müsste dieser eine sehr dünne Materialstärke aufweisen, was sich insbesondere hinsichtlich des Verschleißes stark negativ auswirken würde. Stattdessen muss die gezielte Nachgiebigkeit durch zusätzliche Freiheitsgrade realisiert werden.

Aufgrund der zu erwartenden geringen Niederhalterkräfte werden die Aktivelemente näherungsweise als ideal starre Körper betrachtet. Sie werden im Rahmen der hier durchgeführten ersten Betrachtung mit planen Aktivflächen hergestellt und beidseitig überschliffen. Hierdurch kann eine hohe Ebenheit der einzelnen Platten erzielt werden, jedoch ist noch nicht sichergestellt, dass die geführten Platten einen flächigen Kontakt haben, da es zu Fluchtungsfehlern bzw. Bearbeitungstoleranzen kommen kann.

Erlaubt man jedoch, dass sich eine der beiden Platten um zwei Kippfreiheitsgrade relativ zur anderen verkippen kann, ist eine plane Auflage gewährleistet.

Der Niederhalterträger (Abb. 4.5) besteht aus einem Außenrahmen, welcher über Gleitführungen relativ zum restlichen Werkzeug geführt wird und stets parallel zur xy -Ebene gehalten wird. Im Außenrahmen selbst sind Nadellager eingelassen, die eine Rotation des Innenrahmens relativ zum Außenrahmen erlauben. Dies bildet die erste Kippachse $\theta_{y,NH}$ des Niederhalters. Im Innenrahmen selbst befindet sich

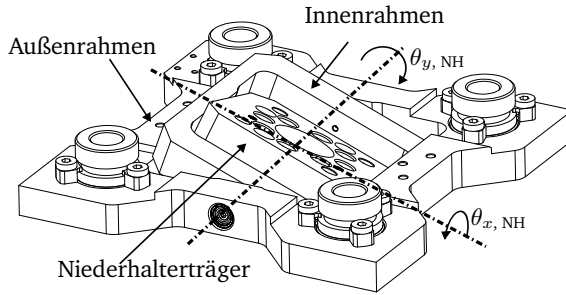


Abbildung 4.5: CAD-Darstellung des kardanischen Niederhalters (Kippung stark überzeichnet)

eine zweite Rotationsachse ($\theta_{x,NH}$), die eine Verkippung der Innenplatte relativ zum Innenrahmen ermöglicht. Durch die zwei im 90° -Winkel angeordneten Rotationsachsen hat der Niederhalterträger die Freiheitsgrade eines Kardangelenks. Für den weiteren Verlauf der Arbeit wird die vorgestellte Konstruktion deshalb als kardanischer Niederhalter bzw. kardanischer Niederhalterträger bezeichnet.

Die Federn zur Erzeugung der Niederhalterkraft sind dabei auf einem Kreis mit einem Durchmesser von $D = 60\text{mm}$ angeordnet (Abbildung 4.6).

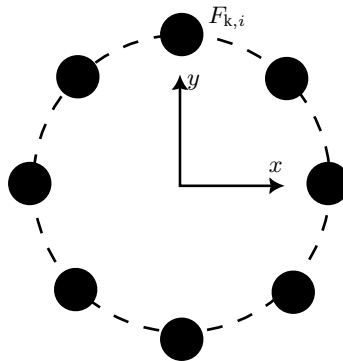


Abbildung 4.6: Position der Federn (schwarze Punkte) im Werkzeug

Beim gewählten Konzept mit obenliegendem Stempel und obenliegenden Federn

(vgl. Abbildung 4.4) ist die Gesamtkraft der Federn $F_{k,ges}$ abhängig von der aktuellen Ziehtiefe. Dieser Effekt lässt sich durch Betrachtung einer einzelnen Feder mit der Kraft $F_{k,i}$ darstellen. Die Kraft einer einzelnen Feder $F_{k,i}$ mit Federsteifigkeit k ist abhängig von der Ziehtiefe z_{dd} , der Vorspannung Δl_0 sowie der durch Stoßelverkipfung φ hervorgerufenen Längenänderung.

$$F_{k,i} = k(\Delta l_0 + z_{dd} + \frac{D}{2} \tan(\varphi)) \quad (4.7)$$

Aus Gleichung 4.7 wird ersichtlich, dass die Kraft im Prozess durch zwei Größen variiert werden kann. Einerseits nimmt die Ziehtiefe z_{dd} weiter zu, andererseits kann eine zweite Kraft abhängig vom Kippwinkel φ erzeugt werden. Das Verhältnis dieser Kräfte zueinander kann somit als Maß für die Beeinflussbarkeit des Prozesses herangezogen werden. Auf diese Weise lässt sich abschätzen, welchen Einfluss eine Verkipfung auf den Prozess hat.

$$\frac{F_\varphi}{F_z} = \frac{k \cdot r \tan \varphi}{k \cdot (z_{dd} + \Delta l_0)} = \frac{r \tan \varphi}{(z_{dd} + \Delta l_0)} \quad (4.8)$$

Aus dem Zusammenhang in Gleichung 4.8 werden mehrere Punkte ersichtlich:

1. Mit zunehmender Ziehtiefe nimmt die Beeinflussbarkeit des Prozesses durch die Stoßelverkipfung ab. Dies liegt daran, dass die maximale Amplitude der Verkipfung $r \tan \varphi$ und somit auch die durch Verkipfung erreichbare Kraft F_φ konstant bleibt. Dahingegen nimmt die Gesamtkraft F_z mit steigender Ziehtiefe zu.
2. Je höher die Vorspannung der Federn Δl_0 , desto weniger Einfluss hat die Verkipfung auf die wirkende Kraft in der Feder. Die Vorspannung der Federn hat den gleichen Effekt wie eine größere Ziehtiefe zur Folge: Die Gesamtkraft F_z steigt an, während F_φ nicht durch die Vorspannung beeinflusst wird.
3. Das Verhältnis der Kräfte ist unabhängig von der gewählten Federsteifigkeit k . Dies erlaubt den einfachen Übertrag von Regelungen auf andere Federsteifigkeiten.

Weiterhin wird deutlich, dass die Beeinflussbarkeit durch Verkipfung bei geringen Ziehtiefen, also $z_{dd} \rightarrow 0$, gegen unendlich strebt. Diese Beobachtung ist jedoch von

geringer praktischer Relevanz, da bei $z_{dd} \rightarrow 0$ das Blech nicht tiefgezogen wird und eine Beeinflussung somit nicht notwendig ist. Für Ziehtiefen von $z_{dd} > 0$ kann der Prozess zu Beginn deutlich stärker beeinflusst werden als zum Ende.

4.2.5 Fertiges Werkzeugsystem

Das fertig entwickelte Werkzeugsystem ist in Abbildung 4.7 dargestellt und wird im Folgenden beschrieben. Ausgehend vom Stößel der Presse ergeben sich zwei parallele

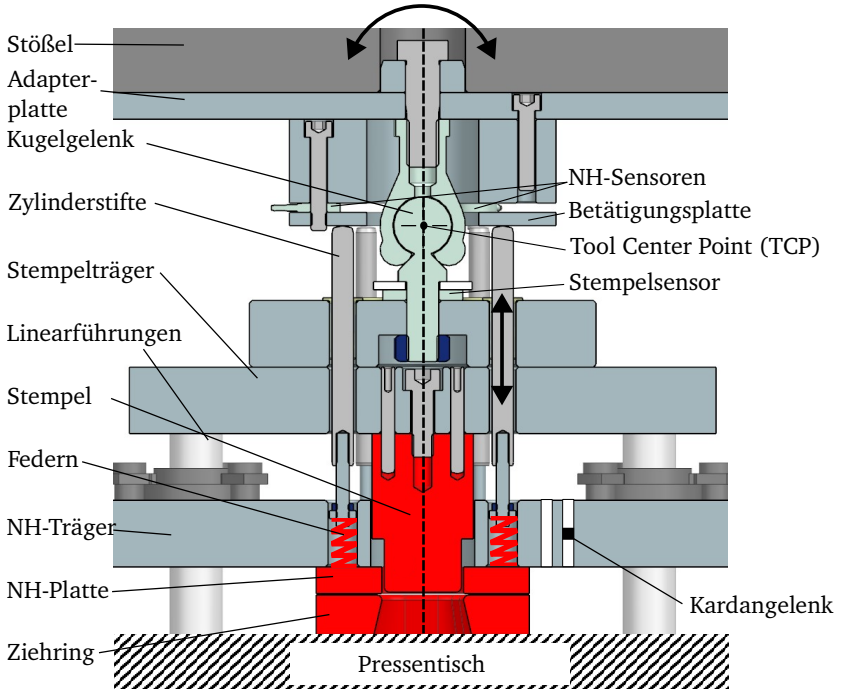


Abbildung 4.7: Schnittdarstellung des Werkzeugsystems mit kardanischem Niederhalter mit konventionellem Niederhalter (links) und kardanischem Niederhalter (rechts)

le Kraftflüsse, die einzeln erläutert werden sollen. Durch die vertikale Verschiebung des Stößels werden die unterhalb der Zylinderstifte angeordneten Federn gestaucht und üben somit Einzelkräfte auf die Niederhalterplatte (NH-Platte) aus. Die Reaktionskräfte können über drei Kraftsensoren für die Niederhalterkraft (NH-Sensoren) erfasst werden. Da die Zylinderstifte frei an der Betätigungsplatte abgleiten können, lassen sich die Niederhalterkräfte einseitig erhöhen, da die Federn auf der entspre-



Abbildung 4.8: Fertiges Werkzeug im Prototyp der 3D-Servo-Press

chenden Seite stärker gestaucht werden. Dieser Effekt wird durch den kardanisch gelagerten Niederhalterträger (rechts) unterstützt. Zum Vergleich mit einem konventionellen Tiefziehwerkzeug wurde auch ein starrer Niederhalterträger (links) gefertigt.

Die Umformkraft wird über das Kugelgelenk eingeleitet und kann über den im Krafthauptschluss angebrachten Stempelsensor erfasst werden. Anschließend wird sie über den Stempelträger in den Stempel selbst eingeleitet und gelangt so in die Wirkzone. Zur Untersuchung verschiedener Geometrien sind sämtliche Aktivelemente, also Niederhalter, Stempel, Ziehring sowie die Federn zur Erzeugung der Niederhalterkraft austauschbar gestaltet (alle austauschbaren Komponenten in Rot).

4.2.6 Ziehteil- und Platinengeometrie

In den Versuchen in Kapitel 6 und 7 kommen zwei unterschiedliche Ziehteilgeometrien zum Einsatz.

Da beim gewählten Aufbau die Federn zur Erzeugung der Niederhalterkraft rotations-symmetrisch angeordnet sind (Abb. 4.6), wird zunächst ein rotationssymmetrisches Bauteil mit einem Stempeldurchmesser von $D = 20$ mm untersucht. Zum Einsatz kommen Blechronden mit Durchmessern zwischen $D_0 = 35$ mm . . . 40 mm, was einem Ziehverhältnis von $\beta = 1,75 \dots 2,00$ entspricht.

Um eine Generalisierbarkeit der Ergebnisse zu untersuchen, kommen im späteren Verlauf Freiformgeometrien (FF) zum Einsatz. Die dazugehörige Stempelgeometrie ist in Abbildung 4.9a dargestellt. Diese Geometrie wurde vom Autor während seiner Masterarbeit so entwickelt, dass sie drei wesentliche Konturformen repräsentiert: Es gibt einerseits Geraden, andererseits konvexe und konkave Geometrielemente [E5]. Als Ausgangsbleche dienen Platinen mit der in Abbildung 4.9b gezeigten Form. Dort können ebenfalls die Maße für die Ausgangsgrößen „FF+0“ entnommen werden. Für größere Platinen wurde ein Offset von 1 mm („FF+1“) bzw. 2 mm („FF+2“) der Außenkontur vorgenommen.

Nach [Str82] lässt sich bei rechteckigen Ziehteilgeometrien das Ziehverhältnis über flächengleiche Kreise ermitteln.

$$\beta = \sqrt{\frac{A_{\text{Platine}}}{A_{\text{Stempel}}}} \quad (4.9)$$

Da es sich bei der gewählten Freiformgeometrie in sehr grober Näherung um eine Rechteckkontur mit stark unterschiedlich ausgeprägten Eckenradien handelt, soll dieser Ansatz zur ersten Orientierung genutzt werden. Es ergeben sich Ziehverhältnisse von $\beta_{\text{FF}+0} = 1,78$ sowie $\beta_{\text{FF}+1} = 1,89$ und $\beta_{\text{FF}+2} = 1,98$.

Nach [Str82] kommt es bei rechteckigen Geometrien zu einer Spannungskonzentration im Bereich der Ziehteilecken, die exponentiell hin zur Geraden abfällt (vgl. Abb. 4.10). Je kleiner die Geraden sind, desto geringer ist der Abfall der Kraft. Übertragen auf die gewählte Ziehteilgeometrie ist deshalb zu erwarten, dass ein Versagen durch Reißen im Bereich der beiden Eckenradien mit R3 an der rechten Spitze der Geometrie (vgl. Abb. 4.9a) auftritt.

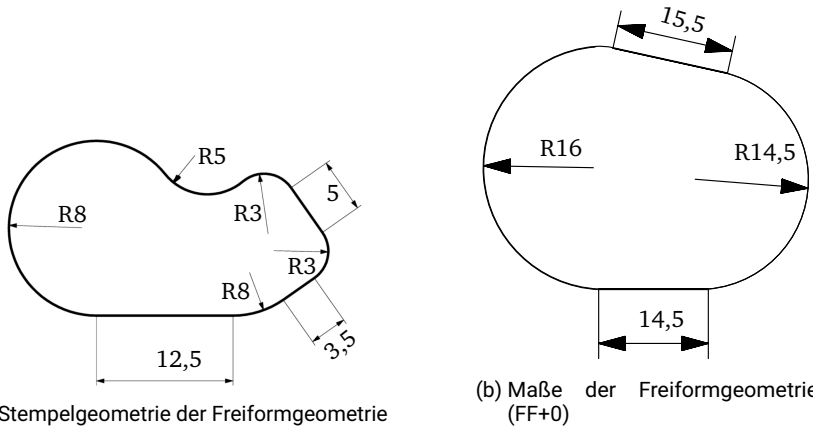


Abbildung 4.9: Stempelgeometrie und Platinezuschnitt der Freiformgeometrie

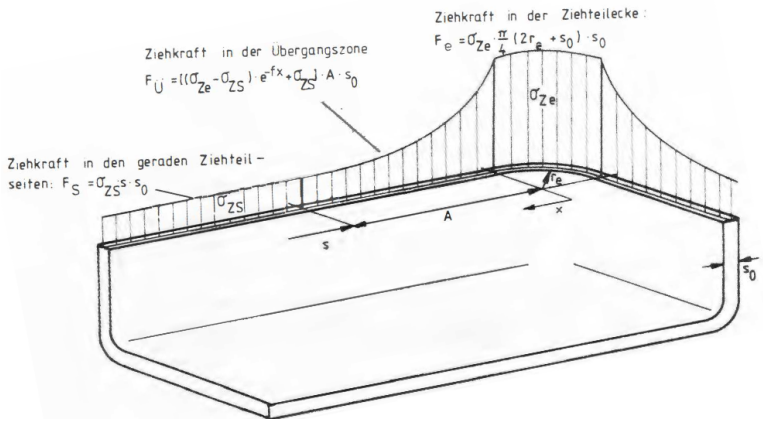


Abbildung 4.10: Spannungszustand beim Ziehen rechteckiger Teile (Abbildung [Str82])

4.2.7 Verwendetes Versuchsmaterial

Die vorgestellten Versuche wurden mit Al1100 nach US Norm B209M-14 [AST14] und EN-AW-1050 (Al99,5) nach DIN EN 485 [DIN16] durchgeführt. Das verwendete

Al1100 stammt aus einer einzigen Blehcharge. Die Umformbarkeit dieser Charge wurde von den am Projekt beteiligten Partneruniversitäten eingehend untersucht, die Ergebnisse veröffentlicht [Ha20] und für numerische Untersuchungen [E9; E7] genutzt, auf die im Rahmen dieser Arbeit nicht weiter eingegangen wird.

Das Versuchsmaterial wurde im halbharten H24-Zustand (kaltverfestigt und rückgeglüht) angeliefert und die benötigten Ronden bzw. Formplatinen per Laserzuschnitt hergestellt. Eventuell entstehende Grate wurden manuell durch Feilen entfernt. Im Anschluss wurden die Rohteile zur Beseitigung der Kaltverfestigung weichgeglüht, was zu den besten Umformeigenschaften führt [Ost14]. Die Bleche wurden dazu in einem Konvektionsofen (Nabertherm NA15/65) erwärmt und die Temperatur über 90 Minuten bei 343 °C konstant gehalten. Anschließend erfolgte eine unkontrollierte Abkühlung an Raumluft, da die Abkühlgeschwindigkeit beim Weichglühen der verwendeten Legierungen keinen Einfluss hat [Dav93].

4.2.8 Kraftmessung

Durch die Wahl der Anordnung „Stempel oben“ ist die Erfassung der Kräfte einfach umzusetzen: Durch die Entkopplung der Zieh- und Niederhalterkraft im Oberwerkzeug können die Kräfte getrennt erfasst werden (vgl. Abbildung 4.4 und 4.7). Da die Kraftmessung im direkten Kraftfluss zwischen Aktor (Pressenstößel) und Prozess erfolgen kann, ist diese Anordnung aus regelungstechnischer Sicht vorteilhaft.

Zur Erfassung der auftretenden Niederhalterkraft werden drei Piezo-Sensoren (Kistler 9021-A) verwendet. Diese sind in einem Abstand von 120° zueinander angeordnet und ermöglichen so eine Aussage über den lokalen Angriffspunkt der Niederhalterkraft. Dazu wird die Position der aus den drei Kräften resultierenden Kraft in der xy -Ebene ermittelt. Eine detaillierte Herleitung erfolgt in Kapitel 5.3.1.

Zur Bestimmung der Ziehkraft wird ein piezo-elektrischer Kraftmessring Typ HBM CLP 62 kN verwendet.

Wie bei piezo-elektrischen Sensoren üblich, wurden die Sensoren vorgespannt (Niederhalterkraftsensoren mit je 7kN, Stempelkraftsensor mit 12,5 kN). Durch die Vorspannung mit einer Schraube ergibt sich ein Kraftnebenschluss, der zur Auswertung von Absolutwerten kompensiert werden muss. Hierzu wird die Einbausituation

nachgestellt und die Sensoren einzeln in einer Zug-Druck-Prüfanlage (ZDPA) (Zwick-Roell AllroundLine 100kN) mit einer bekannten Kraft belastet. Durch das Verhältnis zwischen bekannter Kraft F_{ZDPA} zu F_{Piezo} kann der Korrekturfaktor χ als Maß des Kraftnebenschlusses bestimmt werden.

$$\chi = \frac{F_{\text{ZDPA}}}{F_{\text{Piezo}}} \quad (4.10)$$

Für die Niederhaltersensoren wurde ein Korrekturwert von $\chi = 1,1$ und für den Stempelkraftsensor von $\chi = 1,33$ ermittelt. Alle in dieser Ausarbeitung angegebenen Kräfte bzw. Kraftverläufe wurden mit dem jeweiligen Korrekturfaktor korrigiert.

4.2.9 Erfassung der Ziehtiefe

Die Ziehtiefe wird mit einem Linearpotentiometer Typ Burster 8713-50 erfasst. Dieses wurde am Stempelträger befestigt und misst die Verschiebung des Stempels relativ zum Ziehring.

4.2.10 Erfassung der Niederhalterpose

Zur Erfassung der Pose der Niederhalterplatte in Bezug auf den Ziehring kommen drei Wirbelstromsensoren vom Typ MicroEpsilon ES08 zum Einsatz. Aufgrund ihrer kleinen Bauform werden diese Sensoren mit einem externen Messverstärker betrieben. Somit bildet der Sensor mit dem zugehörigen Kabel und entsprechendem Ladungsverstärker eine zusammengehörige Messkette. Diese wurde vor der Durchführung der Versuche durch den Hersteller kalibriert. Somit kann eine exakte Abstandsmessung als gegeben vorausgesetzt werden.

Wirbelstromsensoren des Typs ES08 erlauben eine zuverlässige Messung des vertikalen Abstands auch dann, wenn der Sensor um bis zu 3° gegenüber dem Messobjekt verkippt wird [Eps22]. Da zu erwarten ist, dass die im Prozess auftretenden Verkipnungen geringer sind, wird diese Genauigkeit als ausreichend erachtet.

Die Wirbelstromsensoren befinden sich an drei zuvor definierten Positionen im Niederhalter. Die Verrechnung der Einzelsensoren zur Pose des Niederhalters wird in Kapitel 5.3.2 detailliert beschrieben.

4.2.11 Erfassung des Blecheinzugs

Zur Erfassung des Blecheinzugs wird ein Lasertriangulationssensor Typ optoNCDT 1420-200 von MicroEpsilon verwendet. Dieser ist auf die kurze Gerade zwischen beiden Radien mit Eckenradius 3 mm ausgerichtet, da dieser Bereich wie in Kapitel 4.2.6 dargelegt besonders anfällig für Versagen durch Reißer ist. Diese Annahme konnte im Rahmen von Vorversuchen bestätigt werden.

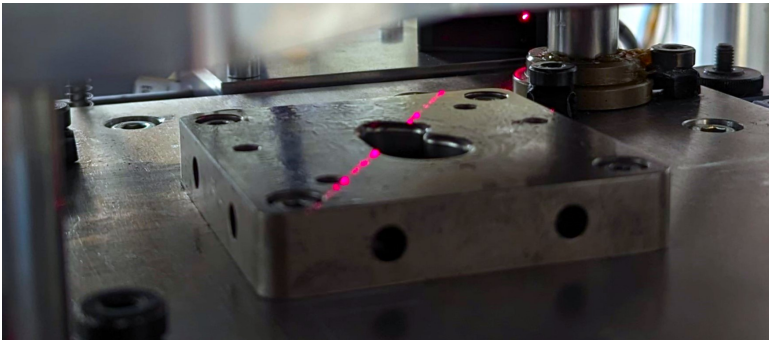


Abbildung 4.11: Einbaulage und Ausrichtung des Lasertriangulationssensors

4.2.12 Verwendete Regelungshardware

Die Analogsignale der zuvor vorgestellten Sensorsysteme werden über Analog/Digital-Wandler der Firma BoschRexroth (Typ R-IB IL AI 4/U bzw. R-IB IL AI 4/EF) digitalisiert. Die Analogmodule werden von einer SPS des Typs IndraMotion MLC L65 von BoschRexroth mit einer Zykluszeit von $\tau = 10$ ms ausgelesen und können für eine Regelung (Zykluszeit ebenfalls $\tau = 10$ ms) verwendet werden. Zur Aufzeichnung werden die Messdaten auf der SPS in ein Array geschrieben und zyklisch über einen

separaten PC mittels einer von BoschRexroth bereitgestellten LabVIEW-Schnittstelle ausgelesen und gespeichert.

5 Methodik

5.1 Vorgehen zur Beantwortung der aufgeworfenen Forschungsfragen

Das Versuchsdesign wird angelehnt an das Vorgehen von [Ele01] gewählt. Dabei wird in Kapitel 6 der grundsätzliche Einfluss eines kardanisch gelagerten Niederhalters auf den Prozess untersucht. Über das gesamte Kapitel hinweg wird der kardanische Niederhalterträger mit dem starren Niederhalter als Referenz verglichen. Im Rahmen dieser Untersuchungen erfolgt keine Rückkopplung von Prozessgrößen zur Regelung, sondern die von [Hop21] entwickelte Stößelregelung (TCP-Regelung) wird genutzt, um den Stößel wie bei einer konventionellen Presse parallel zum Pressentisch zu führen. Mit den gewonnenen Erkenntnissen kann eine Aussage zur Übertragbarkeit des kardanischen Niederhalterträgers und seiner Vorteile auf konventionelle Ziehpressen getroffen werden. Da die Niederhalterkraft durch kreisförmig angeordnete Federn aufgeprägt wird (Abb. 4.6), liegt die Vermutung nahe, dass ein positiver Einfluss insbesondere bei rotationssymmetrischen Bauteilen auftritt. Deshalb wird in Kapitel 6.1 der Einfluss unterschiedlicher Niederhalterkräfte auf die resultierende Druckverteilung auf dem Flansch untersucht und dabei zunächst auf rotationssymmetrische Bauteile (Kapitel 6.1.1) und anschließend auf nicht-rotationssymmetrische Bauteile eingegangen (Kapitel 6.1.2). Da der Einfluss der initialen Druckverteilung insbesondere für die (lokale) Materialausdünnung und somit für das Auftreten von Reißern verantwortlich ist [DB16], erfolgt in Kapitel 6.2 eine Untersuchung der maximal erreichbaren Ziehtiefe an der nicht rotationssymmetrischen Ziehteilgeometrie.

Nach der Untersuchung des passiv-kardanischen Niederhalters erfolgt ein Übertrag zum aktiv-kardanischen Niederhalter. Im Rahmen dieser Arbeit soll die Stößelver-

kippung zur Beeinflussung des lokalen Niederhalterdrucks genutzt werden. Deshalb wird in Kapitel 7.1 zunächst die Stößelverkipfung als Stellgröße qualifiziert, da die gezielte Einstellung der lokalen Flächenpressung zwischen Niederhalter und Bauteil eine sehr häufig genutzte Stellgröße ist (siehe z.B. [SS94; Häu02; Bla12; Bäu19]). Dazu werden die resultierenden Druckverteilungen an einer Freiformgeometrie aufgenommen und die Verkipfung des Stößels mittels der TCP-Regelung variiert. Durch einen direkten Vergleich zwischen starrem Niederhalter und kardanischem Niederhalter kann der Einfluss des kardanischen Niederhalters auf die Druckverteilung gezeigt werden. Angeschlossen an die grundlegende Untersuchung der Druckverteilung wird untersucht, welchen Einfluss eine Stößelverkipfung auf den Tiefziehprozess hat und wie sich die unterschiedlichen Druckverteilungen auf das Prozessergebnis auswirken. Dazu wird in Kapitel 7.1.1 der Stößel über eine TCP-Regelung gezielt verkippt und die erreichbare Ziehtiefe bis zum Versagen durch Reißer untersucht.

Nach den allgemeinen Voruntersuchungen zum aktiv-kardanischen Niederhalter soll eine Rückkopplung der Bauteilqualität in die Pressenregelung erfolgen, und die Eignung verschiedener Prozessgrößen untersucht werden. Diese werden in Kapitel 7.2 vorgestellt und die benötigten Regelgesetze abgeleitet. Aufgrund der häufigen Verwendung in vorangegangenen Forschungsarbeiten wird dabei zunächst eine Regelung des Blecheinzugs betrachtet (Kapitel 7.2.1). Anschließend wird eine Regelung der resultierenden Niederhalterkraft (Kapitel 7.2.2) sowie eine Regelung zur Ausregelung auftretender Falten (Kapitel 7.2.3) vorgestellt. Die Ableitung der für die Regelung benötigten Sollwerte an nicht rotationssymmetrischen Geometrien ist komplex und Gegenstand aktueller Forschungsarbeiten, siehe z.B. [Bäu19]. Deshalb erfolgt die praktische Erprobung der entwickelten Regelungen an rotationssymmetrischen Näpfen (Kapitel 7.3.2), da die Sollwerte hier durch theoretische Vorüberlegungen abgeleitet werden können. Den Abschluss der Ergebnisdarstellung bildet ein Ausblick auf die Übertragung der Regelungen auf die Umformung von Freiformgeometrien (Kapitel 7.4).

5.2 Datenauswertung

5.2.1 Prozessdaten

Für alle im Prozess aufgenommenen Daten wird eine ziehtiefenabhängige Segmentierung der Daten vorgenommen. Im Vorfeld wird der genaue Wert der Ziehtiefe z_0 bestimmt, bei dem der Stempel Kontakt mit dem Blech aufbaut. Zur Bestimmung der Kraft-Weg-Kurve wird der zu diesem Zeitpunkt auftretende Wert der Stempelkraft $F_{St,0}$ als Offsetwert bestimmt. Die Berechnung der aktuellen Ziehtiefe wird gemäß untenstehender Formel vorgenommen:

$$z_{dd}(t) = z(t) - z_0 \quad (5.1)$$

Die Stempelkräfte berechnen sich entsprechend zu

$$F_{St}(t) = F(t) - F_{St,0}. \quad (5.2)$$

5.2.2 Auswertung der Druckverteilung mittels Druckmessfolie

Zur Aufnahme der resultierenden Niederhalterpressungen kommt Druckmessfolie Typ Prescale LLLW des Herstellers Fujifilm zum Einsatz. Alle Druckbilder werden nach dem vom Hersteller beschriebenen „Momentary Pressure“-Verfahren erstellt. Dabei wird zunächst die Kraft in einer Zeit von 5 Sekunden linear auf den angestrebten Wert erhöht, dann für 5 Sekunden konstant gehalten und anschließend komplett abgebaut. Da die Auswertung der Druckmessfolie von der Umgebungstemperatur und Luftfeuchtigkeit abhängt, werden diese Werte mit einem Thermo-Hygrometer (testo 608-H1) erfasst.

Im Anschluss werden die so erstellten Druckbilder mit einem Scanner mit einer Auflösung von 600 DPI digitalisiert und mittels einem selbst erstellten Python-Skript ausgewertet (vgl. Abbildung 5.1). Als Grundlage wird dabei eine digitalisierte Referenzfarbtafel des Herstellers genutzt. Innerhalb der Auswertung werden die farbigen Scans zunächst in luminiszenzbasierte Graustufenbilder umgerechnet.

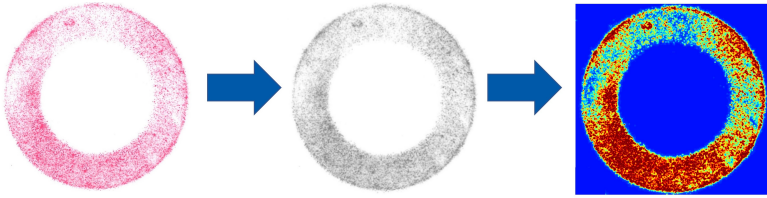


Abbildung 5.1: Auswertung der Druckmessfolie

Über die Grauwerte der einzelnen Pixel kann anschließend der entsprechende Druck zugeordnet werden.

5.3 Beobachter

Beobachter werden genutzt, um nicht direkt zugängliche Messgrößen und Informationen aus einem Prozess zu erfassen und erweiterte Informationen abzuleiten. Auf Basis der zuvor beschriebenen Prozessdaten wurden zwei Beobachter abgeleitet, die im Folgenden näher erläutert werden sollen.

5.3.1 Resultierender Kraftangriffspunkt der Niederhalterkraft

Um ein Maß für den lokalen Kraftangriffspunkt der Niederhalterkraft zu erhalten, wird aus den drei gemessenen Kräften deren Resultierende gebildet. Ihr Kraftangriffspunkt wird angelehnt an die Biomechanik als Center of Pressure (CoP) bezeichnet (Herleitung siehe Formeln 5.3 - 5.5). Zum leichteren Verständnis des CoP wird die Wahl des Vorzeichens der resultierenden Kraft F_R so gewählt, dass eine Zunahme der CoP-Koordinate einer Zunahme der Kraft auf der jeweiligen Seite gleichkommt. Beispielsweise bedeutet ein positiver Wert x_{CoP} mehr Kraft auf der positiven x -Hälfte.

Ein ähnlicher Ansatz wurde bereits von [Zor19; Zor21; DZH19] vorgestellt. Dabei wurde die Gesamtkraft aus Niederhalter- und Ziehkraft mit 24 modularen Kraftmesssensoren erfasst und die Lage der resultierenden Kraft in den letzten 5 mm des Ziehwegs ausgewertet. Mit Hilfe des Sensorsystems konnte insbesondere die

Rissbildung erkannt werden [DZH19] und durch eine Hub-zu-Hub-Regelung aktiver Blechhalterdistanzen (vgl. Kap. 2.2.6) erfolgreich unterbunden werden [Zor21]. Im Unterschied zu den vorherigen Arbeiten wird im Rahmen dieser Arbeit jedoch nur die Position der resultierenden Niederhalterkraft ausgewertet und zur Regelung herangezogen.

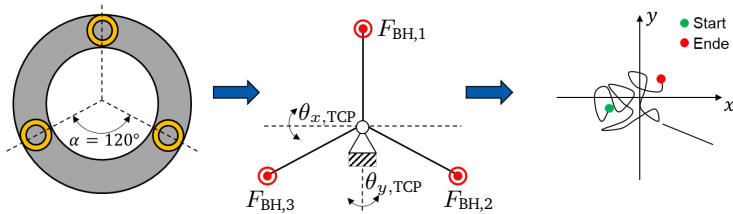


Abbildung 5.2: Herleitung des CoP aus Sensordaten

Aus dem Freikörperbild in Abbildung 5.2 ergeben sich die folgenden statischen Gleichgewichtsbedingungen für die jeweiligen Kräfte- und Momentengleichgewichte. Das Kräftegleichgewicht in z -Richtung setzt sich zusammen aus der Summe der einzelnen Niederhalterkraftsensoren $F_{NH,i}$ abzüglich der resultierenden Kraft F_R :

$$\sum F_z \stackrel{!}{=} 0 = F_{NH,1} + F_{NH,2} + F_{NH,3} - F_R \quad (5.3)$$

Weiterhin muss das Momentengleichgewicht um die x -Achse mit den jeweiligen Hebelarmen y_i bzw. im Fall der Resultierenden y_{CoP} berücksichtigt werden.

$$\sum M_x \stackrel{!}{=} 0 = F_{NH,1}|y_1| - F_{NH,2}|y_2| - F_{NH,3}|y_3| - F_R y_{CoP} \quad (5.4)$$

Ebenso ergibt sich das Momentengleichgewicht um die y -Achse mit den jeweiligen Hebelarmen x_i bzw. Rx_{CoP} . Dabei entfällt der Einfluss von $F_{NH,1}$, da der Sensor auf der y -Achse liegt und somit für den Hebelarm $|x_1| = 0$ gilt.

$$\sum M_y \stackrel{!}{=} 0 = \cancel{F_{NH,1}|x_1|} - F_{NH,2}|x_2| + F_{NH,3}|x_3| - F_R x_{CoP} \quad (5.5)$$

Durch Auflösen von Gleichung 5.3 nach F_R und einsetzen in Gleichung 5.4 bzw. 5.5 kann die Position des CoP in der xy -Ebene x_{CoP} und y_{CoP} bestimmt werden. Da alle Kraftsensoren auf einem Kreis mit Durchmesser d_{BH} angeordnet sind, können die x - und y -Positionen in Abhängigkeit dieses Durchmessers bestimmt werden, sodass sich die Gesamtposition des CoP wie folgt darstellen lässt:

$$x_{\text{CoP}} = \frac{(F_{\text{NH},2} - F_{\text{NH},3}) \frac{\sqrt{3}}{4}}{F_{\text{NH},1} + F_{\text{NH},2} + F_{\text{NH},3}} d_{\text{BH}} \quad (5.6)$$

$$y_{\text{CoP}} = \frac{\frac{1}{2} F_{\text{NH},1} - \frac{1}{4} (F_{\text{NH},2} + F_{\text{NH},3})}{F_{\text{NH},1} + F_{\text{NH},2} + F_{\text{NH},3}} d_{\text{BH}} \quad (5.7)$$

5.3.2 Auswertung der Niederhalterkippung

Die Kippung der Niederhaltersensoren lässt sich aus den Entfernungswerten der Wirbelstromsensoren bestimmen. Aus den bekannten Positionen innerhalb der xy -Ebene der Sensoren (Abb. 5.3) zusammen mit den gemessenen Abständen zum Ziehring (Messwerte) lässt sich für jeden der Sensoren ein Ortsvektor \vec{E}_n bestimmen.

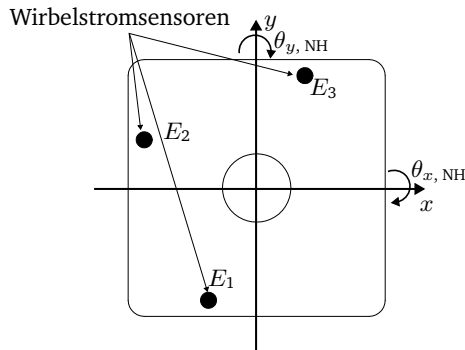


Abbildung 5.3: Position der Wirbelstromsensoren in der Stößelplatte

Da die erwarteten Verkippungen sehr klein sind, wird angenommen, dass die x - und

y -Koordinaten konstant bleiben und nicht durch die Kippung beeinflusst werden. Dies wird bei der Betrachtung der Entfernung $\lim_{\theta \rightarrow 0} x \cos(\theta) \rightarrow x$ offensichtlich.

$$\vec{E}_n = \begin{pmatrix} x_n \\ y_n \\ z_n \end{pmatrix} \quad (5.8)$$

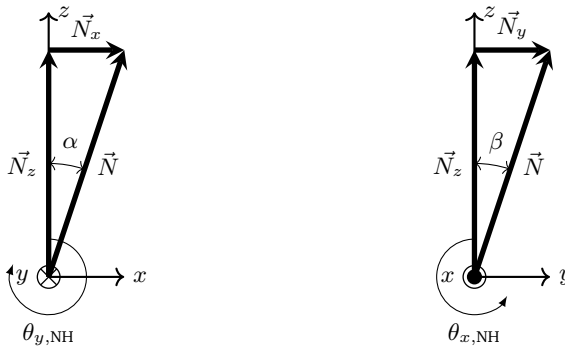
Durch die drei Punkte lassen sich zwei Vektoren bestimmen, die in der Niederhalterebene liegen:

$$\vec{V}_1 = \vec{E}_1 - \vec{E}_2 \quad (5.9)$$

und

$$\vec{V}_2 = \vec{E}_3 - \vec{E}_2. \quad (5.10)$$

Aus diesen Vektoren lässt sich der Normalenvektor $\vec{N} = \vec{V}_1 \times \vec{V}_2$ bestimmen. Aus



(a) Ermittlung des Rollwinkels θ_y

(b) Ermittlung des Nickwinkels θ_x

Abbildung 5.4: Ermittlung der Niederhalterpose aus Normalenvektoren

dem Normalenvektor lässt sich durch Projektion in die xz -Ebene der Rollwinkel θ_y (Abb. 5.4a), bzw. durch Projektion in die yz -Ebene der Nickwinkel θ_x (Abb. 5.4b) bestimmen. Hier ist darauf zu achten, dass die positive Zählrichtung von

$$\theta_{x,\text{NH}}$$

entsprechend der gängigen Definition der Körperkoordinaten gewählt wurde, welche

jedoch entgegen der mathematischen Zählrichtung steht: Ein Winkel im ersten Quadranten wird negativ gezählt, während ein Winkel im zweiten Quadranten als positiv gezählt wird.

Zusammenfassend ergibt sich für den Nickwinkel $\theta_{x,\text{NH}}$:

$$\theta_{x,\text{NH}} = -\beta = -\arctan\left(\frac{N_y}{N_z}\right) \quad (5.11)$$

und für den Rollwinkel $\theta_{y,\text{NH}}$:

$$\theta_{y,\text{NH}} = \alpha = \arctan\left(\frac{N_x}{N_z}\right) \quad (5.12)$$

Prinzipiell ist eine Bestimmung von absoluten Kippwinkeln möglich, jedoch kommt es auch schon bei kleineren Montageabweichungen zu größeren Abweichungen im Messwert. Während der Montage wird die Niederhalterplatte gegen eine plane Platte verspannt, anschließend werden die Sensoren händisch bis zum Kontakt eingedreht und zuletzt über eine Kontermutter gesichert. Nach der Montage liefern die Sensoren wiederholgenaue Werte, die jedoch nach Aus- und erneutem Einbau Schwankungen unterliegen. Dies hat Auswirkungen auf die Absolutwerte verschiedener Messreihen. Die Bestimmung der vertikalen Abstände zwischen Niederhalter und Ziehring z_n ist folglich mit systematischen Fehlern behaftet, was auch bei der Berechnung der Kippwinkel zu Abweichungen führt. Ein Vergleich der Absolutwerte ist folglich lediglich innerhalb einer spezifischen Montagesituation der Wirbelstromsensoren möglich.

6 Passiv-kardanischer Niederhalter

Angelehnt an das Vorgehen von [Ele01] soll im folgenden Kapitel zunächst der Einfluss des passiv-kardanischen Niederhalters auf den Tiefziehprozess untersucht werden. „Passiv“ bedeutet, dass keine Stößelverkipfung aufgeprägt wird, der Stößel der 3D-Servo-Presse also wie in einer konventionellen Umformmaschine durch die von [Hop21] entwickelte TCP-Regelung waagrecht gehalten wird. Somit soll untersucht werden, ob das Konzept des passiv-kardanischen Niederhalters auch auf andere Umformmaschinen übertragbar ist.

Ausgewertet werden dabei zunächst die initialen Druckverteilungen zwischen Ronde und Niederhalter (Kapitel 6.1). Abschließend wird der Einfluss auf den Umformprozess untersucht (Kapitel 6.2) und auf Basis der erreichbaren Ziehtiefe verglichen. Für alle Versuche werden sowohl ein konventioneller starrer Niederhalter als auch der im Rahmen dieser Arbeit entwickelte kardanische Niederhalter verwendet.

6.1 Druckverteilungen

Beim Tiefziehen ist insbesondere die Ausgangsverteilung des Niederhalterdrucks für die Ausdünnung in der vertikalen Bauteilzarge relevant, da es bis zum Überschreiten der Haftreibung zum Streckziehen und damit verbunden zu einer Materialausdünnung kommt [DB16]. Hierdurch wird die Belastbarkeit der Zarge reduziert, was zu einem vorzeitigen Bauteilversagen führen kann. Bei nicht-rotationssymmetrischen Bauteilen kann es bei einer lokalen Spannungserhöhung zum lokalen Einschnüren und damit zur lokalen Bauteilausdünnung kommen. Zur Messung der anfänglichen Druckverteilung auf dem Flansch wurde der Stempel aus dem Werkzeug entfernt, um eine Umformung der Ronde zu vermeiden. Zur Aufprägung der Niederhalterkraft

wurden acht Federn mit je einer Steifigkeit von $k = 5,69 \text{ N/mm}$ verwendet. Die untersuchten Werte der Niederhalterkraft wurden durch gezielte Stauchung der Federn erzielt. Die Auswertung der Druckverteilungen erfolgt nach dem in Kapitel 5.2.2 beschriebenen Vorgehen.

6.1.1 Rotationssymmetrische Bauteile

Um die anfängliche Druckverteilung zwischen Niederhalter und Blech zu untersuchen, werden verschiedene Niederhalterkräfte auf eine Ronde mit einem Durchmesser von $D_0 = 37 \text{ mm}$ aufgebracht und die resultierenden Druckverteilungen ausgewertet. Neben dem Werkzeug selbst hat auch die verwendete Umformmaschine durch z.B. elastische Einfederung einen großen Einfluss auf die resultierenden Druckverteilungen unter dem Niederhalter (vgl. Abbildung 2.6). Die Untersuchungen werden deshalb auf zwei verschiedenen einfachwirkenden Pressen (3DSP und einer Zug-Druck-Prüfanlage) durchgeführt, um die Übertragbarkeit des Konzeptes zu untersuchen. Die Ergebnisse dieses Unterabschnitts wurden in [E4] veröffentlicht.

3D-Servo-Press

Betrachtet man zunächst die resultierenden Druckverteilungen in Abbildung 6.1, ist zu erkennen, dass ein starrer Blechhalter (untere Reihe) zu einer Spannungskonzentration im dritten Quadranten führt. Diese lokale Überhöhung ist bereits bei einer Belastung von 100 N vorhanden und dehnt sich mit zunehmender Kraft des Niederhalters langsam in den zweiten und vierten Quadranten aus. Doch selbst bei der maximalen untersuchten Kraft von 500 N konzentriert sich der Druck des Niederhalters im dritten Quadranten, während im ersten Quadranten kaum Niederhalterdruck und somit Kontakt zu verzeichnen ist.

Im Gegensatz dazu führt die Verwendung eines kardanischen Niederhalters (obere Reihe) unabhängig von der wirkenden Belastung zu einer gleichmäßigen Verteilung des Niederhalterdrucks auf dem Flansch. Selbst bei geringen Kräften von 100 N hat der Niederhalter nahezu vollflächigen Kontakt mit der Platine, was beim starren

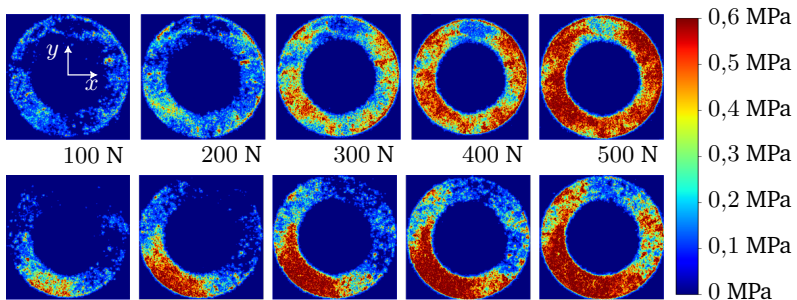


Abbildung 6.1: Druckverteilung auf der 3DSP

Unten: Starrer Niederhalter; **Oben:** Kardanischer Niederhalter

Niederhalter nicht der Fall ist. Mit zunehmender Kraft nimmt der Druck über dem gesamten Flansch proportional zu und bleibt gleichmäßig konstant verteilt.

Sowohl beim kardanischen als auch beim starren Niederhalter lässt sich im Bereich des Schnittpunktes des Flansches mit der y -Achse ein Bereich mit reduziertem Niederhalterdruck beobachten. Dies lässt auf einen systematischen Fehler schließen, der ggf. durch nachträgliches Tuschießen vermieden werden kann. Eine detaillierte Fehleranalyse wurde nicht durchgeführt, da die Unterschiede zwischen den einzelnen Niederhaltern bereits signifikant ist.

Zur Überprüfung der Erkenntnisse und zum besseren Verständnis können die über die Wirbelstromsensoren bestimmten Kippwinkel der Niederhalterplatte herangezogen werden. Diese sind für die auf der 3DSP durchgeführten Versuche in Abbildung 6.2 dargestellt. Dabei fällt zunächst auf, dass die Pose des Niederhalters beim kardanischen Niederhalter nahezu konstant bleibt, was sich mit den Beobachtungen der Druckverteilungen deckt. Eine positive Drehung um die Nickachse ($\theta_{x,NH}$) und eine negative Drehung um die Rollachse ($\theta_{y,NH}$) bedeuten eine leichte Kippung des Niederhalters in Richtung des dritten Quadranten.

Beim starren Niederhalter lässt sich grundsätzlich dieselbe Kipprichtung beobachten, jedoch mit einer stärkeren Auslenkung. Mit zunehmender Gesamtkraft des Niederhalters nimmt der Nickwinkel $\theta_{x,NH}$ ab, während der Rollwinkel $\theta_{y,NH}$ zunimmt. Somit verkippt die Niederhalterplatte mit steigender Belastung hin zum ersten Quadranten.

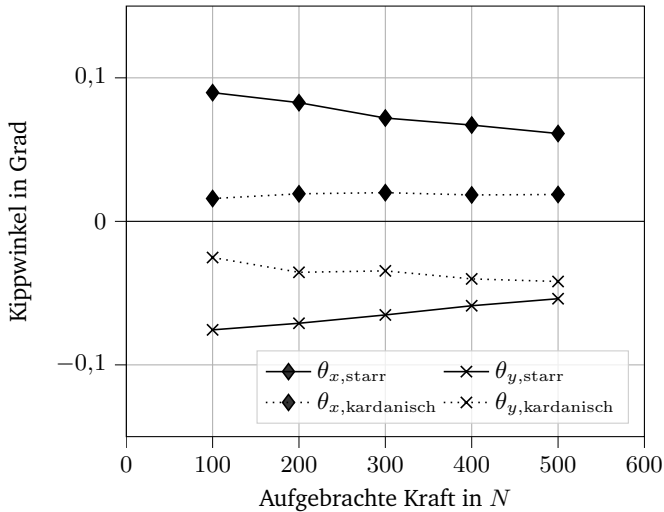


Abbildung 6.2: Niederhalterverkipfung über aufgebrachter Kraft für 3DSP.

Auch diese Beobachtung deckt sich mit den Ergebnissen der Druckverteilungen: Mit zunehmender Belastung wächst die Kontaktfläche vom dritten Quadranten hin zum ersten Quadranten. Zur Untersuchung der Übertragbarkeit auf eine zweite Umformmaschine wurde das Werkzeug auf einer Zug-Druck-Prüfmaschine betrieben und die Aufnahmen der Druckverteilungen wiederholt.

Zug-Druck-Prüfmaschine

Im Folgenden werden die auf der Zug-Druck-Prüfmaschine erzielten Ergebnisse beginnend mit den Druckverteilungen (Abbildung 6.3) vorgestellt.

Wie bereits bei den Ergebnissen der 3DSP beobachtet, führt die Verwendung eines konventionellen Niederhalters (Abb. 6.3, unten) zu einem ungleich verteilten Druck. In diesem Fall kommt es zu einer Drucküberhöhung im vierten Quadranten, welche sich bei steigender Belastung langsam in Richtung des zweiten Quadranten ausbreitet. Wie schon im Vorfeld beobachtet, steigt die Kontaktfläche mit zunehmender Gesamtkraft an, sodass bei steigender Kraft auch Kontakt im zweiten Quadranten

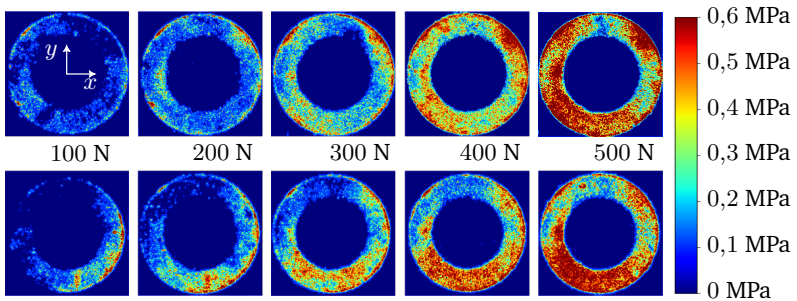


Abbildung 6.3: Druckverteilungen auf der Zug-Druck-Prüfmaschine
Unten: Starrer Niederhalter; **Oben:** Kardanischer Niederhalter

hergestellt wird. Jedoch bleibt auch bei höheren Belastungen der Druck stark auf den dritten und vierten Quadranten konzentriert. Im Gegensatz dazu führt der kardanische Niederhalter (obere Reihe) abermals zu einer homogeneren Druckverteilung über dem gesamten Bauteilflansch, selbst bei geringen Kräften. Die räumliche Verteilung des Drucks bleibt auch bei steigender Belastung nahezu identisch.

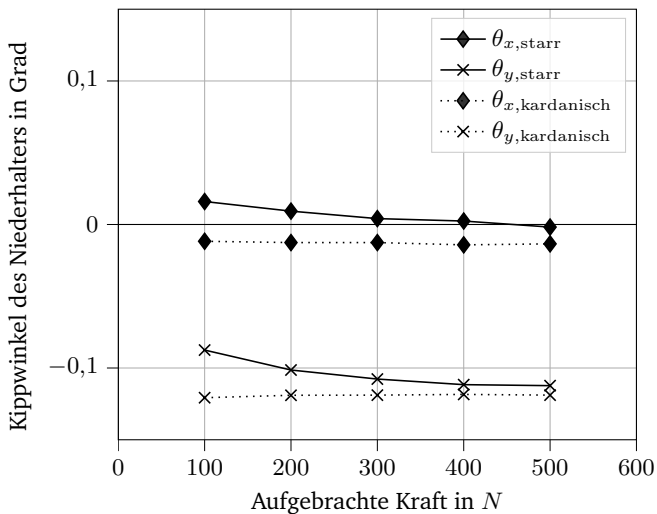


Abbildung 6.4: Niederhalterverkipfung über aufgebrachtener Kraft für Zug-Druck-Prüfmaschine.

Die in Abbildung 6.4 gezeigten Neigungswinkel bleiben im Falle des kardanischen Niederhalters konstant. Bei einer leicht negativen Verkippung sowohl um die Nick- als auch um die Rollachse ist der Niederhalter leicht in Richtung des zweiten Quadranten verkippt. Der starre Niederhalter ist hin zum vierten Quadranten geneigt (positiver $\theta_{x,NH}$ -Winkel und $\theta_{y,NH}$ Roll-Winkel) und neigt sich mit zunehmender Belastung hin zum zweiten Quadranten. Wie bereits zuvor bei den Versuchen an der 3DSP beobachtet, zeigt sich eine Annäherung der Pose des starren Niederhalters an die des kardanischen Niederhalters.

Aufgrund der vielen Einflussfaktoren lässt sich die Ursache für teils gegensätzliche Verkippungen des Niederhalters zwischen 3DSP und Zug-Druck-Prüfmaschine nicht abschließend klären. Während die elastische Einfederung der Umformmaschine die Druckverteilung zwischen Niederhalter und Ronde beeinflussen kann [Kla94], ist davon auszugehen, dass sie bei den hier maximal wirkenden Kräften von 500 N eine untergeordnete Rolle spielt. Die vertikale Steifigkeit des verwendeten Umformwerkzeugs wird im Wesentlichen durch die verwendeten Federn bestimmt:

$$c_{\text{ges}} = 8 \cdot c_f = 8 \cdot 5,69 \text{ N/mm} \approx 45,5 \text{ N/mm} \quad (6.1)$$

Folglich ist davon auszugehen, dass ein Großteil der im Gesamtsystem „Presse mit Werkzeug“ entstehenden Einfederung im Werkzeug aufgenommen wird. Dies wirft die Frage auf, woher die Unterschiede in den entsprechenden Druckverteilungen rühren. Eine mögliche Erklärung ist der Einbau des Werkzeugs: Zwar wird der Einbau durch mechanische Anschläge unterstützt, jedoch kann es stets zu kleineren Abweichungen bei der Ausrichtung des Werkzeugs in der Umformmaschine kommen. Bietet das Werkzeugsystem keinerlei Freiheitsgrade (starrer Niederhalter), ist es denkbar, dass die unterschiedlichen Druckverteilungen durch eine unterschiedliche Positionierung in der Maschine verursacht werden könnten. Es lässt sich jedoch auch feststellen, dass die Druckverteilung bei Verwendung der kardanischen Aufhängung unabhängig von der tatsächlichen Fehlerursache deutlich gleichmäßiger ist und somit die Robustheit des Prozesses erhöht.

6.1.2 Freiformgeometrie

Konstruktionsbedingt sind die Federn zur Erzeugung der Niederhalterkraft rotationssymmetrisch angeordnet (vgl. Abb. 4.6). Nachdem im Vorfeld eine Verbesserung der Druckverteilung bei rotationssymmetrischen Ziehteilgeometrien festgestellt werden konnte, stellt sich nun die Frage ob diese Effekte auch bei einer nicht-rotationssymmetrischen Geometrie auftreten. Dazu werden die rotationssymmetrischen Aktivelemente (vgl. Abb. 4.7) durch die in Kapitel 4.2.6 vorgestellte Freiformgeometrie ausgetauscht und der resultierende Niederhalterdruck bei starrem und kardanischem Niederhalter untersucht.

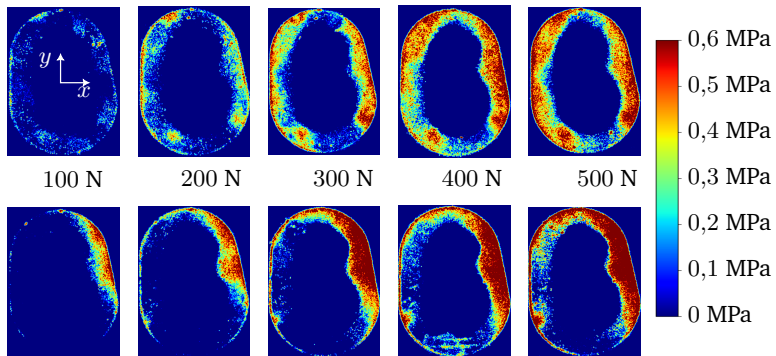


Abbildung 6.5: Druckverteilungen für Freiformgeometrie (FF+1) auf 3DSP
Oben: Kardanischer Niederhalter; **Unten:** Starrer Niederhalter

Die in Abbildung 6.5 dargestellten Druckverteilungen zeigen im Fall des starren Niederhalters (untere Reihe) abermals eine deutliche lokale Überbelastung: Der Kontakt zwischen Niederhalter und Blech entwickelt sich von einem minimalen Kontakt im ersten Quadranten mit zunehmender Belastung hin zum zweiten Quadranten. Dabei wird ab einer Belastung von 300 N ein nahezu stationärer Zustand in der Verteilung des Drucks erreicht. Lediglich im zweiten Quadranten ist eine minimale Zunahme der Kontaktfläche zu verzeichnen, während insbesondere im dritten Quadranten nahezu kein Niederhalterdruck anliegt.

Wie auch schon bei den rotationssymmetrischen Ronden lässt sich durch den Einsatz

des kardanischen Niederhalters eine deutlich gleichmäßigere Verteilung des Niederhalterdrucks feststellen. Bereits bei einer Belastung von 100 N zeigt sich ein nahezu vollflächiger Kontakt. Im Vergleich zum starren Niederhalter ist dies insbesondere im dritten Quadranten eine erhebliche Verbesserung der Kontaktsituation.

Zur Plausibilisierung der Ergebnisse werden wieder die Kippwinkel des Niederhalters herangezogen (vgl. Abb. 6.6). Im Fall des starren Niederhalters bleibt die Verkippung um die x -Achse nahezu konstant, während die Verkippung um die y -Achse zunächst stark abfällt und dann auch auf einem nahezu konstanten Niveau verbleibt. Dies deckt sich mit den beobachteten Druckverteilungen: Eine Verkippung in negative $\theta_{x,NH}$ -Richtung bedeutet eine Verkippung hin zum ersten und zweiten Quadranten, während eine Verkippung in positive $\theta_{y,NH}$ -Richtung für eine Verkippung in Richtung des dritten und vierten Quadranten steht. Die Abnahme der Verkippung $\theta_{y,NH}$ zwischen einer Belastung von 100 N und 200 N führt zu einer leichten Verkippung des Niederhalters in Richtung des zweiten Quadranten, was sich in einer vergrößerten Kontaktfläche äußert. Da es zu keiner Verkippung des Niederhalters um die $\theta_{x,NH}$ -Achse kommt, wird im dritten Quadranten nahezu keine Kraft übertragen, was zu einer Spannungskonzentration im ersten Quadranten führt.

Die Verkippwinkel des kardanischen Niederhalters sind wie bereits zuvor bei der rotationssymmetrischen Geometrie beobachtet unabhängig von der aufgeprägten Kraft. Dabei zeigt sich durch Verkippung in positive $\theta_{x,NH}$ -Richtung und negative $\theta_{y,NH}$ -Richtung eine leichte Tendenz der Verkippung hin zum dritten Quadranten, was sich auch in den zuvor beobachteten Druckverteilungen widerspiegelt.

Im Vergleich zwischen den einzelnen Niederhaltersystemen zeigt sich, dass die Verkippungen umgekehrte Vorzeichen besitzen, also unterschiedliche Niederhalterposen einnehmen. Während der starre Niederhalter eine Tendenz zur Verkippung hin zum ersten Quadranten zeigt, ist der kardanische Niederhalter hin zum dritten Quadranten geneigt. Die gleichmäßigere Druckverteilung und die unveränderte Verkippung des kardanischen Niederhalters stützen die Annahme, dass es eine optimale Niederhalterpose gibt, die zu einer möglichst gleichmäßigen Verteilung des Niederhalterdrucks führt. Der kardanische Niederhalter kommt dieser optimalen Pose durch die integrierten Freiheitsgrade deutlich näher als der starre Niederhalter.

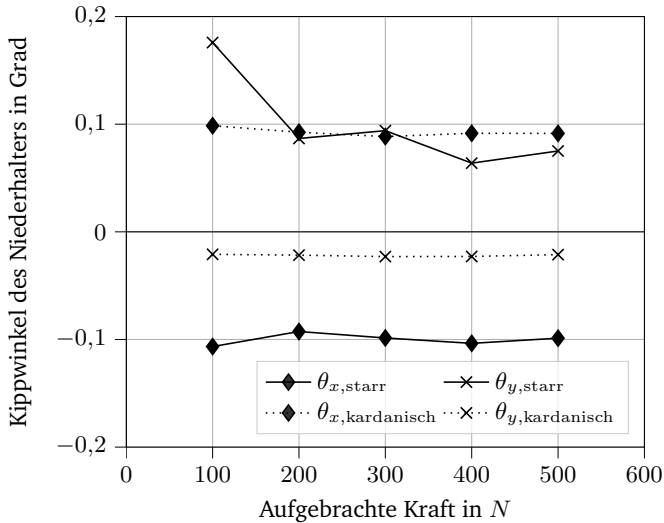


Abbildung 6.6: Niederhalterverkipfung über aufgebrachter Kraft für Freiformgeometrien auf 3D-Servo-Presse.

6.1.3 Fazit Druckverteilungen

Es konnte gezeigt werden, dass der passiv-kardanische Niederhalter selbstausrichtende Eigenschaften besitzt. Dies führt im Vergleich zu einem starren Niederhalterträger zu einer deutlich gleichmäßigeren Verteilung des Niederhalterdrucks, was auf die zusätzlichen Freiheitsgrade des Kardangelenks zurückzuführen ist: Während die Bewegung des herkömmlichen Niederhalters eingeschränkt ist und höhere Kräfte erforderlich sind, um den Kontakt zwischen Aktivelementen und Blech herzustellen, kann der kardanische Niederhalter frei verkippen und den Kontakt gleichmäßiger und bei geringeren Belastungen herstellen. Die Ergebnisse der Kippwinkel deuten darauf hin, dass eine optimale Niederhalterpose existiert, bei der der Niederhalter möglichst gleichmäßig auf dem Bauteil aufliegt. Diese Effekte können unabhängig von der verwendeten Umformmaschine und den verwendeten Probengeometrien beobachtet werden. Zweifelsohne wäre es durch Tuschieren auch für den Fall des starren Niederhalters möglich, eine gleichmäßige Druckverteilung zu erreichen, dies entspricht der aktuellen industriellen Praxis. Allerdings ist eine manuelle Einarbei-

tung der Werkzeuge sehr zeit- und kostenintensiv. Der kardanische Niederhalter bietet das Potential, die benötigte Einarbeitungszeit zu reduzieren und damit zu einer Kostenreduzierung in der Einarbeitungsphase des Werkzeugs beizutragen.

6.2 Einfluss auf den Prozess

Im vorangegangenen Kapitel wurde in Abbildung 6.5 gezeigt, dass es beim starren Niederhalter zu einer Spannungskonzentration im Bereich des ersten Quadranten kommt. Wie in Kapitel 4.2.6 beschrieben, sind hier die engsten Radien der Ziehteilgeometrie und somit auch die kritischen Stellen für Versagen durch Reißen. Durch die Überlagerung beider Effekte lässt sich die Hypothese aufstellen, dass Proben, die mit dem starren Niederhalter gezogen werden, früher reißen als Proben, die mit dem kardanischen Niederhalter gezogen werden. Um diese Hypothese zu untersuchen, werden deshalb Versuche mit unterschiedlichen Federsteifigkeiten und unterschiedlich großen Blechzuschnitten durchgeführt. Dabei werden die Zuschnitte in der Ausgangsgröße, die im Folgenden als „FF+0“ bezeichnet wird, als Referenz verwendet und um größere Bleche ergänzt. Bei diesen ist die Außenkontur jeweils um 1 mm („FF+1“) bzw. 2 mm („FF+2“) nach außen verschoben. Durch die Variation von Platinengröße und Federsteifigkeit können verschiedene Punkte im Prozessfenster von Falten über Gutteile bis hin zu Reißern angefahren werden. Es werden insgesamt vier Federsteifigkeiten mit jeweils drei Platinengrößen, also insgesamt zwölf verschiedene Parameterkombinationen für den starren und auch den kardanischen Niederhalter untersucht. Jede Kombination wird je dreimal wiederholt, insgesamt werden 72 Versuche durchgeführt. Zusammengefasst ergibt sich also die in Tabelle 6.1 dargestellte Versuchsmatrix. Alle Versuche werden bis zu einer Soll-Ziehtiefe von 8,5 mm durchgeführt, das Blech wird dabei nicht vollständig eingezogen und es bleibt bei allen Bauteilen ein Flansch erhalten.

Die Beurteilung des Ziehergebnisses erfolgt zunächst visuell nach Entnahme des Bauteils und nachgelagert über die Auswertung der Ziehkraft, aufgetragen über der Ziehtiefe. Beim Versagen durch Bodenreißer kommt es zu einem plötzlichen Abfall der Ziehkraft, während eine (starke) Faltenbildung durch einen Anstieg der Ziehkraft erkennbar ist. Ist die Amplitude der entstandenen Falten größer als der Ziehspalt, klemmt das Bauteil und die Ziehkraft steigt stark an. Bei einem fehlerfreien Bauteil

Tabelle 6.1: Versuchsmatrix zur Untersuchung des Einflusses auf den Prozess -
Angabe der Wiederholungen pro Versuchsaufbau

Federsteifigkeit	starrer Niederhalter			kardanischer Niederhalter		
	FF+0	FF+1	FF+2	FF+0	FF+1	FF+2
2,05 N/mm	3	3	3	3	3	3
3,50 N/mm	3	3	3	3	3	3
5,69 N/mm	3	3	3	3	3	3
8,23 N/mm	3	3	3	3	3	3

verläuft die Kurve glatt ohne sprunghafte Änderungen im Verlauf. Die Ergebnisse werden in aufsteigender Steifigkeit der Niederhalterfedern beginnend mit einer Steifigkeit von 2,05 N/mm vorgestellt. In den jeweiligen Diagrammen werden die unterschiedlichen Platinengrößen durch Farben repräsentiert, während die Linienart die Art des Niederhalters unterscheidet.

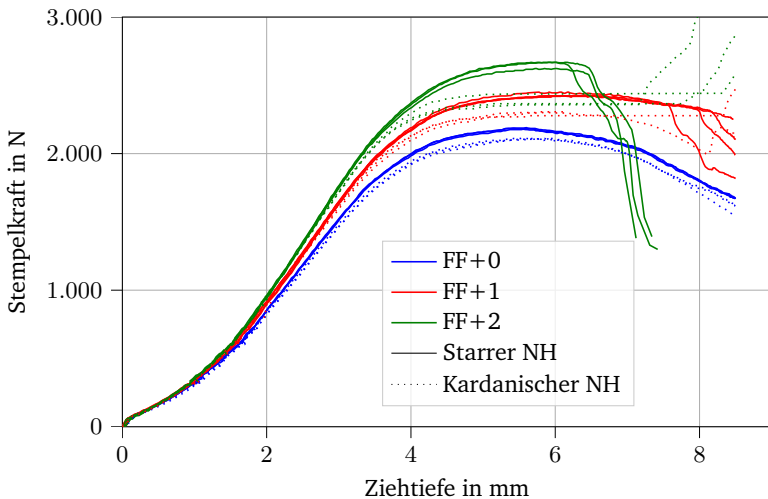


Abbildung 6.7: Stempelkräfte für verschiedene Platinenzuschnitte bei einer Federsteifigkeit von 2,05 N/mm.

In Abbildung 6.7 sind die Kraft-Weg-Verläufe für Federn mit einer Steifigkeit von 2,05 N/mm dargestellt. Es ist zu erkennen, dass bei der kleinsten Platinengröße (FF+0) sowohl für den kardanischen, als auch für den starren Niederhalter, die maximale Ziehtiefe von 8,5 mm erreicht werden kann. Es treten weder Reißer noch Faltenbildung auf. Bei der nächstgrößeren Geometrie (FF+1) zeigen die fertigen Bauteile unterschiedliche Fehlerbilder: Während die Bauteile, die mit dem starren Niederhalter hergestellt wurden, bei einer Ziehtiefe von ca. 8,0 mm durch Reißen versagen (erkennbar am abrupten Abfall der Kraft), kommt es bei Bauteilen, die mit dem kardanischen Niederhalter hergestellt wurden, zu starker Faltenbildung über dem kompletten Umfang des Bauteils. Der plötzliche Kraftanstieg der Kraftverläufe des kardanischen Niederhalters bei ca. 8,0 mm lässt sich mit dem Einziehen der entstandenen Falten in die Zarge erklären. Bei der größten Geometrie (FF+2) konnte ein ähnliches Verhalten beobachtet werden: Beim Einsatz des starren Niederhalters kommt es zum Versagen durch Reißer bei einer Ziehtiefe von ca. 6,5 mm. Der Einsatz des kardanischen Niederhalters führt ebenfalls wieder zu einer extremen Faltenbildung auf dem kompletten Bauteilflansch.

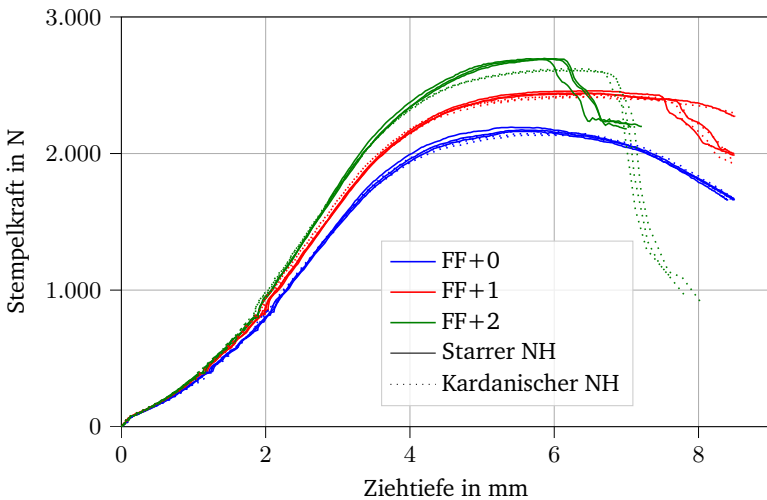


Abbildung 6.8: Stempelkräfte für verschiedene Platinenzuschnitte bei einer Federsteifigkeit von 3,50 N/mm.

Die Ergebnisse der nächst höheren Federsteifigkeit von $3,5 \text{ N/mm}$ werden in Abbildung 6.8 dargestellt. Im Fall der kleinsten Platinenzuschnitte kommt es abermals nicht zu Bauteilfehlern. Sowohl die Verwendung des starren Niederhalters als auch des kardanischnen Niederhalters führt zu Gutteilen. Bei Verwendung der mittleren Platinengröße FF+1 kommt es sowohl beim starren Niederhalter, als auch beim kardanischnen Niederhalter zu uneindeutigen Ergebnissen: Zum Teil können die Bauteile bis zur Sollziehtiefe gezogen werden, zum Teil kommt es zum Versagen durch Reißer. Anders als bei der geringsten Federsteifigkeit von $2,05 \text{ N/mm}$ tritt nur eine minimale Faltenbildung auf. Bei den FF+2 Platinen kommt es bei beiden Niederhaltervarianten zum Versagen durch Reißer. Diese treten beim starren Niederhalter etwa bei einer Ziehtiefe von ca. $6,2 \text{ mm}$ auf, während sie beim kardanischnen Niederhalter bei einer Ziehtiefe von ca. $6,8 \text{ mm}$ auftreten.

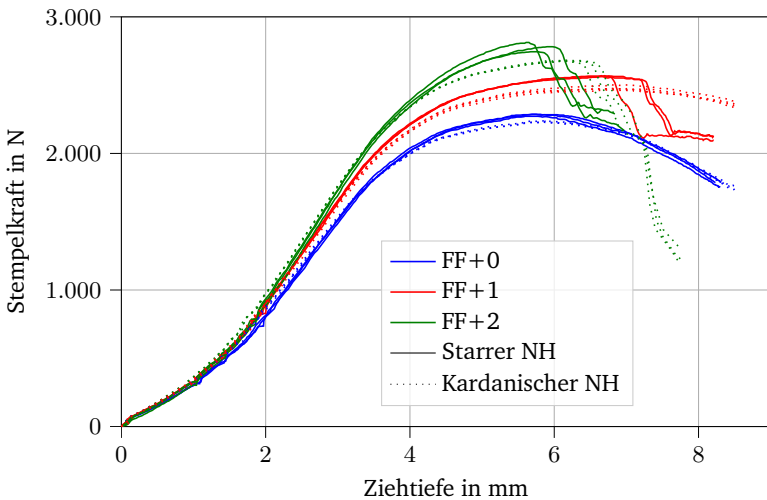


Abbildung 6.9: Stempelkräfte für verschiedene Platinenzuschnitte bei einer Federsteifigkeit von $5,69 \text{ N/mm}$.

Die Verwendung von Federn mit einer Steifigkeit von $5,69 \text{ N/mm}$ führt im Bezug auf die kleinste Platinengeometrie (FF+0) zu keinen Änderungen. Bei Verwendung der mittleren Geometrie (FF+1) kommt es jedoch zu anderen Ergebnissen als zuvor: Während bei der Verwendung eines starren Niederhalters nun sämtliche Bauteile

bei einer Ziehtiefe von ca. 7,0 mm durch Reißer versagen, sind beim kardanischen Niederhalter sämtliche Proben ohne Fehlerbildung. Wie schon zuvor beobachtet, kommt es bei den größten Platinen (FF+2) bei beiden Niederhaltersystemen zum Versagen durch Reißer. Abermals kann durch Einsatz des kardanischen Niederhalters eine höhere Ziehtiefe erreicht werden.

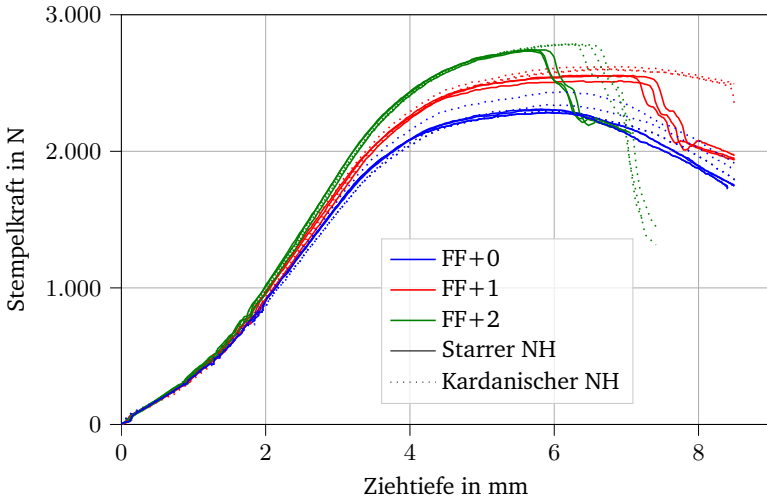


Abbildung 6.10: Stempelkräfte für verschiedene Platinenzuschnitte bei einer Federsteifigkeit von 8,23 N/mm.

Bei den stärksten der verwendeten Federn mit einer Federsteifigkeit von 8,23 N/mm (vgl. Abbilung 6.10), wiederholen sich die zuvor mit einer Federsteifigkeit von 5,69 N/mm erzielten Ergebnisse: Es ist zu beobachten, dass der kardanische Niederhalter zum deutlich späteren Auftreten von Reißern führt.

In Tabelle 6.2 werden die Ergebnisse der erreichbaren mittleren Ziehtiefen für den kardanischen Niederhalter $\bar{z}_{\text{kardanisch}}$ und die des starren Niederhalters \bar{z}_{starr} gegenübergestellt und die relative Zunahme der Ziehtiefe bei Verwendung des kardanischen Niederhalters dargestellt.

Für die mittlere Platinengröße (FF+ 1) kann sowohl bei einer Federsteifigkeit von 5,69 N/mm als auch bei einer Steifigkeit von 8,23 N/mm eine Erhöhung der Ziehtiefe

Tabelle 6.2: Vergleich der durchschnittlich erreichbaren Ziehtiefe

k in N/mm	Platine	\bar{z}_{starr} in mm	$\bar{z}_{\text{kardanisch}}$ in mm	Zunahme in %
2,05	FF+0	8,5	8,5	-
	FF+1	8,0	Falten	-
	FF+2	6,3	Falten	-
3,0	FF+0	8,5	8,5	-
	FF+1	7,9	7,9	-
	FF+2	6,0	6,7	11,7
5,69	FF+0	8,5	8,5	-
	FF+1	7,1	8,5	19,7
	FF+2	5,8	6,4	10,4
8,23	FF+0	8,5	8,5	-
	FF+1	7,2	8,5	18,0
	FF+2	5,8	6,4	10,9

von ca. 20 % erreicht werden. Bei Verwendung der größten Geometrie (FF+2) kommt es erst später zum Versagen durch Reißen, die maximal erreichbare Ziehtiefe kann um ca. 10% erhöht werden. Diese Erhöhung der Ziehtiefe lässt sich auch mit den zuvor vorgestellten Druckverteilungen (vgl. Abbildung 6.5) erklären: Durch die Spannungskonzentration im Bereich der kleinsten Ziehteilrundungen kommt es in diesem Bereich zu eingeschränktem Materialfluss. Hierdurch entstehen lokal Einschnürungen in der Zarge, welche zu einem vorzeitigen Versagen durch Reißen führen.

Bei geringen Federsteifigkeiten von 2,05 N/mm bzw. 3,5 N/mm kommt es beim kardanischen Niederhalter entweder zu einem vorzeitigen Versagen durch Reißen oder zu keiner Verbesserung der Ziehtiefe im Vergleich zum starren Niederhalter.

Sobald die untere Prozessgrenze der Faltenbildung sicher überschritten wurde, führt die Verwendung des kardanischen Niederhalters also zu einer deutlichen Zunahme der erreichbaren Ziehtiefe. Diese Ergebnisse decken sich mit denen des passiv-elastischen Niederhalters von [Ele01]: Auch hier ist zunächst eine höhere Niederhalterkraft notwendig, um Falten zuverlässig zu unterdrücken. Allerdings ist die Prozessgrenze in Bezug auf Reißen deutlich erhöht.

Die erhöhte Neigung zur Faltenbildung beim kardanischen Niederhalter lässt sich durch dessen Aufbau erklären: Treten (lokale) Falten auf, erzeugen diese ein Drehmoment um den Niederhalter. Die eingesetzten Federn müssen also nicht nur eine ausreichend hohe Kraft zur Vermeidung der auftretenden Falten aufbringen, sondern auch ausreichend dimensioniert sein, um das entstehende Drehmoment zu unterbinden. Im Gegensatz dazu können die durch die Faltenbildung entstehenden Drehmomente beim starren Niederhalter durch die eingesetzten Linearführungen aufgenommen werden. Somit können Falten bereits bei einer geringeren Gesamtkraft erfolgreich unterbunden werden.

Es ist davon auszugehen, dass durch manuelles Tuschieren der Werkzeugflächen auch bei Verwendung des starren Niederhalters eine höhere Ziehtiefe erreicht werden kann.

6.3 Fazit zum passiv-kardanischen Niederhalter

Im aktuellen Kapitel wurde zunächst gezeigt, dass der passiv-kardanische Niederhalter zu einer gleichmäßigen Druckverteilung zu Prozessbeginn führt. Dieser Effekt tritt dabei sowohl bei rotationssymmetrischen Bauteilen (Kapitel 6.1.1) als auch bei nicht-rotationssymmetrischen Bauteilen auf (Kapitel 6.1.2). Hierdurch werden lokale Spannungskonzentrationen vermieden, was bei nicht rotationssymmetrischen Bauteilen zu einer Vergrößerung des Prozessfensters durch eine deutliche Verschiebung der oberen Prozessgrenze (Reißer) führt (Kapitel 6.2). Jedoch kommt es bei geringen Niederhalterkräften auch zu einer ausgeprägteren Faltenbildung. Beide Effekte decken sich mit den Beobachtungen aus der Literatur zu nachgiebigen Niederhalterkonstruktionen [Ele01].

Zusammenfassend lassen sich also folgende Schlüsse zum passiv-kardanischen Niederhalter ziehen:

- Der kardanische Niederhalter besitzt die Fähigkeit, sich selbst auszurichten, was zu einer gleichmäßigen Verteilung des Niederhalterdrucks führt und somit das Potential bietet, manuelle Tuschierarbeiten zu reduzieren.
- Die Fähigkeit, sich selbst auszurichten, ist dabei unabhängig von der genutzten Umformmaschine.

-
- Das Prozessfenster wird im Hinblick auf die erreichbare Ziehtiefe deutlich gesteigert, während es im Bereich der Faltenbildung etwas kleiner wird.

Während der passiv-kardanische Niederhalter bereits zu einer wesentlichen Stabilisierung des Tiefziehprozesses beiträgt, kann er jedoch nicht auf Abweichungen innerhalb des Prozesses reagieren. Deshalb werden im folgenden Kapitel Maßnahmen zur aktiven Spannungsbeeinflussung durch die Stößelverkipfung der 3DSP untersucht.

7 Aktiv-kardanischer Niederhalter

Die in Kapitel 6 ermittelten Ergebnisse eines passiv-kardanischen Niederhalters erlauben bisher keine Regelung von Umformprozessen, da keine Rückkopplung zwischen Prozess und Maschine erfolgt. Zudem blieben die zusätzlichen Freiheitsgrade der 3DSP bislang ungenutzt. Da das Ziel der Arbeit die In-Hub-Regelung eines Tiefziehprozesses ohne zusätzliche Aktorik ist, wird im folgenden Kapitel zunächst die grundsätzliche Eignung der Stößelverkipfung als Stellgröße für den lokalen Niederhalterdruck untersucht. Anschließend werden die verwendeten Regelgesetze hergeleitet und der Effekt einer In-Hub-Regelung untersucht.

Die Untersuchungen zum passiv-kardanischen Niederhalter sowie die hier vorgestellten Ergebnisse zum aktiv-kardanischen Niederhalter wurden mit größerem zeitlichem Abstand durchgeführt. Die Oberfläche der Niederhalterplatte musste aufgrund von leichtem adhäsivem Verschleiß zwischen den Versuchskampagnen neu aufgearbeitet werden. Ein direkter Vergleich der erreichbaren Ziehtiefen mit den in Kapitel 6 ermittelten Werten ist deshalb nicht möglich. Daher wurden, sofern erforderlich, neue Referenzversuche durchgeführt.

7.1 Qualifikation der Stellgröße Stößelverkipfung

Eine Regelung des Tiefziehprozesses erfolgt wie in Kapitel 2.2.6 dargelegt über die gezielte Beeinflussung der lokalen Flächenpressung. Im Rahmen dieser Arbeit soll die lokale Flächenpressung durch die Verkipfung des Stößels zusammen mit der Verwendung eines kardanischen Niederhalters angepasst werden. Der Nachweis dieses Wirkzusammenhangs muss jedoch zunächst erbracht werden. Innerhalb einer numerischen Voruntersuchung konnte beim rotationssymmetrischen Napf der Ort

der Faltenbildung durch die Stößelverkippfung gezielt beeinflusst werden [E6]. Der praktische Nachweis wird an der Freiformgeometrie geführt. Dabei wird ausgehend von einer mittleren Niederhalterkraft von 300 N eine einseitige Verkippfung des Stößels um $\theta_{x,\text{TCP}}$ bzw. $\theta_{y,\text{TCP}}$ aufgeprägt und die jeweils resultierende Druckverteilung betrachtet. Als Referenz werden die Druckverteilungen im unverkippten Fall (Abb. 6.5) herangezogen. Hierzu wird wie zuvor in Kapitel 6.1.2 eine Platine in Freiformgeometrie in Größe FF+1 verwendet. Zur Erzeugung der Niederhalterkraft werden acht typengleiche Federn mit einer Federsteifigkeit von 5,69 N/mm verwendet.

Zunächst werden die Druckverteilungen des starren Niederhalters in Abbildung 7.1 diskutiert. Die Druckverteilung mit einer Verkippfung von 0° wird als Referenz aus

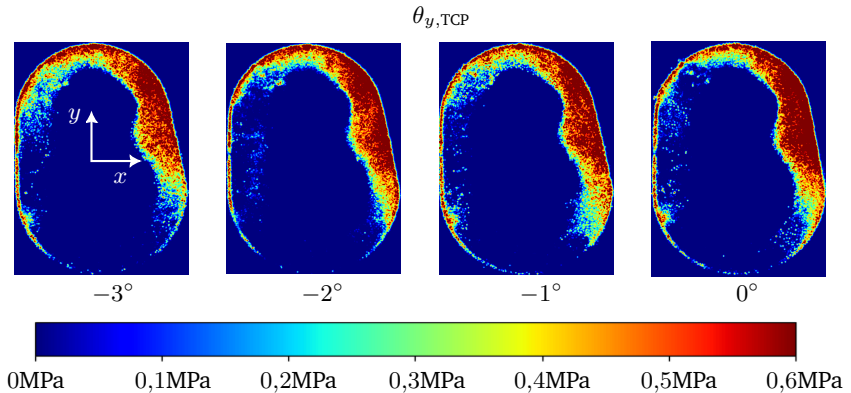


Abbildung 7.1: Druckverteilungen für Freiformgeometrie (FF+1) bei einseitiger Stößelverkippfung mit starrem Niederhalter um $\theta_{y,\text{TCP}}$

Kapitel 6.1.2 übernommen und zeigt die zuvor beschriebene Spannungskonzentration im Bereich des ersten Quadranten. Im Bestreben, eine Normalisierung der Spannungsverteilung herbeizuführen, wird der Stößel in negative $\theta_{y,\text{TCP}}$ -Richtung, also hin zur aktuell unbelasteten Seite, verkippt. In den einzelnen Druckverteilungen ist quasi keine Änderung zu erkennen: Der Druck auf dem rechten Flansch bleibt erhöht, während der Niederhalter nahezu keinen Kontakt auf der linken Seite aufweist. Dies entspricht den Erwartungen an einen starren Niederhalterträger, da

die Führungssäulen im Werkzeug eine Verkipfung unterbinden. Durch die geringen wirkenden Kräfte biegt sich die Niederhalterplatte selbst nicht nennenswert.

Im nächsten Schritt werden nun die resultierenden Druckverteilungen am kardanischen Niederhalter in Abbildung 7.2 beschrieben. Aus Platzgründen wurde auf die Darstellung der unverkippten Referenz verzichtet und es wird auf Abbildung 6.5 verwiesen. Aus den resultierenden Druckverteilungen ist zu erkennen, dass die

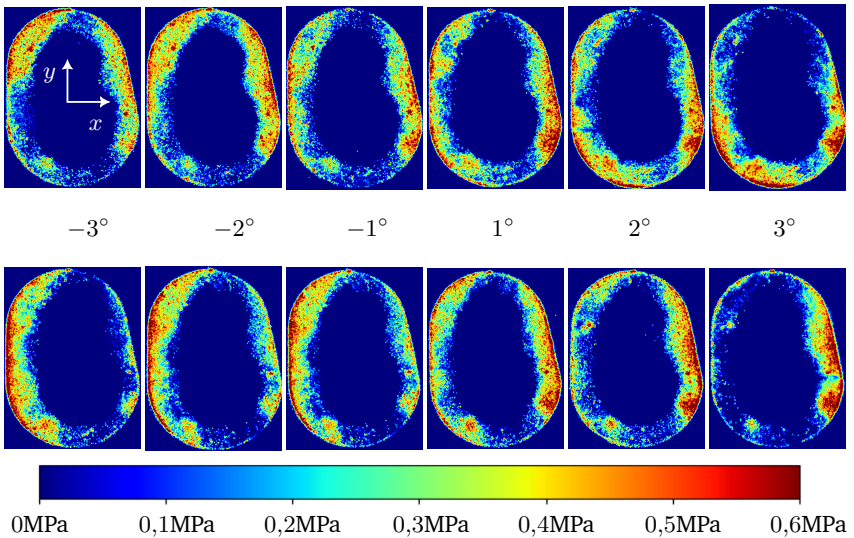


Abbildung 7.2: Druckverteilungen für Freiformgeometrie (FF+1) bei einseitiger Stößelverkipfung mit kardanischem Niederhalter

Oben: Verkipfung um $\theta_{x, TCP}$; **Unten:** Verkipfung um $\theta_{y, TCP}$

Belastung je nach eingestelltem Kippwinkel entlang der y -Achse verschoben wird: Während bei einer Verkipfung um -3° eine Spannungskonzentration in der oberen Hälfte der Platine auftritt, wird dieser Bereich bei einer gegenteiligen Verkipfung um 3° nahezu komplett entlastet. Dieser Übergang erfolgt graduell mit Änderung des Kippwinkels.

Bei Verkipfung des Stößels um $\theta_{y, TCP}$ (untere Reihe) ist ein ähnliches Verhalten festzustellen. Hier verschiebt sich die resultierende Druckverteilung abhängig vom

Kippwinkel entlang der x -Achse und es kommt insbesondere in den Extrempunkten zu einer nahezu vollständigen Entlastung der gegenüberliegenden Seite.

Der Effekt der Verkippung um $\theta_{y,TCP}$ fällt größer als der um $\theta_{x,TCP}$. Da die Platine in y -Richtung weiter ausgedehnt ist als in x -Richtung, ist bei konzentrischer Anordnung der Niederhalterfedern der Abstand zwischen Blechrand und Feder in y -Richtung geringer. Dies führt zu einem kürzeren Hebelarm und damit geringeren Drehmomenten. Im Gegensatz dazu ist die Ausdehnung der Platine in der x -Richtung geringer. Das führt zu einer leichteren Verkippung des Niederhalters um den Winkel $\theta_{y,NH}$ und somit zu einer größeren Differenz des Niederhalterdrucks.

In Abbildung 7.3 sind die zu den Druckverteilungen zugehörigen Kippwinkel des Niederhalters in Abhängigkeit von der Stoßelverkippung dargestellt.

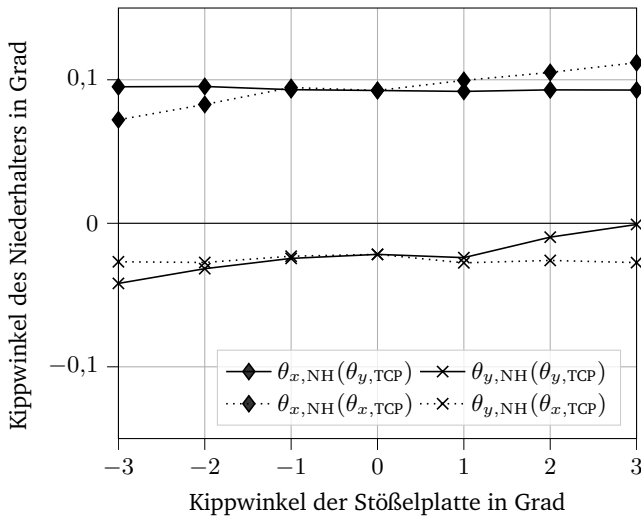


Abbildung 7.3: Verkippung des Niederhalters in Abhängigkeit von der Stoßelverkippung.

Beim Verkappen des Stoßel um $\theta_{x,TCP}$ verkippt der Niederhalter ebenfalls nur um die $\theta_{x,NH}$ -Achse, während keine Verkippung $\theta_{x,NH}$ zu erkennen ist. Das gleiche Verhalten lässt sich ebenfalls bei einer Stoßelverkippung um $\theta_{y,TCP}$ beobachten.

Die einzelnen Kippachsen des kardanischen Niederhalters können also unabhängig voneinander über die korrespondierenden Stößelfreiheitsgrade beeinflusst werden.

Die vorangehend dargestellten Ergebnisse legen nahe, dass sich der Niederhalterdruck zwischen Platine und Niederhalter durch eine Verkipfung des Stößels gezielt beeinflussen lässt. Daraus ergibt sich im Anschluss die Frage, welchen Einfluss eine einseitige Verkipfung auf den Tiefziehprozess hat.

7.1.1 Einfluss einseitiger Verkipfung

Zur Untersuchung des Einflusses einseitiger Verkipfung werden Versuche nahe der oberen Prozessgrenze (Reißern) durchgeführt. Dazu wird eine FF+1 Platine aus Al99,5 zusammen mit Federn der Steifigkeit $8,23 \text{ N/mm}$ untersucht. Im Gegensatz zu den Untersuchungen aus Kapitel 6.2 wurde dabei die initiale Vorspannung der Federn durch eine Stauchung von ca. $1,5 \text{ mm}$ erhöht, was im konventionellen Prozess ohne Stößelverkipfung zu Reißern führt. Wie schon zuvor wurde die erreichbare Ziehtiefe bis zum Versagen durch Reißen auf Basis eines plötzlichen Abfalls der Ziehkraft ausgewertet. Alle Versuche wurden dreimal wiederholt und die erreichbaren Ziehtiefen in Abbildung 7.4 dargestellt. Dabei wird zunächst eine Verkipfung um die $\theta_{x,\text{TCP}}$ -Achse von -2° , 0° und 2° aufgeprägt und die Ziehtiefe ermittelt. Anschließend wurde jede Verkipfung um eine zusätzliche Auslenkung in $\theta_{y,\text{TCP}}$ -Richtung überlagert. Insgesamt ergeben sich also $3 \cdot 3 = 9$ mögliche Kombinationen, die gruppiert nach den Werten der Verkipfung um $\theta_{x,\text{TCP}}$ beschrieben werden.

Eine Verkipfung in negative $\theta_{x,\text{TCP}}$ -Richtung führt unabhängig von der überlagerten Verkipfung um $\theta_{y,\text{TCP}}$ zu einer Abnahme der erreichbaren Ziehtiefe. Dies lässt sich damit erklären, dass eine Verkipfung hin zum kleinsten Radius der Ziehgeometrie erfolgt (vgl. Abbildung 4.9a) und somit eine Rissbildung begünstigt wird (vgl. auch Erläuterungen in Kapitel 4.2.6).

Bleibt der Stößel unverkippt um $\theta_{x,\text{TCP}}$, steigt die erreichbare Ziehtiefe mit einer Verkipfung um $\theta_{y,\text{TCP}}$ unabhängig von der Richtung im Vergleich zur Referenz ($\theta_{y,\text{TCP}} = 0$) an. Dabei treten bei einer Verkipfung von $\theta_{y,\text{TCP}} = 2^\circ$ jedoch deutliche Einschnürungen auf, die bei einer Verkipfung von $\theta_{y,\text{TCP}} = -2^\circ$ nicht beobachtet werden können.

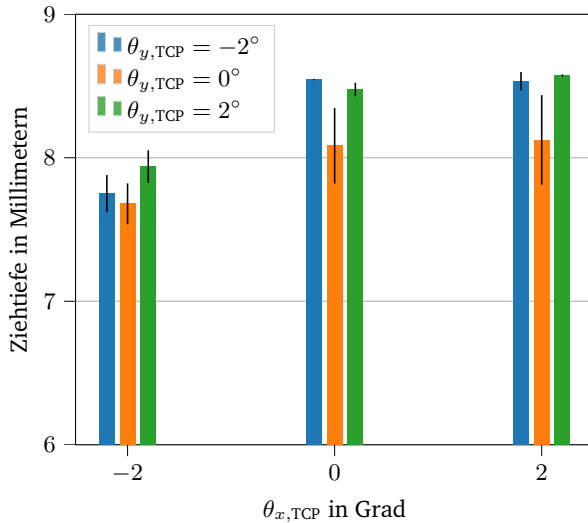


Abbildung 7.4: Mittlere erreichbare Ziehtiefe in Abhängigkeit der Stößelverkipfung mit Standardfehler.

Bei einer Verkipfung des Stößels um $\theta_{x,TCP} = 2^\circ$ zeigt sich ein ähnliches Verhalten: Während es bei $\theta_{y,TCP} = 0^\circ$ zu Reißen kommt, kann bei einem verkippten Stößel, unabhängig von der Richtung, die Ziehtiefe deutlich erhöht werden. Wie schon zuvor lassen sich leichte Einschnürungen für $\theta_{y,TCP} = 2^\circ$ beobachten, während für $\theta_{y,TCP} = -2^\circ$ keinerlei Einschnürungen auftreten.

Grundsätzlich entspricht dieses Verhalten den Erwartungen und kann mit den Ergebnissen aus Abbildung 7.2 erklärt werden: Kippt der Stößel zu den engsten Radien der Ziehteilgeometrie, so wirkt dort lokal ein höherer Niederhalterdruck. Dadurch wird der Materialfluss lokal gehemmt, was zu einer stärkeren Ausdünnung des Bleches im Zargenbereich führt. Kippt der Stößel jedoch auf die Gegenseite, wird die Kontaktspannung im Bereich des kritischen Radius reduziert, wodurch das Material dort leichter einläuft, eine geringere Ausdünnung erfährt und somit einer höheren Belastung standhalten kann.

Dadurch, dass die erreichbare Ziehtiefe von der Stößelverkipfung abhängt, zeigt sich, dass die Spannungsverteilung nicht nur im Ausgangszustand, sondern auch

während des Prozesses durch die gezielte Verkipfung des Stößels beeinflusst werden kann. Damit ist die grundsätzliche Funktion des kardanischen Niederhalters und auch das Zusammenspiel zwischen kardanischem Niederhalter und 3DSP bestätigt. Die Stößelverkipfung eignet sich somit als Stellgröße für geregelte Umformprozesse. Die grundsätzliche Funktion des kardanischen Niederhalters als Basis für eine aktive Prozessbeeinflussung ist somit bestätigt. Für eine aktive Prozessbeeinflussung sind nun die notwendigen Regelgesetze abzuleiten.

7.2 Ableitung der Regelgesetze

Im folgenden Kapitel werden die im Rahmen dieser Ausarbeitung verwendeten Regelungen vorgestellt und die verwendeten Regelgesetze hergeleitet.

7.2.1 Regelung des Blecheinzugs

Wie im Stand der Technik dargelegt, ist die Prozessregelung über die Erfassung des Blecheinzugs die vorrangig verwendete Methode zur Regelung von Tiefziehprozessen. Wie zuvor in Kapitel 6.1 erläutert, kann die lokale Niederhalterpressung durch Verkipfung des Stößels verändert werden. Durch lokale Erhöhung des Drucks kann die Rückhaltekraft lokal verstärkt und somit der Blecheinlauf reduziert werden. Alternativ kann durch eine geringere Niederhalterkraft ein reduzierter lokaler Druck und damit eine Zunahme des lokalen Blecheinlaufs erreicht werden. Auf diese Weise kann direkt Einfluss auf die typischen Fehlerbilder genommen werden. Ein zu hoher Blecheinlauf führt zu Faltenbildung, während ein zu geringer Blecheinlauf in Reißern resultiert [Str94].

Basierend auf diesem Wissen, lässt sich das Regelgesetz wie folgt formulieren:

Ist der Blecheinlauf zu hoch, erhöhe den Niederhalterdruck durch Verkipfung des Stößels hin zur Messstelle. Ist der Blecheinlauf zu niedrig, reduziere den Niederhalterdruck durch Verkipfung weg von der Messstelle.

Als Referenz werden in der Literatur experimentell [Str94; LSS96; Yun05] oder simulativ [Bäu19; Bar21] Sollwerttrajektorien $w_{ok}(z)$ bestimmt und der aktuelle

Blecheinzug w mit dem Sollwert abgeglichen. Daraus ergibt sich die Regelabweichung:

$$e = w_{\text{ok}}(z) - w \quad (7.1)$$

Die Ausrichtung des Blecheinzugssensors wurde so gewählt, dass der Laserstrahl hin zu der Stelle zeigt, an der die größte Ausdünnung zu erwarten ist (vgl. Kapitel 4.2.6). Da die Messung des Blecheinzugs in einem Winkel von α zur y -Achse erfolgt

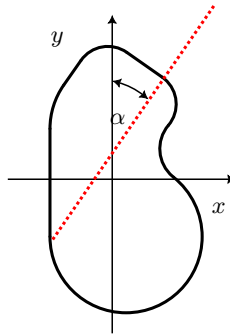


Abbildung 7.5: Ausrichtung der Blecheinzugsmessung

(vgl. Abbildung 7.5), kann der Gesamtfehler e auf die Kippfreiheitsgrade des Stößels aufgeteilt werden.

$$e_x = e \sin(\alpha) \quad (7.2)$$

$$e_y = e \cos(\alpha) \quad (7.3)$$

Bei der Umsetzung des zuvor verbal definierten Regelungsgesetzes können die Fehler im Blecheinzug in die von [Hop21] entwickelte Regelung der Stößelposition umgerechnet werden. Dazu wird der Fehler im Blecheinzug e in einen Fehler in der Stößelverkipfung $e_{\varphi,i}$ umgeformt.

$$e_{\varphi,x} = \text{sgn}(e) \cdot e_y \quad (7.4)$$

$$e_{\varphi,y} = -\text{sgn}(e) \cdot e_x \quad (7.5)$$

Ist der Blecheinzug w zu gering, sind der Fehler e und damit auch die Einzelfehler

e_x bzw. e_y positiv. Da bei einem zu geringen Blecheinzug eine Entlastung erfolgen soll, muss der Stößel weg von der Messstelle kippen, also in positive $\theta_{x, \text{TCP}}$ und negative $\theta_{y, \text{TCP}}$ Richtung. Um dies zu erreichen, muss das Vorzeichen des Fehlers $e_{\varphi, y}$ umgekehrt werden, da ein positiver Fehler sonst eine Verkipfung in positive Richtung auslösen würde (vgl. Gleichung 2.4). Eine Generalisierbarkeit des Ansatzes wird durch die Einbeziehung des Vorzeichens des Fehlers über die Signumfunktion erreicht: Ist der Fehler negativ, muss der Blecheinzug gebremst werden, also eine Verkipfung in umgekehrte Richtung erfolgen (negative $\theta_{x, \text{TCP}}$ und positive $\theta_{y, \text{TCP}}$ Richtung).

Als Grundlage für die benötigte Solltrajektorie $w_{\text{ok}}(z)$ werden die während der Versuche mit dem passiv-kardanischen Niederhalter aufgezeichneten Blecheinzüge aus Kapitel 6.2 als Referenz verwendet. Ausgewertet werden die Blecheinzüge für die Platinengröße von FF+1, da abhängig von der gewählten Federsteifigkeit sowohl Falten als auch Reißen und Gutteile auftreten. Die verschiedenen resultierenden Näpfe werden in Abbildung 7.6 in der Draufsicht dargestellt. Vergleicht man die

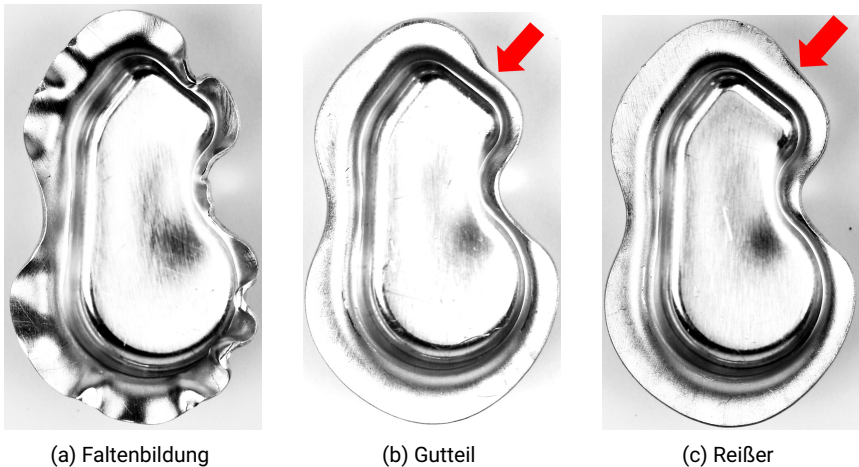


Abbildung 7.6: Gegenüberstellung des Materialeinzugs am Fertigbauteil (Kapitel 6.2); Pfeil symbolisiert Messstelle des Blecheinzugs

Materialeinzüge zwischen Gutteil (Abb. 7.6b) und einem Bauteil, bei dem Reißen auftreten (Abb. 7.6c), fällt auf, dass der Materialeinzug insbesondere am Flansch

im oberen und rechten Rand (siehe Pfeile) unterschiedlich ausfällt. Beim Gutteil ist das Material an der Messstelle weiter eingelaufen, was eine geringere Materialausdünnung in der Zarge zur Folge hat. Dadurch wird eine höhere Ziehtiefe ohne Rissbildung ermöglicht. Vergleicht man jedoch die gemessenen Blecheinzüge in Abbildung 7.7, ist keine klare Unterscheidung zwischen Gutteilen und Reißern möglich. Die am Bauteil beobachteten Unterschiede entstehen also erst nach dem

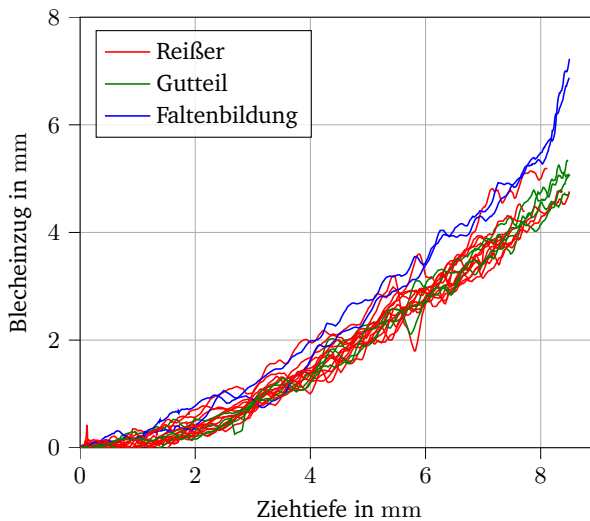


Abbildung 7.7: Blecheinzüge für verschiedene Fehlerbilder bei unverkipptem Stößel mit Blechgröße FF+1

Versagen, da das Material nicht weiter eingezogen werden kann und stattdessen der entstandene Bodenreißer ausgeweitet wird (vgl. Abb. 7.8b). Im Gegensatz dazu wird das Material beim Gutteil weiter eingezogen und es entsteht kein Reißer (vgl. Abb. 7.8a). Nur bei starker Faltenbildung (siehe Abbildung 7.6a) ist ein leicht erhöhter Blecheinzug im Vergleich zu den anderen Fällen zu beobachten. Da die beobachtete Faltenbildung jedoch über das komplette Bauteil verteilt extrem ausgeprägt ist, ist eine Vermeidung der Falten durch lokale Verkipfung nicht möglich.

Da insbesondere keine Unterscheidung zwischen Gutteilen und Reißern möglich ist, kann die obere Prozessgrenze nicht abgebildet werden, was eine Regelung auf

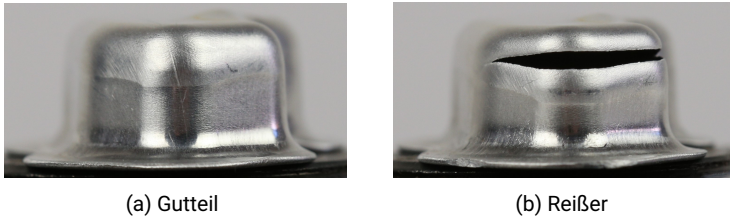


Abbildung 7.8: Vergleich des Prozessergebnisses von Gutteil und Reißer

Basis des Materialeinzugs unmöglich macht. Dies lässt sich damit erklären, dass die Spannweite im Blecheinlauf zwischen unterer und oberer Prozessgrenze bei geringen Ziehtiefen sehr klein sind [LSS96; Zie98]. Dies wird bei Betrachtung eines in [Spu94] erstellten Prozessfensters für den Blecheinlauf (Einlaufweg) in Abbildung 7.9 verdeutlicht: Je weiter das Material eingezogen wird, desto weiter liegen die Prozessgrenzen für Falten und Reißer von der Gutteilkurve entfernt, es entsteht also Spielraum für eine Regelung.

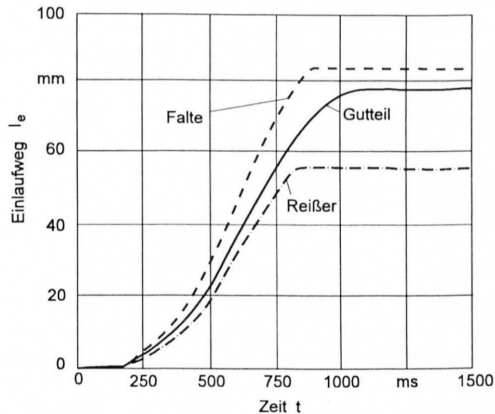
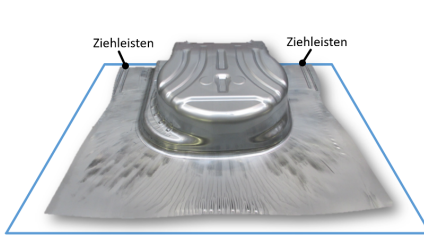


Abbildung 7.9: Blecheinzug über Prozesszeit (Abbildung [SS94])

Weiterhin wurden in der Vergangenheit deutlich größere Tiefziehgeometrien untersucht. Dies wird insbesondere durch den Vergleich der Fläche der verwendeten Stempel offensichtlich. So verwendete [Brä02] einen Stempel mit einer Fläche von

ca. $115,000 \text{ mm}^2$, bzw. [Bar21] einen Stempel mit einer Fläche von $195,000 \text{ mm}^2$, während der hier verwendete Stempel mit einer Fläche von ca. 357 mm^2 wesentlich kleiner ist. Weiterhin haben viele der bisher im Rahmen von geregelten Tief-



(a) Flansch am Fertigbauteil von [Bäu19]



(b) Flansch am Fertigbauteil von [Bar21]

Abbildung 7.10: Vergleich des Restflansches bei anderen Arbeiten

ziehprozessen verwendeten Bauteile deutlich größere Flansche am Fertigteil (vgl. Abbildungen 7.10a und 7.10b), was durch die größere Kontaktfläche eine stärkere Prozessbeeinflussung erlaubt.

Da jedoch gezeigt werden konnte, dass einerseits der lokale Niederhalterdruck angepasst werden kann (vgl. Abbildung 7.2) und andererseits grundsätzliche Unterschiede im Blecheinzug an den Fertigbauteilen sichtbar sind (vgl. 7.6), erscheint eine Regelung des Einzugs auf Basis der Stößelverkipfung für größere Bauteile möglich. Da eine Prozessregelung nicht auf Basis des Blecheinzugs erfolgen kann, müssen alternative Regelungsansätze gefunden werden.

7.2.2 Regelung des Kraftangriffspunktes

Die Regelung des resultierenden Kraftangriffspunktes der Niederhalterkraft basiert auf der Annahme, dass die Niederhalterkraft (bei rotationssymmetrischen) Bauteilen gleichmäßig verteilt sein soll.

Wie im Stand der Technik dargelegt, ist die lokale Verteilung der Niederhalterkraft für die Regelung von Tiefziehprozessen entscheidend. Um diese Größe für den Nutzer greifbar zu machen, werden die aktuell wirkenden Niederhalterkräfte an einem Punkt zusammengefasst. Dieser Punkt wird als CoP bezeichnet und seine

Berechnung in Kapitel 5.3.1 erklärt. Zur Regelung des Kraftangriffspunktes über die integrierten Freiheitsgrade der 3D-Servo-Pressen muss der Zusammenhang der einzelnen Antriebe auf die Lage des CoP bekannt sein. Aus Vorarbeiten von [HPG19; Hop21] ist der kinematische Zusammenhang zwischen den Servoantrieben der 3D-Servo-Pressen und dem TCP bekannt. Um eine Regelung des Tiefziehprozesses zu ermöglichen, muss zunächst ein kinematisch-statisches Modell zwischen der Position des TCP und der lokalen Kräfteinleitung im Niederhalter gefunden werden.

Kinematische Modellierung

Als Grundlage für den Reglerentwurf dient ein kinematisches Modell, das einen Zusammenhang zwischen Stößelverkipfung und Lage des CoP herstellt.

Dabei werden die folgenden Annahmen getroffen:

- Das Eigengewicht des Niederhalters wird vernachlässigt, da das Gewicht idealerweise gleich verteilt ist. Wie in Kapitel 6.1 gezeigt, ist diese Annahme beim kardanischen Niederhalter gegeben.
- Sämtliche Federn besitzen dieselbe Federsteifigkeit k und Ausgangslänge L_0 ; produktionsbedingte Schwankungen bleiben unberücksichtigt.

Somit ergeben sich für die Koordinaten des CoP die folgenden Zusammenhänge [S2]:

$$x_{\text{CoP}} = \frac{\tan(\theta_y) A_F}{8z_{\text{dd}}} \quad (7.6)$$

$$y_{\text{CoP}} = \frac{\tan(\theta_x) A_F}{8z_{\text{dd}}} \quad (7.7)$$

Beide Formeln hängen von der aktuellen Ziehtiefe z_{dd} und einer geometrisch Konstanten A_F ab.

Zur Aufstellung einer direkten Kinematik zwischen Stößel und Werkzeug müssen diese Zusammenhänge im TCP-Koordinatensystem ausgedrückt werden. Dies wird dadurch erreicht, dass die aktuelle Ziehtiefe z_{dd} abhängig von der aktuellen z-Position des TCP sowie einem konstruktionsbedingten, konstanten Offset z_0 ausgedrückt wird:

$$z_{\text{dd}} = z_{\text{TCP}} - z_0 \quad (7.8)$$

Somit ergibt sich die direkte Kinematik des Teilsystems Werkzeug zu:

$$\mathbf{x}_{\text{TCP}} \mapsto \mathbf{x}_{\text{CoP}} = \mathbf{f}_{\text{TCP} \rightarrow \text{CoP}}(\mathbf{x}_{\text{TCP}}) = \begin{bmatrix} \frac{\tan(\theta_y) A_F}{z_{\text{TCP}} - z_0} \\ \frac{\tan(\theta_x) A_F}{z_{\text{TCP}} - z_0} \\ z_{\text{TCP}} - z_0 \end{bmatrix} \quad (7.9)$$

Die für die Regelung benötigte differentielle Kinematik ergibt sich durch Ableiten der direkten Kinematik:

$$\dot{\mathbf{x}}_{\text{TCP}} \mapsto \dot{\mathbf{x}}_{\text{CoP}} = \mathbf{J}_{\text{Wkz}}(\mathbf{x}_{\text{TCP}}) \dot{\mathbf{x}}_{\text{TCP}} \quad (7.10)$$

Dabei ergibt sich die Jacobi-Matrix des Werkzeugs \mathbf{J}_{Wkz} zu:

$$\mathbf{J}_{\text{Wkz}} = \begin{bmatrix} 0 & \frac{A_F}{\cos^2(\Theta_y)(z_{\text{TCP}} - z_0)} & -\frac{\tan(\theta_y)}{(z_{\text{TCP}} - z_0)^2} \\ \frac{A_F}{\cos^2(\Theta_x)(z_{\text{TCP}} - z_0)} & 0 & \frac{\tan(\theta_x)}{(z_{\text{TCP}} - z_0)^2} \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (7.11)$$

Durch die im Vorfeld von [Bet17; Hop21] erarbeiteten kinematischen Zusammenhänge kann nun ein Gesamtzusammenhang zwischen Geschwindigkeit des CoP und den Geschwindigkeiten der Exzenterantriebe hergestellt werden.

$$\dot{\mathbf{x}}_{\text{CoP}} = \mathbf{J}_{\text{ges}} \cdot \dot{\boldsymbol{\varphi}} \quad (7.12)$$

Dabei setzt sich \mathbf{J}_{ges} wie folgt zusammen:

$$\mathbf{J}_{\text{ges}} = \mathbf{J}_{\text{Wkz}} \cdot \mathbf{J}_{\text{St}} \cdot \mathbf{J}_{\varphi} \quad (7.13)$$

Da es während des Prozesses durch Verkippung des Stößels und der eigentlich überlagerten Ziehbewegung zu singulären Getriebestellungen kommen kann, wird hier wie in [Hop21] eine Dämpfung der inversen Jacobimatrix vorgenommen. Durch Approximation der inversen Jacobimatrix, wie in Gleichung 4.6 vorgestellt, ergibt

sich das Regelgesetz für die CoP-Regelung zu

$$\mathbf{u}_\varphi = \frac{(\mathbf{J}_{\text{Wkz}} \mathbf{J}_{\text{St}} \mathbf{J}_\varphi)^T \mathbf{Q}}{(\mathbf{J}_{\text{Wkz}} \mathbf{J}_{\text{St}} \mathbf{J}_\varphi)^T \mathbf{Q} (\mathbf{J}_{\text{Wkz}} \mathbf{J}_{\text{St}} \mathbf{J}_\varphi)^T + \lambda^2 \mathbf{E}} \mathbf{K}_{\text{PeCoP}} \quad (7.14)$$

Dabei erlaubt die Matrix $\mathbf{Q} \in [3 \times 3]$ eine Gewichtung der Prozessparameter innerhalb der Totpunkte: Sollte eine Konfiguration der Getriebe angefahren werden, bei denen ein Totpunkt eines Exzenters erreicht wird, kann somit eine der Regelgrößen gegenüber den anderen beiden bevorzugt werden. Übertragen auf den Tiefziehprozess kann so sichergestellt werden, dass der Ziehvorgang (z -Translation) stets Vorrang gegenüber einer Stößelverkipfung hat. Dies wird so gewählt, da das Erreichen einer definierten Ziehtiefe ein zwingendes Merkmal für die Bauteilgüte ist, wohingegen die Verkipfung zur Kompensation von Prozessabweichungen genutzt wird. Da die CoP-Regelung auf Messdaten aus dem Werkzeugsystem basiert und keine werkstückspezifischen Informationen enthält, ist sie auf verschiedene Geometrien übertragbar.

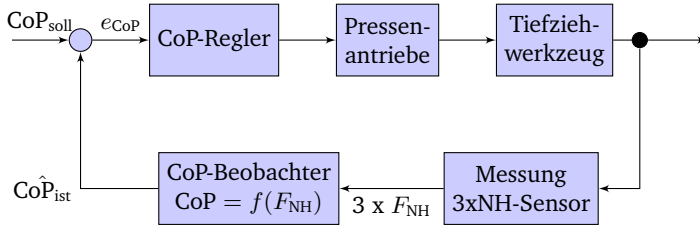


Abbildung 7.11: Vereinfachtes Blockschaltbild der CoP-Regelung

7.2.3 Faltenregelung

Als weiterer Ansatz wurde in von vorangegangenen Forschungsarbeiten [KJ92; Kla94] eine Regelung basierend auf der aktuellen Höhe von Falten vorgestellt. Das Ziel der Regelung ist durch die Bauteilqualität motiviert und lässt sich wie folgt zusammenfassen: *Tiefziehbauteile sollten keine Falten besitzen*. Übertragen auf das kardanische Werkzeug mit ebenen Wirkflächen, ergibt sich daraus, dass diese Flächen stets parallel zueinander sein sollen, also $\theta_{x,\text{NH}} = \theta_{y,\text{NH}} = 0$.

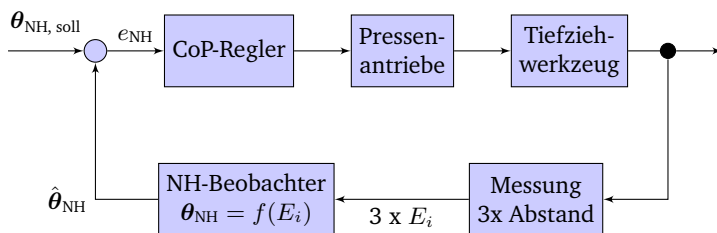


Abbildung 7.12: Vereinfachtes Blockschaltbild der Faltenregelung

Wie in den Voruntersuchungen ersichtlich, bleibt die Pose des kardanischen Niederhalters unabhängig von der aufgebrachtten Gesamtniederhalterkraft und der Stößelverkipfung nahezu konstant (vgl. Abbildungen 6.2, 6.4, 7.3). Aus den vorliegenden Abbildungen geht hervor, dass der dargestellte konstante Wert zwischen verschiedenen Werkzeugeinbauten Schwankungen unterliegt. Der Offset bleibt jedoch innerhalb einer Aufspannung konstant und manifestiert sich unabhängig vom Ziehprozess. Daher wird die Ausgangsposition der Verkipfung nach Auftreffen des Niederhalters und vor Beginn des Ziehprozesses erfasst. Im Anschluss erfolgt eine Kompensation der Werte der Wirbelstromsensoren mit dem zuvor ermittelten Wert, sodass sämtliche Auslenkungen von der Nulllage durch den Ziehprozess verursacht werden.

Kinematische Modellierung

Der kardanische Niederhalter besitzt ebenso wie der Pressenstößel zwei Kippfreiheitsgrade, deren Kipprichtungen mit denen des Stößels übereinstimmen. Da die Pose des Niederhalters über die Verkipfung des Stößels geregelt werden soll, kann auf eine komplizierte Modellbildung wie zuvor bei der Regelung des Center of Pressure verzichtet werden.

Einfache Faltenregelung

Eine einseitige Verkipfung des Stößels (θ_{TCP}) führt zu einer Verkipfung des Niederhalters (θ_{NH}) um dieselbe Achse, jedoch mit geringerer Amplitude (vgl. Kapitel

7.1.1). Es existiert also eine direkte Proportionalität zwischen den Verkippungsfreiheitsgraden des Niederhalters und des Stößels, sodass auch für die Fehler

$$e_{\text{NH}} \propto e_{\text{TCP}} \quad (7.15)$$

gilt.

Hieraus lässt sich erkennen, dass für die Regelung der Kippwinkel des Niederhalters nicht zwingend eine werkzeuginterne Jacobimatrix \mathbf{J}_{Wkz} abgeleitet werden muss. Unter Annahme der Proportionalität vereinfacht sich die Jacobimatrix \mathbf{J}_{Wkz} auf die Einheitsmatrix \mathbf{E} , wodurch sich das Regelgesetz durch die von [Hop21] entwickelte Stößelregelung ausdrücken lässt.

$$\mathbf{u}_\varphi = \frac{(\mathbf{J}_{\text{St}}\mathbf{J}_\varphi)^T \mathbf{Q}}{(\mathbf{J}_{\text{St}}\mathbf{J}_\varphi) \mathbf{Q} (\mathbf{J}_{\text{St}}\mathbf{J}_\varphi)^T + \lambda^2 \mathbf{E}} \mathbf{K}_{\text{P, NH}} \underbrace{(\hat{\boldsymbol{\theta}}_{\text{NH}} - \boldsymbol{\theta}_{\text{NH, soll}})}_{e_{\text{NH}}} \quad (7.16)$$

Für eine korrekte Funktionsweise der Regelung muss lediglich die Verstärkungsmatrix $\mathbf{K}_{\text{P, NH}}$ bestimmt werden, da die Fehlergröße e_{NH} möglicherweise in einer anderen Größenordnung als die der Stößelregelung liegt.

Faltenregelung mit Modellierung der Faltenkräfte

Neben der Annahme der direkten Proportionalität wie bei der einfachen Faltenregelung kann bei einer *rotationssymmetrischen* Ziehteilgeometrie eine Berücksichtigung der tatsächlich entstandenen Falten erfolgen [S3].

Hierzu wird die Annahme getroffen, dass zu jeder Federkraft des Niederhalters $F_{k,i}$ eine korrespondierende Faltenkraft $F_{\text{F},i}$ im Flansch existiert (vgl. Abbildung 7.13). Die einzelnen Faltenkräfte $F_{\text{F},i}$ werden dabei als Elastizitäten modelliert, deren Steifigkeit k_{F} ist. Die Höhe $\Delta_{\text{F},i}$ der aktuellen Falte kann aus der Auslenkung des Niederhalters berechnet werden.

$$F_{\text{F},i} = k_{\text{F}}(\Delta_{\text{F},i})\Delta_{\text{F},i} \quad (7.17)$$

Im Rahmen der Modellbildung wird dem Umstand Rechnung getragen, dass zu Beginn der Faltenbildung zunächst elastische Falten entstehen, die noch vollständig unterdrückt werden können und sich erst nach Überschreiten einer kritischen

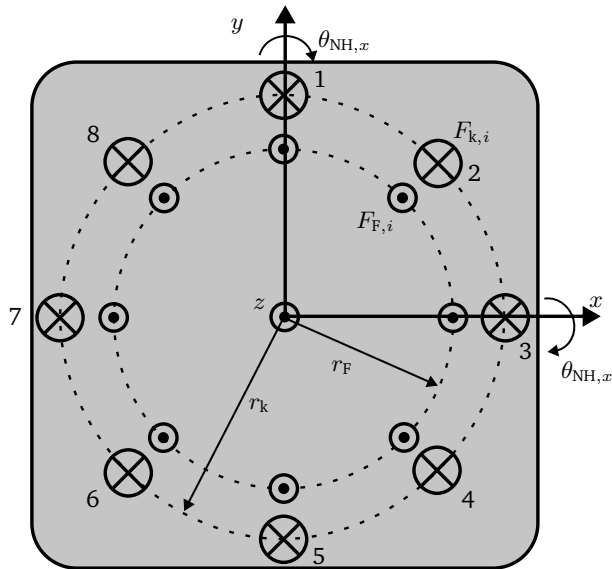


Abbildung 7.13: Freikörperbild des Niederhalters (Draufsicht) mit Ergänzung der Faltenkräfte nach [S3].

Grenze plastisch ausformen [Sen56]. Die Steifigkeit der Falten wird deshalb näherungsweise mit dem in Abbildung 7.14 gezeigten Zusammenhang modelliert. Die maximale Steifigkeit von 125 N/mm ist dabei als Modellparameter abgeschätzt. Zur Abschätzung wurden Näpfe mit ausgeprägten Falten im Flansch auf einer Zug-Druck-Prüfmaschine eingespannt und die Falten eingeglättet. Die dafür benötigte Kraft wurde durch die Anzahl der Falten geteilt und als Schätzwert für den benötigten Modellparameter herangezogen.

Durch Aufstellung von Momentengleichgewichten um die x - und y -Achse des Niederhalters kann ein Zusammenhang zwischen der Pose des Stößels und der des Niederhalters abgeleitet werden. Aufgrund der deutlich komplexeren Zusammenhänge im Vergleich zur CoP-Regelung wurde die Jacobimatrix numerisch über die *Symbolic Math Toolbox* von MathWorks [Mat23] differenziert und kann hier nicht angegeben werden. Im weiteren Fortgang der Arbeit wird diese Regelung als „komplexe

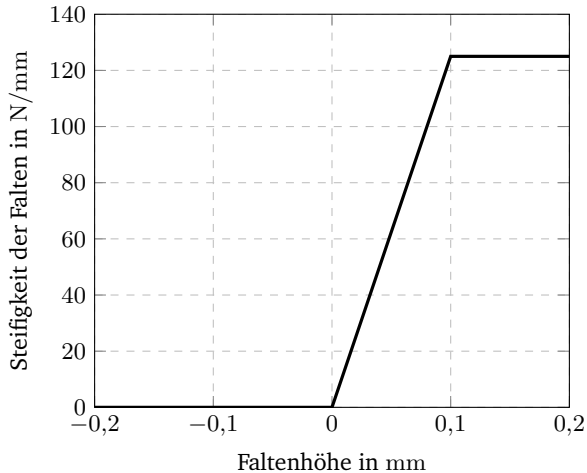


Abbildung 7.14: Modellierte Steifigkeit der Federn in Abhängigkeit von der Faltengröße [S3].

Faltenregelung“ bezeichnet.

7.3 Erprobung der Regelung am rotationssymmetrischen Napf

7.3.1 Vorbemerkung

Für alle im Folgenden vorgestellten Regelungen wird zunächst die von [Hop21] entwickelte TCP-Regelung für die Kippfreiheitsgrade des Stößels verwendet und dieser unverkippt belassen. Erst wenn die Gesamtniederhalterkraft einen Grenzwert von 30 N überschritten hat, wird eine Verkippung des Stößels ermöglicht und die Prozessregelung wird aktiviert. Dies ist notwendig, da eine Stößelverkippung zu Beginn des Prozesses einen extrem starken Einfluss auf den Prozess hat (vgl. Gleichung 4.8) und es so zu Instabilitäten und Aufschwingen der Regelung kommen kann.

7.3.2 Regelung von rotationssymmetrischen Bauteilen

Zur Überprüfung der grundsätzlichen Funktionsweise der Regelungen wurden zunächst Tiefziehversuche an rotationssymmetrischen Bauteilen durchgeführt, die gewonnenen Erkenntnisse wurden in [E8] veröffentlicht. Hierzu wurden Ronden gewählt, die mit einem Durchmesser von $D_0 = 38$ mm bzw. $\beta = 1,9$ am Rand des Prozessfensters liegen. Zunächst wurden Ronden mit allen vier Regelungen (TCP-Regelung, CoP-Regelung, einfache Faltenregelung und komplexe Faltenregelung) durchgeführt. Unabhängig von der eingesetzten Regelung konnten in diesem Fall Näpfe ohne Falten und Reißen erzeugt werden (Abbildung 7.15).

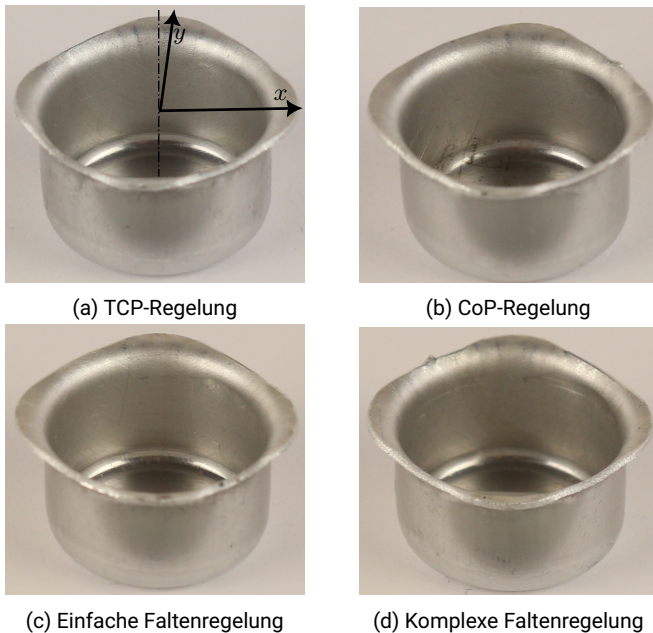


Abbildung 7.15: Vergleich der Prozessergebnisse im Ausgangszustand

Anschließend wurde eine gezielte Abweichung des Prozesses eingebracht: Dazu wurden die Federn 1 - 3 im ersten Quadranten (vgl. Abb. 7.13) um jeweils ca. 1 mm gelockert. Dies entspricht einer simulierten Ermüdung der Federn. Durch die

einseitige Entlastung ist nun der Angriffspunkt der resultierenden Niederhalterkraft verschoben, was zu einer einseitigen Minderbelastung führt.

Wie in Abbildung 7.16 zu erkennen ist, kommt es bei der TCP-Regelung zu einer Faltenbildung ausgehend von dem Bereich, in dem die Federn gelockert sind. Im Gegensatz dazu können alle Eigenschaftsregler den Fehler erfolgreich ausregeln.

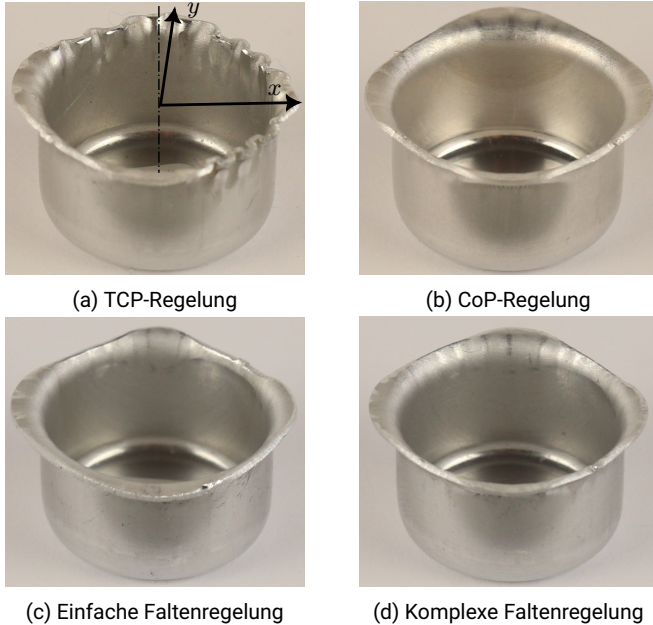


Abbildung 7.16: Vergleich der Prozessergebnisse im Störfall

Mit der Kenntnis des eingebrachten Fehlers von $\Delta l = 1 \text{ mm}$ soll die Funktionsweise der Regelungen genauer untersucht werden. Dazu soll die durch Stoßelverkipfung hervorgerufene Längenänderung Δ_z von Feder 2 (vgl. Abb. 7.13) betrachtet werden. Die Längenänderung Δ_z setzt sich aus der Superposition der Verkipnungen um die Kippfreiheitsgrade $\theta_{x, \text{TCP}}$ und $\theta_{y, \text{TCP}}$ zusammen. Durch die konzentrische Anordnung der Federn kann die Position von Feder 2 in der xy -Ebene abhängig vom Radius r_F angegeben werden und beträgt $(\frac{\sqrt{2}}{2} r_F | \frac{\sqrt{2}}{2} r_F)$. Für die Längenänderung von Feder 2

gilt somit:

$$\Delta_z = \frac{\sqrt{2}}{2} r_F (\tan(\theta_{y,TCP}) - \tan(\theta_{x,TCP})). \quad (7.18)$$

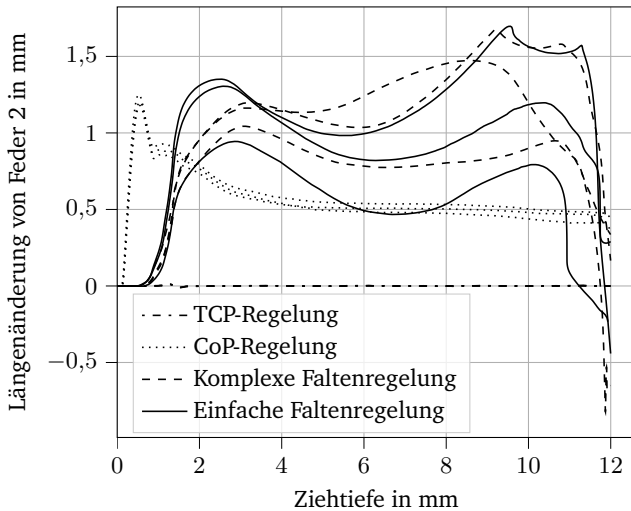


Abbildung 7.17: Vergleich der Längenänderung an Feder 2 für Stoßelregelung (TCP), Kraftangriffspunkt (CoP), einfache Faltenregelung und komplexe Faltenregelung

Die erzielten Längenänderungen für die verschiedenen Regelungen werden in Abbildung 7.17 gegenübergestellt. Eine konventionelle TCP-Regelung, die lediglich auf Abweichungen in der Stoßelposition reagiert, hat keine Möglichkeit, den Fehler im Werkzeug zu erfassen und somit auszuregulieren. Da der Stoßel nicht verkippt, kann die Längendifferenz nicht ausgeglichen werden.

Eine Regelung des Kraftangriffspunktes (CoP) kann schnell auf den Fehler reagieren, wobei es bei Aktivierung der Regelung zu einem leichten Überschwingen kommt. Dies lässt sich einerseits damit begründen, dass an dieser Stelle von einer Positionsauf eine Kraftregelung umgeschaltet wird, andererseits reagiert der CoP bei geringen Ziehtiefen (und den damit verbundenen geringen NH-Kräften) besonders sensitiv auf Abweichungen. Dies wird auch bei Betrachtung der Jacobimatrix (Gleichung 7.11) deutlich: Zu Beginn des Prozesses ist die Differenz zwischen aktueller Stoßelposition

(z_{TCP} und der Ziehtiefe, bei der die CoP-Regelung aktiviert wird, z_0 gering ($(z_{TCP} - z_0) \rightarrow 0$) und damit verbunden die Stellgrößen u_φ hoch. Erst ab einer Ziehtiefe von ca. 4 mm bleibt der Kippwinkel und somit der kompensierte Fehler konstant. Anzumerken ist, dass bei der CoP-Regelung nur eine Längendifferenz von 0,5 mm festzustellen ist, obwohl ein Fehler von 1 mm eingebracht wurde. Dies ist mit der Funktionsweise der CoP-Regelung zu begründen: Tritt eine einseitige Entlastung der Federkräfte auf, verkippt der Stößel hin zur entlasteten Seite und versucht, die fehlende Kraft auszugleichen. Dabei kommt es durch den starren Stößel jedoch auch auf der gegenüberliegenden Seite zu einer Entlastung der Niederhalterfedern. In Summe pendelt sich der Fehler also bei ungefähr der Hälfte des konstanten Fehlers, in diesem Fall bei ca. 0,5 mm, ein.

Das grundsätzliche Verhalten der beiden Faltenregelungen ist relativ ähnlich: Bei einer Ziehtiefe von ca. 1 mm kommt es bei beiden Regelungen zu Regelabweichungen und die Regelungen sorgen für eine schnelle Kompensation der entstandenen Falten. Die Verkipfung nimmt dann leicht ab, ehe sie bei einer Ziehtiefe von ca. 8 mm ebenfalls wieder ansteigt. Der Anstieg wird dabei nicht durch Falten hervorgerufen, sondern dadurch, dass die Ronde fast vollständig eingezogen wurde. Dabei bleibt nur ein kleinerer Flansch bestehen (vgl. Näpfe in Abbildungen 7.15 und 7.16), der nur eine geringe Auflagefläche bietet. Hierdurch kommt es zu einer Verkipfung des Niederhalters, die nicht von den Falten verursacht wird, aber als Regelabweichung erkannt wird.

Nachdem der Einfluss auf den eingebrachten Fehler untersucht wurde, soll nun durch einen Vergleich der Regelungen untersucht werden, auf welchem Weg sie diese Fehlerkompensation erreichen. Dazu werden die verschiedenen Regelgrößen (Stößelpose, Lage des CoP und Niederhalterpose) in Abbildung 7.18 verglichen. Hierzu werden zunächst nur die Größen ab einer Ziehtiefe zwischen 2 mm und 11 mm dargestellt. Dies liegt darin begründet, dass einerseits die Lage des CoP zu Beginn des Prozesses noch extrem sensitiv ist, andererseits sollen nur Änderungen der Pose des Niederhalters, die durch den Prozess selbst hervorgerufen werden, gezeigt werden. Weiterhin wurden in Unterabbildung 7.18 c) nur Niederhalterkipnungen dargestellt, bei denen alle drei Wirbelstromsensoren innerhalb des Messbereichs liegen, die Pose der Niederhalterplatte also zuverlässig bestimmt werden kann.

Betrachtet man die Verkipfung des Stößels (Abb. 7.18 a)), zeigt sich, dass die

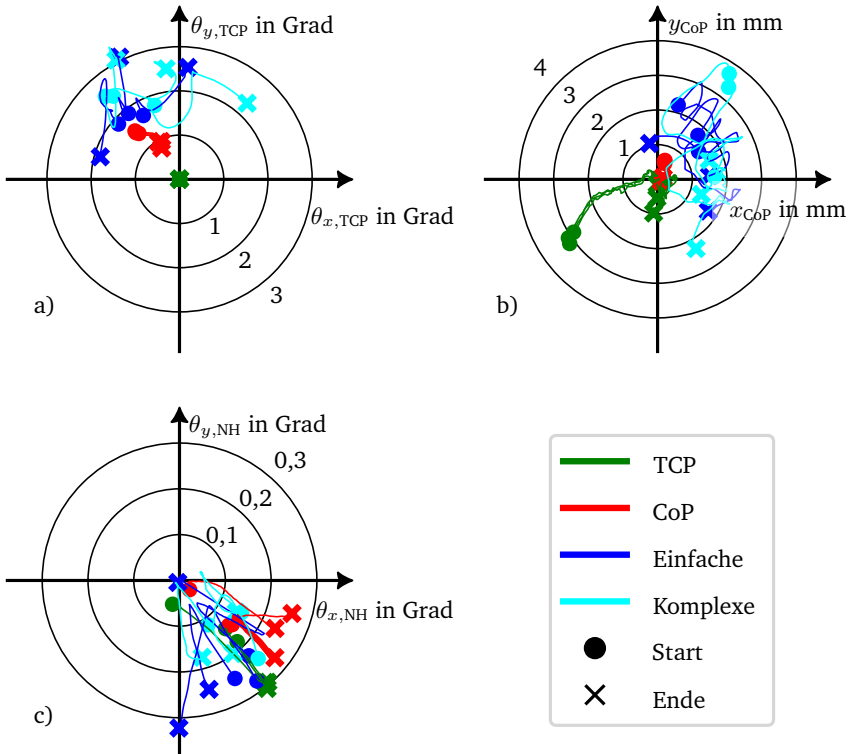


Abbildung 7.18: Vergleich der Regelungen anhand von a) Stößelposition b) Lage des CoP c) Kippwinkel des Niederhalters

TCP-Regelung (grün) genau der Vorgabe folgt und es zu keinerlei Verkippung des Stößels kommt. Dahingegen kommt es bei allen anderen Regelungen (CoP und beide Faltenregelungen) zu einer Verkippung in negative $\theta_{x,TCP}$ und positive $\theta_{y,TCP}$ Richtung. Dies entspricht einer Verkippung des Stößels hin zum ersten Quadranten, um die dort entstehende Faltenbildung zu unterdrücken.

Die Lage des resultierenden Kraftangriffspunktes der Niederhalterkraft (Abb. 7.18 b) wird durch die Regelung des Kraftangriffspunktes (CoP, rot) wie erwartet am Zielpunkt (0|0) gehalten. Der CoP-Verlauf der TCP-Regelung (grün) beginnt im dritten Quadranten und läuft im weiteren Verlauf der Kippung in Richtung Ursprung. Dies

lässt sich durch das Zusammenspiel zweier Effekte erklären: Zum einen tendiert die Lage des CoP bei steigender Niederhalterkraft und damit steigendem Nenner zu kleineren Werten (vgl. Gleichungen 5.4 und 5.5). Zum anderen führen die entstehenden Falten zu einer verstärkten Verkipfung des Niederhalters, wodurch die Federn im Bereich des eingebrachten Fehlers zusätzlich gestaucht werden. Dies resultiert in einer erhöhten Niederhalterkraft auf der Seite der absichtlich verkürzten Federn. Beide Faltenregelungen führen zu einer deutlichen Verkipfung der Niederhalterplatte hin zum dritten Quadranten, also dem Bereich, in dem der Fehler auftritt. Dabei ist die Anfangsauslenkung des CoPs bei der Faltenregelung mit modellierten Federkräften (cyan) etwas stärker ausgeprägt als die der einfachen Faltenregelung. Jedoch tendieren sämtliche Faltenregelungen zu einem ähnlichen Endpunkt der CoP-Lage.

Zuletzt wird die Pose des Niederhalters selbst betrachtet (Abbildung 7.18 c)). Anders als bei den Abbildungen a) und b), werden nun auch Messdaten dargestellt, die bei Ziehtiefen kleiner 2 mm erzielt wurden. Dies liegt darin begründet, dass bei der TCP-Regelung aufgrund der asymmetrischen Krafteinleitung und der ausgeprägten Faltenbildung eine starke Verkipfung des Niederhalters entsteht, wodurch die Wirbelstromsensoren den Messbereich verlassen und die Verkipfung des Niederhalters nicht mehr zuverlässig bestimmt werden kann. Die Ziehtiefe, die erreicht werden kann, bevor ein Wirbelstromsensor seinen Messbereich verlässt, kann als Anhaltspunkt für die Wirksamkeit der Regelungen genutzt werden. Im Durchschnitt wurde der Messbereich für die TCP-Regelung einer Ziehtiefe von $1,1 \pm 0,5$ mm verlassen, während dies bei der CoP-Regelung erst bei einer mittleren Ziehtiefe von $5,6 \pm 1,8$ mm auftrat. Durch Nutzung der einfachen Faltenregelung konnten Ziehtiefen von $8,7 \pm 3,5$ mm und für die komplexe Faltenregelung von $9,6 \pm 4,1$ mm erreicht werden. Sowohl die CoP-Regelung als auch die beiden Faltenregelungen sorgen dafür, dass der Niederhalter deutlich länger parallel geführt wird und dadurch Falten unterdrückt werden können.

Nahezu alle Verläufe der Niederhalterkipfung befinden sich im vierten Quadranten des $\theta_{x,NH} - \theta_{y,NH}$ Plot. Eine Verkipfung in negative $\theta_{y,NH}$ entspricht dabei einer Verkipfung des Niederhalters hin zum zweiten und dritten Quadranten in der xy -Ebene des Niederhalters, während eine Verkipfung in positive $\theta_{x,NH}$ eine Verkipfung hin zum dritten und vierten Quadranten in der xy -Ebene beschreibt. Da alle Verläufe

etwa im 45° -Winkel zu den Achsen verlaufen, kann daraus eine Verkipfung des Niederhalters hin zum dritten Quadranten in der xy -Ebene, also wie erwartet auf die dem eingebrachten Fehler gegenüberliegenden Seite. Es fällt auf, dass es sowohl bei der TCP-Regelung als auch bei beiden Faltenregelungen zu einem deutlichen Anstieg der Kippwinkel kommt. Die Verläufe beginnen nahe des Ursprungs und bewegen sich nach außen. Mittels Faltenregelung wird eine tatsächliche Ausregelung des Fehlers erreicht: Wie auch bei den anderen Regelungen beginnt die Niederhalterkipfung nahe des Ursprungs und steigt über den Prozess an. Allerdings kommt es dann zu einer Umkehr der Niederhalterkipfung, sodass der Niederhalter zurück zum Ursprung, also zum Zielpunkt der Regelung, verkippt. Am Ende des Prozesses kommt es teils zu einer starken Auslenkung des Niederhalters, die jedoch nicht in der auftretenden Faltenbildung begründet liegt: Durch den kompletten Einzug der Ronde in den Ziehring verschwindet der Flansch und damit die Auflagefläche des Niederhalters zunehmend. Sobald nur noch ein kleiner Bereich des Flansches vorhanden ist, ist eine gleichmäßige Auflagefläche des Niederhalters nicht mehr gewährleistet und es kann zum verstärkten Verkippen des Niederhalters kommen. Diese Effekte werden aufgrund der Datenvorbereitung nur bei den Faltenregelungen aufgezeichnet. Bei den beiden anderen Regelungen verlässt man den Messbereich der Wirbelstromsensoren und damit auch den Bereich, in dem die Niederhalterkipfung zuverlässig bestimmt werden kann, bereits deutlich früher.

Vergleich der Faltenregelungen

Im einfachen rotationssymmetrischen Fall können die unterschiedlichen Modellierungen für die Faltenregelung verglichen werden. Die dynamischere Fehlerausregelung auf Basis der komplexen Modellierung ist in der Formulierung der Faltenkräfte begründet: Die Jacobi-Matrix des Werkzeugs \mathbf{J}_{Wkz} ist von der aktuellen Position des Niederhalters $\hat{\theta}_{\text{NH}}$ „verstärkt“ um den Proportionalitätsfaktor $k_F(\Delta_{F,i})$ abhängig. Somit ist die Jacobimatrix selbst abhängig von der aktuellen Regelabweichung e_{NH} und kann als zusätzlicher Verstärkungsfaktor $\mathbf{K}(e_{\text{NH}})$ aufgefasst werden. Die gesamte Jacobimatrix \mathbf{J}_{ges} kann somit zu

$$\mathbf{J}_{\text{ges}} = \mathbf{J}_{\text{Wkz}} \cdot \mathbf{J}_{\text{St}} \cdot \mathbf{J}_{\varphi} = \mathbf{J}_{\text{St}} \cdot \mathbf{J}_{\varphi} \cdot \mathbf{K}(e_{\text{NH}}) \quad (7.19)$$

umgeschrieben werden, was eine vereinfachte Darstellung des Regelungsproblems als adaptive Regelung wie folgt erlaubt:

$$\mathbf{u}_\varphi = \frac{(\mathbf{J}_{St}\mathbf{J}_\varphi)^T \mathbf{Q}}{(\mathbf{J}_{St}\mathbf{J}_\varphi) \mathbf{Q} (\mathbf{J}_{St}\mathbf{J}_\varphi)^T + \lambda^2 \mathbf{E}} \mathbf{K}_{P, NH} \cdot \mathbf{K}_{P, NH}(\mathbf{e}_{NH}) \underbrace{(\hat{\boldsymbol{\theta}}_{NH} - \boldsymbol{\theta}_{NH, soll})}_{\mathbf{e}_{NH}} \quad (7.20)$$

Dies entspricht der Grundstruktur der zuvor entworfenen Proportionalregelung (vgl. Gleichung 7.16) mit einem zusätzlichen fehlerproportionalen Term $\mathbf{K}_{P, NH}(\mathbf{e}_{NH})$, was zusammen einer adaptiven Regelung entspricht [ÅW08]. Durch den adaptiven Ansatz wird die Reaktion der Regelung auf Prozessabweichungen zusätzlich erhöht, weshalb von einer dynamischen Fehlerkompensation ausgegangen werden kann.

Bei den Untersuchungen wurden beide Faltenregelungen mit demselben Verstärkungsfaktor $\mathbf{K}_{P, NH}$ durchgeführt. Durch den adaptiven Ansatz kann die komplexe Faltenregelung die mittlere Regelabweichung, insbesondere ab einer Ziehtiefe von 6 mm, deutlich reduzieren (Abbildung 7.19).

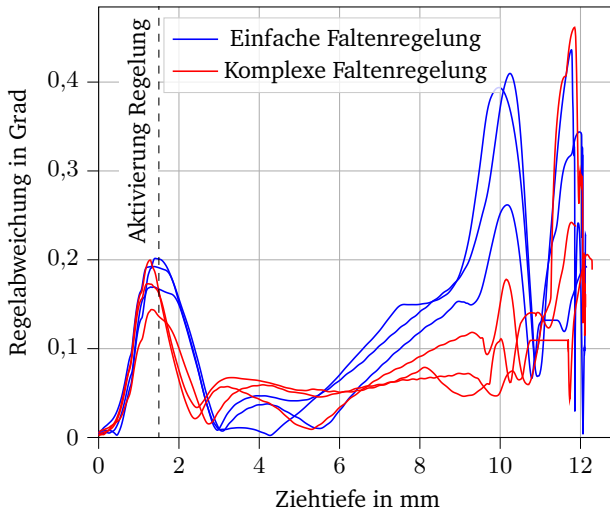


Abbildung 7.19: Vergleich der verschiedenen Formulierungen für die Faltenregelung

7.4 Erprobung der Regelung an einer Freiformgeometrie

Nach Untersuchung der Regelung an rotationssymmetrischen Bauteilen soll untersucht werden, ob sich die Regelungen auf nicht-rotationssymmetrische Bauteile übertragen lassen. Während die Sollwerte bei rotationssymmetrischen Bauteilen durch analytische Überlegungen bestimmt werden können (CoP an Position (0|0) bzw. Vermeidung der Verkippung des Niederhalters ($\theta_{x,NH} = \theta_{y,NH} = 0$)), sind die Zielwerte bei nicht rotationssymmetrischen Bauteilen nicht ersichtlich.

In vorangegangenen Forschungsarbeiten wurden hierfür „Masterkurven“ als Sollwertverläufe für die Regelung aus experimentellen Daten abgeleitet. Dazu werden zunächst Referenzexperimente durchgeführt, bei denen Gutteile zu erwarten sind, und der Regelparameter über der Ziehtiefe aufgetragen. Anschließend kann über eine z.B. polynomiale Ansatzfunktion eine einzige mittlere Kurve, die Masterkurve, an die verschiedenen Datensätze approximiert und als Referenzkurve verwendet werden. [SS94; Spu94; Brä02]

7.4.1 Experimentelle Ermittlung von Sollwerttrajektorien

Im Rahmen dieser Arbeit werden zur Ermittlung eines Prozessfensters typische Prozessabweichungen (Sollabweichungen bei der Einlegeposition, Platinenform und Materialeigenschaften) künstlich herbeigeführt und die Sensitivität der Regelgrößen (CoP bzw. Niederhalterpose) auf diese Fehlerbilder untersucht. Der Einfluss auf den Blecheinzug wird nicht betrachtet, da aufgrund der kleinen Bauteilgeometrie keine Unterscheidung zwischen Gutteilen und Bauteilen mit Reißern möglich ist (vgl. Kapitel 7.2.1). Soweit nicht anders angegeben, kommen Platinen aus Al99,5 mit einer Platinengröße von FF+1 als Referenz zum Einsatz. Alle Versuche werden dreimal wiederholt. Die Niederhalterkraft wird mit Federn der Steifigkeit $k = 8,23 \text{ N/mm}$ durchgeführt und der Prozess durch eine initiale Stauchung der Federn um je $\Delta l_0 = 4 \text{ mm}$ in Richtung der oberen Prozessgrenze verschoben, da Faltenbildung durch die Erhöhung der Gesamtniederhalterkraft in der Praxis leicht zu vermeiden ist.

Einfluss der Platinenlage

Zuerst wird der Einfluss der Platinenlage untersucht, da eine Verschiebung der Platinen stellvertretend für zahlreiche Prozessabweichungen steht [Bäu19]. Dazu wird die Platine ausgehend von der Ausgangslage um 0,5 mm entlang der x -Achse verschoben. Die resultierenden CoP-Verläufe und Posen des Niederhalters werden in Abbildung 7.20 dargestellt.

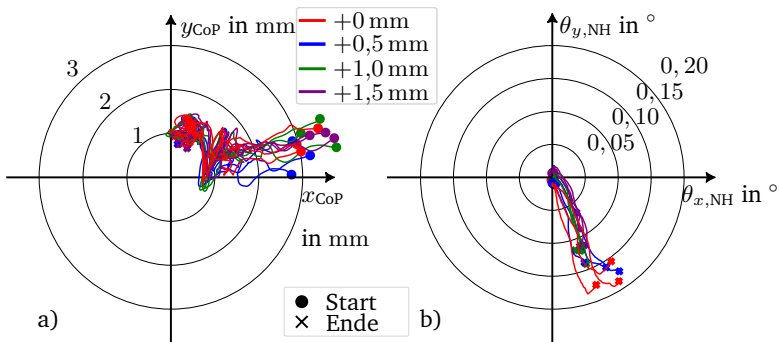


Abbildung 7.20: Einfluss der Platinenlage auf
a) Lage des CoP b) Kippwinkel des Niederhalters

Bei der Betrachtung der resultierenden CoP-Lagen (Abb. 7.20 a)) lassen sich keine signifikanten Unterschiede zwischen den einzelnen Einlegepositionen erkennen: Nahezu alle Proben starten im Bereich von $x_{CoP,min} = 3$ bzw. $x_{CoP,max} = 4$ und in der Nähe von $y_{CoP} = 1$. Die CoP-Position zum Prozessende ist bei allen Proben in der Nähe der CoP-Position $(0,2|1)$. Weiterhin besitzen alle CoP-Verläufe einen ähnlichen Schnittpunkt der x -Achse. Die Unterschiede, mit denen sich die Referenz (rote Linie) von den verschobenen Einlegepositionen abhebt sind zu gering, um eine Masterkurve abzuleiten.

Die Verläufe der Niederhalterkipfung sämtlicher Proben beginnen im Ursprung und bewegen sich in den vierten Quadranten (Abb. 7.20 b). Mit zunehmender Verschiebung verkippt der Niederhalter minimal weniger (grüne und lila Verläufe) als bei geringerer Verkipfung (rote und blaue Verläufe). Dies eignet sich jedoch nicht

für die Ableitung einer Sollwerttrajektorie, da die Trajektorie der Referenzkurve (rot) auch sämtliche Trajektorien der Abweichungen beinhalten würde.

Zusammenfassend kann mit den bisherigen Regelgrößen keine Verschiebung der Platinenlage erkannt und somit auch nicht ausgeregelt werden.

Einfluss der Platinengröße

Eine weitere oft untersuchte Prozessabweichung ist eine Variation der Platinengröße, so zum Beispiel bei [Brä02]. Um dies zu betrachten, werden Versuche mit Al99,5 und Platinengröße FF+2 durchgeführt und diese in Abbildung 7.21 mit der Referenz verglichen.

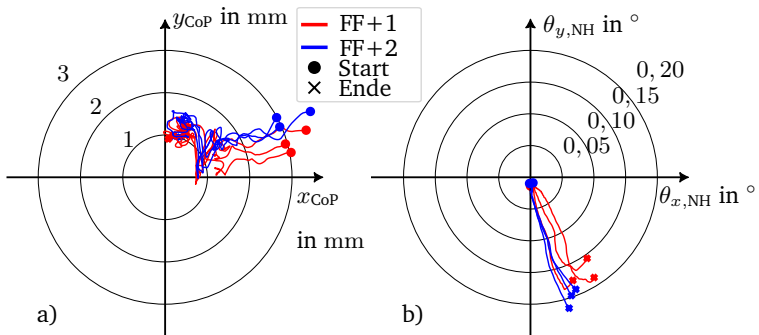


Abbildung 7.21: Einfluss der Platinengröße auf
a) Lage des CoP b) Kippwinkel des Niederhalters

Wie schon bei der Untersuchung der Platinenlage zeigt sich, dass die CoP-Verläufe über weite Bereich ähnlich verlaufen (Abb. 7.21 a)) und keine eindeutige Solltrajektorie abgeleitet werden kann.

Auch bei der Verkipfung des Niederhalters weichen die Verläufe (Abb. 7.21 b)) der größeren Ziehteilgeometrie (blaue Linien) nicht signifikant von denen der Referenz ab. Abweichungen in der Platinengröße verursachen also keine Abweichung in den gewählten Regelgrößen und können deshalb von bestehenden Regelungen nicht ausgeregelt werden.

Einfluss des Blechmaterials

Abschließend soll der Einfluss unterschiedlicher Blechmaterialien auf die Regelgrößen untersucht werden, da dieser Einflussfaktor große praktische Relevanz besitzt [SS94; Spu94]: Auch bei zwei Chargen aus der nominell gleichen Materialgüte können die Materialparameter innerhalb eines Toleranzbandes voneinander abweichen und somit zu unterschiedlichen Prozessergebnissen führen. Zur Untersuchung werden Versuche mit Platinen aus Al1100 gezogen und mit der Referenz (Al99,5) verglichen. Die Ergebnisse werden in Abbildung 7.22 dargestellt.

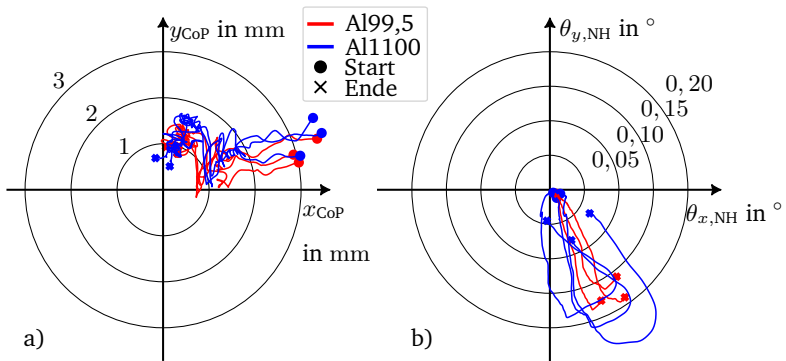
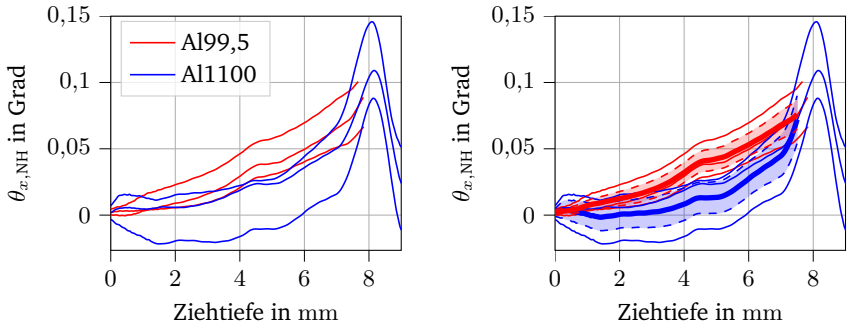


Abbildung 7.22: Einfluss des verwendeten Versuchsmaterials auf
a) Lage des CoP b) Kippwinkel des Niederhalters

Wie auch schon bei den anderen Störeinflüssen beobachtet, unterscheiden sich die CoP-Verläufe nicht wesentlich (Abb. 7.22 a).

Dahingegen kommt es bei den Verläufen der Niederhalterkippen (Abb. 7.22 b)) bei Al1100 (blaue Linie) zu deutlich höheren Amplituden als bei Al99,5. Die Unterschiede lassen sich damit erklären, dass die Proben aus Al99,5 bei einer Ziehtiefe von ca. 7 mm durch Reißen versagen, während die Proben aus Al1100 erfolgreich tiefgezogen werden können. Kurz vor Erreichen der maximalen Ziehtiefe stellt sich der Flansch beim Einziehen auf, der Niederhalter kippt stark und liegt nach vollständigem Einziehen des Flansches auf dem Ziehring auf. Zur Verdeutlichung des Phänomens wird $\theta_{x,NH}$ in Abbildung 7.23a über der Ziehtiefe dargestellt. Die roten

Linien der Referenzversuche werden nur soweit gezeichnet, bis ein Versagen durch Reißen auftritt. Dabei fällt auf, dass die Verläufe zwischen zwei Versuchen einer Streuung unterliegen. Dies wird in Abbildung 7.23b verdeutlicht. Dazu wurden die



(a) $\theta_{x,NH}$ über Ziehtiefe für unterschiedliche Materialien bei FF+1 Geometrie (b) $\theta_{x,NH}$ über Ziehtiefe für unterschiedliche Materialien bei FF+1 Geometrie

Abbildung 7.23: Mittlere Verläufe von $\theta_{x,NH}$ über Ziehtiefe mit ± 1 Standardfehler

mittleren Verläufe (Masterkurve) der beiden Materialien aufgetragen (dicke Linien) und um je ± 1 Standardfehler verschoben (gestrichelte Linien) und der Bereich zwischen den Fehlergrenzen schattiert. Es ist ersichtlich, dass die Verläufe der jeweiligen Materialien nicht zuverlässig den entsprechenden Masterkurven zugeordnet werden können, da die Streuung zwischen den Versuchen zu hoch ist. Die Ableitung einer Sollwertkurve auf Basis der ermittelten Masterkurven ist also nicht möglich.

Zwischenfazit zur Ermittlung von Sollwerttrajektorien

In den vorangegangenen Unterkapiteln wurden gezielt typische Abweichungen in den Prozess eingebracht. Dabei wurde kein signifikanter Zusammenhang zwischen den Prozessabweichungen und den Regelgrößen CoP und Niederhalterkippung gefunden. Dies hätte die Ableitung von Sollwertverläufen für die In-Hub-Regelung erlaubt. Da die Prozessabweichungen jedoch keinen eindeutigen Einfluss auf die beobachteten Größen hatten, sind diese für die Regelung der Umformung der Freiformgeometrie nicht geeignet, da nur solche Größen zur Regelung herangezogen werden können, die einen Rückschluss auf die Bauteilqualität erlauben [All16].

7.4.2 Ausblick: Ermittlung von Stößeltrajektorien

In Kapitel 7.1.1 wurde gezeigt, dass die statische Stößelverkipfung hin zu $\theta_{x,\text{TCP}} = 2$ und $\theta_{y,\text{TCP}} = 2$ zu einer Erhöhung der erreichbaren Ziehtiefe führt. Es lässt sich daher annehmen, dass eine lokale Be- und Entlastung durch Verkipfung des Stößels zu einer weiteren Steigerung der Ziehtiefe führt.

Innerhalb der 3DSP wird die dafür benötigte Trajektorie durch diskrete Einzelpunkte definiert, bei denen $\theta_{x,\text{TCP}}$, $\theta_{y,\text{TCP}}$ und die Ziehtiefe z_{dd} frei gewählt werden können. Zwischen den Punkten erfolgt in der SPS der 3DSP eine Interpolation mittels eines stückweise kubisch hermetischen Splines [Hop21]. Die maximale Amplitude der Stößelverkipfung der verwendeten 3DSP beträgt $\theta_{x,\text{TCP}} = 4,52^\circ$ bzw. $\theta_{y,\text{TCP}} = 3,91^\circ$. Diese Extremwerte können jedoch einerseits nur an sehr wenigen z -Positionen erreicht werden, andererseits können die maximalen Verkipfungen nicht gleichzeitig realisiert werden [Hop21]. Es muss deshalb eine Beschränkung der Winkel auf den Bereich $[-3^\circ \dots 3^\circ]$ vorgenommen werden. Innerhalb dieses Bereichs können die Stellgrößen quasikontinuierlich verstellt werden. Da somit theoretisch unendlich viele Kombinationen zur Verfügung stehen, wird eine Diskretisierung auf ganzzahlige Werte vorgenommen, sodass gilt:

$$\theta_{x,\text{TCP}}, \theta_{y,\text{TCP}} \in [-3^\circ, -2^\circ, -1^\circ, 0^\circ, 1^\circ, 2^\circ, 3^\circ]$$

Für jeden Stützpunkt in z -Richtung ergeben sich also $7 \cdot 7 = 49$ mögliche Kipp-
posen, wodurch die Anzahl möglicher Trajektorien abhängig von der Anzahl der
Stützpunkte in z -Richtung rasch ansteigt. Selbst bei lediglich fünf Stützpunkte in
 z -Richtung ergeben sich bereits $49^5 = 282.475.249$ mögliche Trajektorien. Es ist
offensichtlich, dass eine experimentelle Exploration dieses Parameterraums nicht
möglich ist. Für die Planung optimaler Niederhalterkraftverläufe kommen deshalb
numerische Methoden [Bla12; Bäu19] oder Methoden des maschinellen Lernens
[DLG20] zum Einsatz. Eine solche Untersuchung würde den Rahmen dieser Arbeit
weit übersteigen, stellt allerdings ein interessantes Forschungsgebiet dar und sollte
in zukünftigen Arbeiten weiter untersucht werden.

7.4.3 Fazit Freiformgeometrie

Innerhalb von Kapitel 7.4 wurde versucht, die zuvor in Kapitel 7.3.2 erfolgreich getesteten In-Hub-Regelungen von rotationssymmetrischen Näpfen auf eine Freiformgeometrie zu übertragen. Dazu wurde eine Variation der Platinenlage, der Platinengröße und des Materials durchgeführt, um benötigte Sollwerteverläufe zu ermitteln. Keine der gewählten Einflussgrößen führt zu signifikanten Änderungen im CoP-Verlauf bzw. im Verlauf der Kippwinkel, wodurch keine In-Hub-Regelung des Prozesses realisiert werden konnte.

7.5 Fazit zum aktiv-kardanischen Niederhalter

In den in diesem Kapitel beschriebenen Untersuchungen wurde gezeigt, wie die zusätzlichen Freiheitsgrade einer 3D-Servo-Pressen für die Regelung von Tiefziehprozessen genutzt werden können.

Die Kombination aus kardanischem Niederhalter und 3DSP ermöglicht eine gezielte Beeinflussung der Spannungszustände auf dem Flansch (Kapitel 7.1.1). Es wurde nachgewiesen, dass dies eine gezielte Prozessbeeinflussung ermöglicht, auch bei deutlich kleineren Bauteilgeometrien als bisher im Stand der Technik beschrieben (Kapitel 6.2). Aufgrund der kleinen Bauteilabmaße konnte eine Regelung basierend auf dem Flanscheinzug nicht realisiert werden, da zwischen den einzelnen Fehlerbildern kein ausreichend großer Unterschied feststellbar ist (Kapitel 7.2.1). Ersatzweise eingeführte Regelungen basierend auf der (lokalen) Faltenbildung konnten jedoch Einfluss auf die untere Prozessgrenze nehmen und auftretende Falten durch gezielte Verkippung des Stößels unterbinden (Kapitel 7.2.3). Auf Basis der eingeführten CoP-Regelung kann auf auftretende Fehler innerhalb des Werkzeugsystems reagiert und der Prozess zurück ins Gutteilfenster gebracht werden.

Die grundsätzliche Wirksamkeit der entwickelten Regelungen konnte an rotationssymmetrischen Bauteilen gezeigt werden. Für eine erfolgreiche Regelung der Umformung der Freiformgeometrie erscheint eine zuverlässige Messung des Flanscheinzugs erforderlich, die allerdings eine Skalierung des Bauteils zwingend erforderlich macht.

s

8 Diskussion und Zusammenfassung

8.1 Wissenschaftliche Erkenntnisse dieser Arbeit

Die in Kapitel 3.2 aufgeworfenen Forschungsfragen können auf Basis der gewonnenen Erkenntnisse wie folgt beantwortet werden:

Teilforschungsfrage 1: Wie muss ein Werkzeugsystem zur Online-Regelung eines Tiefziehprozesses auf einer 3D-Servo-Pressen gestaltet sein?

Das Tiefziehwerkzeug muss so gestaltet werden, dass die Anpassung des lokalen Niederhalterdrucks möglich ist. Im Rahmen dieser Arbeit wurde aufgrund der geringen zur Verfügung stehenden Kräfte der Umformmaschine von 10 kN eine kardanische Lagerung des Niederhalters gewählt (Kapitel 4.2). Da der Stößel zur Prozessbeeinflussung genutzt werden soll, ist darauf zu achten, dass die Kräfte für den eigentlichen Ziehprozess und die zur Beeinflussung notwendigen Kräfte parallel verlaufen (Abbildung 4.4). Dies erlaubt es, durch die Freiheitsgrade der Presse die Kräfte unabhängig voneinander zu beeinflussen.

Teilforschungsfrage 2: Welche Eigenschaften hat das neu entwickelte Werkzeug im Vergleich zu herkömmlichen Werkzeugsystemen?

Im Vergleich mit einem konventionellen Tiefziehwerkzeug mit starrem Niederhalter führt der kardanische Niederhalter auch ohne Stößelverkipfung zu gleichmäßigeren Druckverteilungen zwischen Blech und Ronde (Kapitel 6.1). Dieser Effekt lässt sich sowohl bei rotationssymmetrischen Bauteilen (Kapitel 6.1.1) als auch bei nicht rotationssymmetrischen Bauteilen (Kapitel 6.1.2) beobachten. Dadurch lassen sich höhere Ziehtiefen erreichen, bevor das Bauteil durch Reißen versagt. Die obere Prozessgrenze wird also deutlich erhöht, während es bei geringen Niederhalterkräften zu stärkerer Faltenbildung kommt (Kapitel 6.2).

Teilforschungsfrage 3: Lassen sich die gewonnenen Erkenntnisse auf konventionelle Pressen übertragen?

Die Untersuchungen in Kapitel 6.1.1 wurden auf zwei unterschiedlichen einfachwirkenden Pressen durchgeführt und zeigten ähnliche Ergebnisse. Eine grundsätzliche Übertragbarkeit auf konventionelle Pressen ist daher als gegeben anzunehmen. Während grundsätzlich davon auszugehen ist, dass eine kardanische Lagerung auch bei größeren Werkzeugen möglich ist, müssen die wirkenden Belastungen und ggf. Aspekte der Pressen- und Werkzeugdurchbiegung berücksichtigt werden. Die elastische Deformation des Werkzeugs kann sich mit den Effekten der kardanischen Aufhängung überlagern, wodurch der Spannungszustand im Flansch nicht mehr eindeutig von einer Größe abhängt.

Teilforschungsfrage 4: Wie können die Freiheitsgrade einer 3D-Servo-Pressen zur Prozessregelung genutzt werden?

Durch Stößelverkipfung einer 3D-Servo-Pressen kann die Spannungsverteilung bei nicht rotationssymmetrischen Bauteilen gezielt beeinflusst werden (Kapitel 7.1.1). Dies ermöglicht die In-Hub-Regelung des Tiefziehprozesses alleine durch die zusätzlichen Freiheitsgrade der Pressen (Kapitel 7.3.2). Erstmals wurde dabei bei einem Tiefziehprozess die Stößeltrajektorie angepasst, um eine Regelung zu ermöglichen, wodurch komplett auf zusätzliche Aktoren wie Gasdruckfedern oder Hydraulikzylinder verzichtet werden kann.

8.2 Generalisierbarkeit der Erkenntnisse

Die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit wurden unter Verwendung einer speziellen Umformmaschine durchgeführt. Die gewonnenen Erkenntnisse lassen sich dennoch auch auf konventionelle Umformmaschinen übertragen.

In Kapitel 6 konnte gezeigt werden, dass sich eine kardanische Lagerung des Niederhalters positiv auf die Spannungsverteilung auswirkt und somit die Einarbeitungszeiten reduzieren kann. Weiterhin lässt die kardanische Lagerung einen einfachen Transfer zwischen einzelnen Umformmaschinen zu. Diese Eigenschaften sind auch für konventionelle Tiefziehprozesse von großer Bedeutung.

Weiterhin konnte gezeigt werden, dass eine einseitige Verkipfung der Umformmaschine bei Verwendung eines kardanischen Niederhalters eine gezielte Beeinflussung des Spannungszustandes zwischen Blech und Niederhalter erlaubt, während dies bei einer starren Lagerung der Niederhalterplatte keinen Einfluss hat. Somit lässt sich der Spannungszustand auch bei kleinen Bauteilen gezielt beeinflussen, was mit bisherigen Ansätzen aufgrund der benötigten Normalien bzw. Aktorik nicht möglich war. Die gezielte Verschiebung des Kraftangriffspunktes durch die Stößelverkipfung erlaubte die Vermeidung von Reißern. Während dies im Rahmen der vorliegenden Arbeit durch die Verkipfung des Stößels realisiert wurde, besteht keinerlei Einschränkung hinsichtlich der Verwendung unterschiedlicher Federsteifigkeiten bzw. Federvorspannungen zur Erreichung derselben Ziele. Ein möglicher Anwendungsfall könnte im Mikrotiefziehen liegen, da hier bisher kaum Ansätze zur gezielten Spannungsbeeinflussung existieren [E1].

Neben den Ergebnissen zum passiv-kardanisch gelagerten Niederhalter wurden In-Hub-Regelungen zur direkten Beeinflussung der Bauteilqualität auf Basis der Maschinenfreiheitsgrade einer 3D-Servo-Presse realisiert. Die erarbeiteten Regelungen zur gezielten Beeinflussung des Kraftangriffspunktes bzw. der Faltenregelung sind so allgemein formuliert, dass sie bei Nutzung einer 3DSP leicht auf andere Prozesse übertragbar sind. Dieser Umstand könnte bei einem zukünftigen industriellen Einsatz der 3DSP auch aus wirtschaftlicher Sicht interessant sein. Da Umformmaschinen in der Regel hochpreisige Investitionsgüter sind, die über Jahre genutzt werden, ist es für Käufer von Pressen von großem Interesse, eine Schnittstelle zur Prozessbeeinflussung zur Verfügung zu haben. Die praktische Umsetzung von Prozessregelungen als Dienstleistung könnte für Pressenhersteller die Erschließung neuer Geschäftsfelder bedeuten.

8.3 Ausblick

Um die gewonnenen Erkenntnisse zukünftig breiter nutzbar zu machen, sollte zunächst eine Skalierung des Werkzeuges auf praxisrelevante Werkzeugabmessungen erfolgen. Da am PtU zum Ende dieser Arbeit eine 3D-Servo-Presse mit einer Umformkraft von 1,600 kN in Betrieb genommen wurde, ist die benötigte Anlagentechnik verfügbar. Auf Basis der erarbeiteten Erkenntnisse ist davon auszugehen, dass eine

Regelung des Blecheinzugs durch Nutzung der gezielten Stößelverkipfung möglich ist.

Weitere Fragestellungen ergeben sich für den passiv-kardanischen Niederhalter hinsichtlich des Einsatzes von Ziehwülsten bzw. räumlich geformten Niederhaltergeometrien. Da die Kontaktflächen nicht mehr planparallel sind, könnte hier die Selbstnivellierung beeinträchtigt sein.

Nachdem im Rahmen dieser Arbeit eine funktionierende Online-Regelung vorgestellt wurde, die es erlaubt, die lokale Druckverteilung innerhalb eines Hubes in Echtzeit anzupassen, sollten zukünftig Strategien zur optimalen Bahnplanung untersucht werden. Dies sollte insbesondere vor dem Hintergrund der extrem hohen Anzahl möglicher Stößeltrajektorien erfolgen (Kapitel 7.4). Eine weitere mögliche Erweiterung ist die Vorschaltung einer zusätzlichen Offline-Regelung basierend auf Methoden des maschinellen Lernens.

Zitierte Literatur

Arbeiten mit Beteiligung des Verfassers

- [E1] Ú. Arinbjarnar, P. Schumann, J. Moske, A. Breunig, P. Groche und C. V. Nielsen. „A Review of Methods and Effects for Improving Production Robustness in Industrial Micro-Deep Drawing“. In: *International Journal of Material Forming* 17.3 (2024), S. 31. DOI: 10.1007/s12289-024-01832-0.
- [E2] M. Baral, A. Al-Jewad, A. Breunig, P. Groche, J. Ha, Y. P. Korkolis und B. L. Kinsey. „Acoustic Emission Monitoring for Necking in Sheet Metal Forming“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 310 (2022), S. 117758. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2022.117758.
- [E3] M. Baral, A. Al-Jewad, A. Breunig, J. Ha, P. Groche, Y. P. Korkolis und B. L. Kinsey. „Acoustic Emission Sensors to Monitor Early Onset of Necking During Uniaxial Tension“. In: ASME 2022 17th International Manufacturing Science and Engineering Conference. American Society of Mechanical Engineers Digital Collection, 2022. DOI: 10.1115/MSEC2022-85554.
- [E4] A. Breunig und P. Groche. „Pressure Distributions in Deep Drawing with a Passive Cardanic Blank Holder“. In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 1284.1 (2023), S. 012082. DOI: 10.1088/1757-899X/1284/1/012082.
- [E5] A. Breunig. „Konzeption und Konstruktion eines Tiefziehwerkzeugs mit verkippbarem Niederhalter“. Master-Thesis. TU Darmstadt, 2018.
- [E6] A. Breunig, F. Hoppe und P. Groche. „Localized Blank-Holder Pressure Control in Cup Drawing through Tilting of the Ram“. In: *Proceedings of NUMIFORM 2019: The 13th International Conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes*. NUMIFORM 2019. Portsmouth, NH, USA, 2019.
- [E7] K. Chen, A. Breunig, J. Ha, B. L. Kinsey, P. Groche und Y. P. Korkolis. „Robustness of Deep-Drawing Finite-Element Simulations to Process Variations“. In: *International Journal of Material Forming* 15.3 (2022), S. 45. DOI: 10.1007/s12289-022-01695-3.

-
- [E8] P. Groche, A. Breunig, K. Chen, D. A. Molitor, J. Ha, B. L. Kinsey und Y. P. Korkolis. „Effectiveness of Different Closed-Loop Control Strategies for Deep Drawing on Single-Acting 3D Servo Presses“. In: *CIRP Annals* (2022). DOI: 10.1016/j.cirp.2022.04.072.
- [E9] J. Ha, A. Breunig, J. Fones, F. Hoppe, Y. P. Korkolis, P. Groche und B. L. Kinsey. „AA1100-O Cylindrical Cup-Drawing Using 3D Servo-Press“. In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 651 (2019), S. 012094. DOI: 10.1088/1757-899X/651/1/012094.

Vom Verfasser betreute studentische Arbeiten

- [S1] B. Hauska, N. Krämer, A. Kubsch, Y. Lin, C. Lipp und A. Zinn. „Konzeption Und Konstruktion Eines Neuartigen Werkzeugs Zum Adaptiven Tiefziehen Auf Der 3D-Servo-Press“. Advanced Design Project. Technische Universität Darmstadt, 2019.
- [S2] D. Schellhaas. „Entwicklung und Erprobung einer Center of Pressure basierten Regelung von Tiefziehprozessen“. Bachelor-Thesis. TU Darmstadt, 2020.
- [S3] L. Song, T. Tiburski, J. Wegmann und D. Wiedert. „Regelung von Geometrischen Bauteileigenschaften durch Stößelverkipnungen im Tiefziehprozess“. Advanced Design Project. Darmstadt: Technische Universität Darmstadt, 2022.
- [S4] M. Sossenheimer. „Untersuchung der Nutzbarkeit von Körperschallsensoren zur Detektion und Lokalisation von plastischer Verformung“. Bachelor-Thesis. TU Darmstadt, 2019.
- [S5] J. Thein. „Entwicklung Und Konstruktion Eines Sensorischen Tiefziehwerkzeugs Zur Anwendung Auf Einer 3D Servo Presse“. Master-Thesis. Technische Universität Darmstadt, 2021.

Weitere Literaturangaben

- [AAK92] M. Ahmetoglu, T. Altan und G. Kinzel. „Improvement of Part Quality in Stamping by Controlling Blank-Holder Force and Pressure“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 33.1-2 (1992), S. 195–214. DOI: 10.1016/0924-0136(92)90319-N.
- [AB11] A. Albert und S. Biehl. *ORUM - Optimierte Regelung von Umformprozessen Durch Werkzeuge Mit Integrierter Dünnschichtsensorik*. Karlsruhe, 2011.

-
- [AB09] A. Albert und S. Biehl. „ORUM – Optimierte Regelung von Umformprozessen. Erfolgversprechende Gegensätze: Prozesskontrolle Gewaltiger Umformanlagen Mit Hauchdünnen Sensorschichten“. In: *Wt Werkstattstechnik Online* 99.10 (2009), S. 779–784.
- [All16] J. M. Allwood, S. R. Duncan, J. Cao, P. Groche, G. Hirt, B. Kinsey, T. Kuboki, M. Liewald, A. Sterzing und A. E. Tekkaya. „Closed-Loop Control of Product Properties in Metal Forming“. In: *CIRP Annals* 65.2 (2016), S. 573–596. DOI: 10/f85mbh.
- [Alt09] I. Altpeter, M. Kopp, M. Kröning, C. Sklarczyk, B. Behrens, S. Hübner und Voges-Schwieger. „Zerstörungsfreie Charakterisierung von Spannungszuständen in Blechen Beim Tiefziehen Mittels Elektromagnetischer Prüfverfahren“. In: *ZfP in Forschung, Entwicklung Und Anwendung. DGZfP-Jahrestagung 2009. CD-ROM*. 2009, S. 10.
- [AST14] ASTM. *B209M-14 Standard Specification for Aluminum and Aluminum-Alloy Sheet and Plate (Metric)*. 2014.
- [ÅW08] K. J. Åström und B. Wittenmark. *Adaptive Control*. 2. ed. Mineola, N.Y: Dover Publ, 2008. 573 S.
- [Ave14] J. Avemann, S. Calmano, S. Schmitt und P. Groche. „Total Flexibility in Forming Technology by Servo Presses“. In: *Advanced Materials Research* 907 (2014), S. 99–112. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMR.907.99.
- [BLC17] M. Barthau, M. Liewald und H. Christian. „Improved Process Robustness by Using Closed Loop Control in Deep Drawing Applications“. In: *Journal of Physics: Conference Series* 896 (2017), S. 012040. DOI: 10.1088/1742-6596/896/1/012040.
- [Bar21] M. Barthau. *Entwicklung einer Regelungsmethodik für den Tiefziehprozess während des Umformhubs*. Bearb. von M. Liewald. Beiträge zur Umformtechnik 93. Stuttgart: Institut für Umformtechnik, 2021. 182 S.
- [BL16] M. Barthau und M. Liewald. „New Approach for Closed Loop Control of Deep Drawing Process for a Control Intervention during Deep Drawing Stroke“. In: *Advanced Materials Research* 1140 (2016), S. 83–90. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMR.1140.83.
- [BL17] M. Barthau und M. Liewald. „New Approach on Controlling Strain Distribution Manufactured in Sheet Metal Components during Deep Drawing Process“. In: *Procedia Engineering* 207 (2017), S. 66–71. DOI: 10.1016/j.proeng.2017.10.740.
- [BLH17] M. Barthau, M. Liewald und C. Held. „Part Wall Stress a Capable State Variable for Deep Drawing Closed Loop Control“. In: *Model Based Control for Smart Forming Processes*. 10th Forming Technology Forum 2017. Enschede, –13. Okt. 2017, S. 23–28.

-
- [Bäu19] T. Bäume. „Prozessregelungen durch piezoelektrisch erweiterte Umformwerkzeuge“. Diss. Chemnitz: Technische Universität Chemnitz, 2019. 162 S.
- [BZD17] T. Bäume, W. Zorn und W.-G. Drossel. „Closed-Loop Process Control Approaches and Sensor Evaluation for Deep Drawing Tools with Integrated Piezoelectric Actuators (PA)“. In: *Model Based Control for Smart Forming Processes*. 10th Forming Technology Forum 2017. Enschede, –13. Okt. 2017, S. 29–35.
- [Bec04] S. Beck. *Optimierung der Zargenspannung beim Ziehen unregelmäßiger Blechformteile*. Beiträge zur Umformtechnik 46. Frankfurt: MAT INFO Werkstoff-Informationsges, 2004. 121 S.
- [Bet17] B. C. Betzold. „Modellbasierte Regelung einer 3D-Servo-Pressen in externen Koordinaten“. Master-Thesis. Darmstadt: Technische Universität Darmstadt, 2017.
- [BHS13] A. Birkert, S. Haage und M. Straub. *Umformtechnische Herstellung komplexer Karosserieteile*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2013. DOI: 10.1007/978-3-642-34670-5.
- [Bla12] C. Blaich. *Robuster Tiefziehprozess durch Erfassung und Optimierung der örtlichen Bauteilqualität*. Beiträge zur Umformtechnik 66. Frankfurt, Main: MAT-INFO, DGM-Informationsges, 2012. 224 S.
- [Brä02] H. Bräunlich. *Blecheinzugsregelung beim Tiefziehen mit Niederhalter - ein Beitrag zur Erhöhung der Prozessstabilität*. Zwickau: Verl. Wiss. Scripten, 2002.
- [BLC20] D. Briesenick, M. Liewald und P. Cyron. „Potentials of an Adaptive Blank Positioning to Control Material and Process Fluctuations in Deep Drawing“. In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 967 (2020), S. 012068. DOI: 10.1088/1757-899X/967/1/012068.
- [Bud39] E. G. Budd Manufacturing Company. „Verfahren Und Vorrichtung Zum Pressen Grosser, Unregelmässig Gestalteter Blechteile, z.B. Kotbleche Für Kraftwagen“. Dt. Pat. 681196A. 1939.
- [Cal15a] S. Calmano, D. Hesse, F. Hoppe und P. Groche. „Evaluation of Control Strategies in Forming Processes“. In: *MATEC Web of Conferences* 21 (2015). Hrsg. von Y. Qin, T. A. Dean, J. Lin, S. J. Yuan und F. Vollertsen, S. 04002. DOI: 10.1051/mateconf/20152104002.
- [Cal15b] S. Calmano, D. Hesse, F. Hoppe, P. Traidl, J. Sinz und P. Groche. „Orbital Forming of Flange Parts under Uncertainty“. In: *Applied Mechanics and Materials* 807 (2015), S. 121–129. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMM.807.121.

-
- [CKS00] J. Cao, B. Kinsey und S. A. Solla. „Consistent and Minimal Springback Using a Stepped Binder Force Trajectory and Neural Network Control“. In: *Journal of Engineering Materials and Technology* 122.1 (2000), S. 113–118. doi: 10.1115/1.482774.
- [CLB20] P. Cyron, M. Liewald und D. Briesenick. „Tiefziehen Mittels Adaptiver Platinenlage/Control of Deep Drawing Processes by Means of Adaptive Blank Positioning“. In: *wt Werkstattstechnik online* 110.10 (2020), S. 666–671. doi: 10.37544/1436-4980-2020-10-22.
- [Dav93] J. R. Davis. *Aluminum and Aluminum Alloys*. ASM International, 1993. 802 S. Google Books: Lskj5k3PSIcC.
- [DT18] J. Dietrich und H. Tschätsch. *Praxis der Umformtechnik: Umform- und Zerteilverfahren, Werkzeuge, Maschinen*. 12., überarbeitete und erweiterte Auflage. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2018. 471 S.
- [DIN16] DIN. *DIN EN 485-1:2016-10, Aluminium Und Aluminiumlegierungen - Bänder, Bleche Und Platten - Teil 1: Technische Lieferbedingungen; Deutsche Fassung EN 485-1:2016*. 2016. doi: 10.31030/2537188.
- [DE01] E. Doege und L.-E. Elend. „Design and Application of Pliable Blank Holder Systems for the Optimization of Process Conditions in Sheet Metal Forming“. In: *Journal of materials processing technology* 111.1 (2001), S. 182–187.
- [Doe02] E. Doege, H.-J. Seidel, B. Griesbach und J.-W. Yun. „Contactless On-Line Measurement of Material Flow for Closed Loop Control of Deep Drawing“. In: *Journal of materials processing technology* 130 (2002), S. 95–99.
- [DS84] E. Doege und N. Sommer. „Wichtige Grundlagen Des Tiefziehens - Teil I“. In: *Blech Rohre Profile* 31.2 (1984), S. 47–51.
- [DB10] E. Doege und B.-A. Behrens. *Handbuch Umformtechnik*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2010. doi: 10.1007/978-3-642-04249-2.
- [DB16] E. Doege und B.-A. Behrens. *Handbuch Umformtechnik: Grundlagen, Technologien, Maschinen*. VDI-Buch. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2016. doi: 10.1007/978-3-662-43891-6.
- [DLG20] J. Dornheim, N. Link und P. Gumbsch. „Model-Free Adaptive Optimal Control of Episodic Fixed-horizon Manufacturing Processes Using Reinforcement Learning“. In: *International Journal of Control, Automation and Systems* 18.6 (2020), S. 1593–1604. doi: 10.1007/s12555-019-0120-7.

-
- [DZH19] W.-G. Drossel, W. Zorn und L. Hamm. „Modular System to Measure and Control the Force Distribution in Deep Drawing Processes to Ensure Part Quality and Process Reliability“. In: *CIRP Annals* 68.1 (2019), S. 309–312. doi: 10.1016/j.cirp.2019.04.061.
- [Ele01] L.-E. Elend. *Einsatz elastischer Niederhaltersysteme zur Erweiterung der Prozessgrenzen beim Tiefziehen*. Universitätsbibliothek u. Technische Informationsbibliothek, 2001. 157 S.
- [Emb20] W. J. Emblom. „Stamp Forming: A Comparison in the Use of Draw Beads and Blank Holder Force for Producing Aluminum Panels“. In: (2020), S. 8.
- [ETD13] B. Endelt, S. Tommerup und J. Danckert. „A Novel Feedback Control System – Controlling the Material Flow in Deep Drawing Using Distributed Blank-Holder Force“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 213.1 (2013), S. 36–50. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2012.08.003.
- [Eps22] M. Epsilon. *Produktbroschüre eddyNCDT*. eddyNCDT // Induktive Sensoren auf Wirbelstrombasis. 2022. URL: <https://www.micro-epsilon.de/download/products/cat--eddyNCDT--de.pdf> (besucht am 17.04.2023).
- [Faa09] I. Faaß. *Prozessregelung für die Fertigung von Karosserieteilen in Presswerken*. Als Typoskript gedr. utg-Forschungsberichte 49. München: Hieronymus, 2009. 157 S.
- [Far18] C. Faria, F. Ferreira, W. Erlhagen, S. Monteiro und E. Bicho. „Position-Based Kinematics for 7-DoF Serial Manipulators with Global Configuration Control, Joint Limit and Singularity Avoidance“. In: *Mechanism and Machine Theory* 121 (2018), S. 317–334. doi: 10.1016/j.mechmachtheory.2017.10.025.
- [Fen89] R. C. Fenn. „CLOSED-LOOP CONTROL OF FORMING STABILITY DURING METAL STAMPING“. Diss. Massachusetts Institute of Technology, 1989.
- [Fis17] P. Fischer, D. Harsch, J. Heingärtner, Y. Renkci und P. Hora. „A Knowledge-Based Control System for the Robust Manufacturing of Deep Drawn Parts“. In: *Procedia Engineering*. International Conference on the Technology of Plasticity, ICTP 2017, 17-22 September 2017, Cambridge, United Kingdom 207 (2017), S. 42–47. doi: 10.1016/j.proeng.2017.10.735.
- [Fis18] P. Fischer, D. Harsch, J. Heingärtner, Y. Renkci und P. Hora. „Implementation of Feedback Control in Kitchen Sink Production“. In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 418.1 (2018), S. 012110. doi: 10.1088/1757-899X/418/1/012110.

-
- [For00] U. Forstmann. *Induktive Wegsensoren zur Überwachung und Regelung des Blecheinzugs beim Tiefziehen*. Berichte aus dem Produktionstechnischen Zentrum Berlin. Berlin: IPK, Fraunhofer Institut Produktionsanlagen und Konstruktionstechnik, 2000. 110 S.
- [GS16] C. Gosselin und L.-T. Schreiber. „Kinematically Redundant Spatial Parallel Mechanisms for Singularity Avoidance and Large Orientational Workspace“. In: *IEEE Transactions on Robotics* 32.2 (2016), S. 286–300. doi: 10.1109/TR0.2016.2516025.
- [Gri00] B. Griesbach. *In-Prozeß Stoffflußmessung zur Analyse und Führung von Tiefziehvorgängen*. Als Ms. gedr. Fortschritt-Berichte VDI Reihe 2, Fertigungstechnik 547. Düsseldorf: VDI-Verl, 2000. 137 S.
- [Gro10] P. Groche, M. Scheitza, M. Kraft und S. Schmitt. „Increased Total Flexibility by 3D Servo Presses“. In: *CIRP Annals* 59.1 (2010), S. 267–270. doi: 10.1016/j.cirp.2010.03.013.
- [GHS17] P. Groche, F. Hoppe und J. Sinz. „Stiffness of Multipoint Servo Presses: Mechanics vs. Control“. In: *CIRP Annals* 66.1 (2017), S. 373–376. doi: 10.1016/j.cirp.2017.04.053.
- [Ha20] J. Ha, J. Fones, B. L. Kinsey und Y. P. Korkolis. „Plasticity and Formability of Annealed, Commercially-Pure Aluminum: Experiments and Modeling“. In: *Materials* 13.19 (19 2020), S. 4285. doi: 10.3390/ma13194285.
- [HMA14] Z. Hamedon, K. Mori und Y. Abe. „In-Situ Measurement of Three-Dimensional Deformation Behaviour of Sheet and Tools during Stamping Using Borescope“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 214.4 (2014), S. 945–950. doi: 10/gcpvd2.
- [Häu02] M. Häussermann. *Zur Gestaltung von Tiefziehwerkzeugen hinsichtlich des Einsatzes auf hydraulischen Vielpunktzieheinrichtungen*. Beiträge zur Umformtechnik 28. Frankfurt am Main: DGM-Informationsges., Verl., 2002. 152 S.
- [Hes96] U. Hesberg. *Auslegen Konischer Tiefziehteile Mit Elementaren Methoden*. Bd. 266. Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 1: Konstruktionstechnik / Maschinenelemente. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1996.
- [Hop21] F. Hoppe. „Modellbasierte Regelung der Stößelbewegung von Servopressen“. Diss. Darmstadt: Technische Universität Darmstadt, 2021. 218 S.
- [HPG19] F. Hoppe, C. Pihan und P. Groche. „Closed-Loop Control of Eccentric Presses Based on Inverse Kinematic Models“. In: *Procedia Manufacturing* 29 (2019), S. 240–247. doi: 10.1016/j.promfg.2019.02.132.

-
- [Hry18] T. Hrycej. *Robuste Regelung*. Berlin, Heidelberg: Springer, 2018. DOI: 10.1007/978-3-662-54168-5.
- [HUD02] C.-W. Hsu, A. Ulsoy und M. Demeri. „Development of Process Control in Sheet Metal Forming“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 127.3 (2002), S. 361–368. DOI: 10.1016/S0924-0136(02)00321-7.
- [Hsu00] C.-W. Hsu. „Analysis, Design, and Experiments for Punch Force Control in Sheet Metal Forming.“ Diss. 2000.
- [Hüt01] H. Hütte. „Untersuchungen Zum Rückfederungsverhalten Hochfester Stahlblechwerkstoffe Beim Tiefziehen“. Universität Hannover, 2001.
- [Kai50] J. Kaiser. „Untersuchungen über das Auftreten von Geräuschen beim Zugversuch“. Diss. München: Technische Hochschule München, 1950.
- [KJ92] R. Kergen und P. Jodogne. „Computerized Control of the Blankholder Pressure on Deep Drawing Presses“. In: International Congress & Exposition. 1992, S. 920433. DOI: 10.4271/920433.
- [Kla94] M. Klamser. *Ziehen von Blechformteilen auf einfachwirkenden Pressen mit hydraulischer Zieheinrichtung im Pressentisch*. Beiträge zur Umformtechnik 5. Oberursel: DGM-Informationsges, 1994. 159 S.
- [Kle15] C. Klein. *Wolfsburgs Pressen punkten mit Produktivität*. AUTOMOBIL PRODUKTION Online. 2015. URL: <https://www.automobilproduktion.de/technik-produktion/produktionstechnik/wolfsburgs-pressen-punkten-mit-produktivitaet-116.html> (besucht am 01.07.2018).
- [KK96] B. D. Korneffel und M. Korneffel. *Patent: Verfahren Zur Berührungslosen Messung Der Geschwindigkeit*. DE4444661 A1. 1996.
- [Kot21] M. Kott, M. Kraft, A. Emrich und P. Groche. „Variance Based Sensitivity Analysis of Deep Drawing Processes Based on Neural Networks Using Sobol Indices“. In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 1157.1 (2021), S. 012089. DOI: 10.1088/1757-899X/1157/1/012089.
- [Kot22] M. Kott. „Methodik Zur Entwicklung Eines Bedienerassistenzsystems Für Das Presswerk“. Diss. Darmstadt: TU Darmstadt, 2022.
- [Kot20] M. Kott, C. Erz, J. Heingärtner und P. Groche. „Controllability of Temperature Induced Friction Effects during Deep Drawing of Car Body Parts with High Drawing Depths in Series Production“. In: *Procedia Manufacturing*. 23rd International Conference on Material Forming 47 (2020), S. 553–560. DOI: 10.1016/j.promfg.2020.04.166.

-
- [KB17] M. Kraft und U. Bürgel. „Novel Concept for Measurement of Global Blank Draw-in When Deep Drawing Outer Skin Automotive Components“. In: *Journal of Physics: Conference Series* 896 (2017), S. 012034. doi: 10/gcpcmq.
- [KLR15] M. Kraft, M. Liewald und L. Renger. „Voraussetzungen Und Randbedingungen Zur Onlineüberwachung Des Platineinlaufs von Karosseriekomponenten Für Regeleingriffe in Den Tiefziehprozess“. In: Umformtechnisches Kolloquium Darmstadt 2015. 2015.
- [Kra18] M. Kraft. „Deep-Drawing of a Work Piece“. US-Pat. 10160021B2. GM Global Technology Operations LLC. 2018.
- [Kra16] M. Kraft. „Tiefziehen eines Werkstücks“. Dt. Pat. 102014019328A1. GM Global Technology Operations LLC. 2016.
- [LSS96] M. D. I. Liewald, G. P. D. Spur und O. D. I. Straube. „Verfahren zum Betreiben von Ziehpressen sowie hierzu geeignete Ziehpresse“. Dt. Pat. 4338828C2. Daimler Benz AG, Mercedes Benz AG. 1996.
- [Lun20a] J. Lunze. *Regelungstechnik 2: Mehrgrößensysteme, Digitale Regelung*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2020. doi: 10.1007/978-3-662-60760-2.
- [Lun20b] P. D. J. Lunze. *Regelungstechnik 1: Systemtheoretische Grundlagen, Analyse und Entwurf einschleifiger Regelungen*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2020. doi: 10.1007/978-3-662-60746-6.
- [MPE17] C. Maier, V. Paunoiu und A. Epureanu. „Deep Drawing Process Control Using Active Drawbeads“. In: *Model Based Control for Smart Forming Processes*. 10th Forming Technology Forum 2017. Enschede, –13. Okt. 2017, S. 75–80.
- [Mai16] C. Maier, V. Paunoiu, V. Marinescu und A. Epureanu. „Method for Deep Drawing Process Control Using Segmented-Multiple Active Drawbeads“. In: *MATEC Web of Conferences* 80 (2016). Hrsg. von K. Saanouni, S. 14004. doi: 10.1051/mateconf/20168014004.
- [Mar20] J. Mareczek. *Grundlagen der Roboter-Manipulatoren – Band 1: Modellbildung von Kinematik und Dynamik*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2020. doi: 10.1007/978-3-662-52759-7.
- [Mat23] MathWorks. *Symbolic Math Toolbox*. 2023. URL: <https://de.mathworks.com/products/symbolic.html> (besucht am 06. 11. 2023).
- [Mey98] M. Meyerhoff. *NC-Programmierung für das kraftgesteuerte Bandschleifen von Freiformflächen*. Bd. 467. Fortschrittberichte VDI : Reihe 2, Fertigungstechnik. Düsseldorf: VDI-Verl., 1998. XI, 159 S. : Ill., graph. Darst.

-
- [Mor12] R. Mork. *Qualitätsbewertung Und -Regelung Für Die Fertigung von Karosserieteilen in Presswerken Auf Basis Neuronaler Netze*. Forschungsberichte IWB Band 251. München: Herbert Utz Verlag, 2012. 182 S.
- [Mül97] H. Müllerschön. *Beeinflussung des Werkstoffflusses beim Ziehen nicht-axialsymmetrischer Blechformteile durch Variation der Platinenbefettung*. Beiträge zur Umformtechnik 16. Oberursel: DGM-Informationsges, 1997. 168 S.
- [NH86] Y. Nakamura und H. Hanafusa. „Inverse Kinematic Solutions With Singularity Robustness for Robot Manipulator Control“. In: *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control* 108.3 (1986), S. 163–171. doi: 10.1115/1.3143764.
- [NSS17] Z. Nazarchuk, V. Skalskyi und O. Serhiyenko. *Acoustic Emission: Methodology and Application*. 2017.
- [NLB97] R. Neugebauer, U. Leib und H. Bräunlich. „Influence on Materials Flow in Deep Drawing Using Individual Controllable Draw Pins and Smooth Blankholder Design“. In: 1997. doi: 10.4271/970989.
- [Neu11] R. Neugebauer, P. Mainda, W.-G. Drossel, M. Kerschner und K. Wolf. „Integrated Piezoelectric Actuators in Deep Drawing Tools“. In: *SPIE Smart Structures and Materials + Nondestructive Evaluation and Health Monitoring*. Hrsg. von K. M. Farinholt und S. F. Griffin. San Diego, California, USA, 2011, 79790F. doi: 10.1117/12.879888.
- [NB01] R. Neugebauer und H. Bräunlich. „Closed Loop Control on Deep Drawing Processes“. In: *Sheet Metal 2001*. 2001, S. 529–540.
- [Neu06] R. Neugebauer, M. Hoffmann, H.-J. Roscher, S. Scheffler und K. Wolf. „Control of Sheet-Metal Forming Processes with Piezoactuators in Smart Structures“. In: *Smart Structures and Materials 2006: Industrial and Commercial Applications of Smart Structures Technologies*. Smart Structures and Materials 2006: Industrial and Commercial Applications of Smart Structures Technologies. Bd. 6171. SPIE, 2006, S. 116–124. doi: 10.1117/12.657387.
- [Nih16] Nihon-Hihakai-Kensa-Kyōkai, Hrsg. *Practical Acoustic Emission Testing*. Tokyo: Springer, 2016. 130 S.
- [Oeh60] G. Oehler. „Der Einbau Hydraulisch Gesteuerter Druckelemente Zur Veränderung Des Ziehewulstdruckes Während Der Blechumformung“. In: *Werkstatt und Betrieb* 5 (1960), S. 271–272.
- [OK73] G. Oehler und F. Kaiser. *Schnitt-, Stanz- und Ziehwerkzeuge: unter besonderer Berücksichtigung der neuesten Verfahren und der Werkzeugstähle mit zahlreichen Konstruktions- und Berechnungsbeispielen*. 6., verb. und erw. Aufl. Berlin: Springer, 1973. 719 S.

-
- [Ost14] F. Ostermann. *Anwendungstechnologie Aluminium*. 3., neu bearbeitete Auflage. VDI-Buch. Berlin: Springer Vieweg, 2014. 829 S.
- [Pos98] T. Possehn. „Werkzeugtechnische Maßnahmen Beim Ziehen von Tailored Blanks Segmentierte Niederhalter Verhindern Risse“. In: *Industrie-anzeiger* (Segmentierte Niederhalter verhindern Risse 1998).
- [Put18] M. Putz, T. Wiener, A. Pierer und M. Hoffmann. „A Multi-Sensor Approach for Failure Identification during Production Enabled by Parallel Data Monitoring“. In: *CIRP Annals* 67.1 (2018), S. 491–494. DOI: 10.1016/j.cirp.2018.04.079.
- [Rit07] S. Rittmeier. *Systemunterstützte Umformung*. Göttingen: Cuvillier, 2007. 126 S.
- [Sch10] M. Scheitza. *Konzeption eines flexiblen 3D-Servo-Pressensystems und repräsentative Basisanwendungen*. Berichte aus Produktion und Umformtechnik 80. Aachen: Shaker, 2010. 152 S.
- [Sch96] Schuler GmbH. *Handbuch Der Umformtechnik*. Berlin ; New York: Springer, 1996. 565 S.
- [Sen56] B. W. Senior. „Flange Wrinkling in Deep-Drawing Operations“. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 4.4 (1956), S. 235–246. DOI: 10.1016/0022-5096(56)90032-1.
- [Sic09] B. Siciliano, L. Sciavicco, L. Villani und G. Oriolo. *Robotics*. Bearb. von M. J. Grimble und M. A. Johnson. Advanced Textbooks in Control and Signal Processing. London: Springer London, 2009. DOI: 10.1007/978-1-84628-642-1.
- [Sie95] K. Siegert, E. Dannenmann, S. Wagner und A. Galaiko. „Closed-Loop Control System for Blank Holder Forces in Deep Drawing“. In: *CIRP Annals* 44.1 (1995), S. 251–254. DOI: 10.1016/S0007-8506(07)62319-1.
- [Sie07] K. Siegert, M. Liewald, C. Blaich, K. Großmann und B. Kauschinger. „Zieh-sickenstabhöhenregelung - Robuster Tiefziehprozess Durch Zieh-sickenstabhöhenregelung“. In: *wt Werkstatttechnik online* 10-2007 (2007), S. 781–791.
- [SW98] K. Siegert und S. Wagner. „Stand Der Technik Und Trends in Der Blechbearbeitung“. In: *VDI BERICHTE* 1431 (Blechbearbeitung '98 1998), S. 1–36.
- [SZW97] K. Siegert, M. Ziegler und S. Wagner. „Closed Loop Control of the Friction Force. Deep Drawing Process“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 71.1 (1997), S. 126–133. DOI: 10/bmh2wf.
- [Sie15] K. Siegert, Hrsg. *Blechumformung*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2015. DOI: 10.1007/978-3-540-68418-3.

-
- [SB92] H. B. Sim und M. C. Boyce. „Finite Element Analyses of Real-Time Stability Control in Sheet Forming Processes“. In: *Journal of Engineering Materials and Technology* 114.2 (1992), S. 180–188. doi: 10.1115/1.2904159.
- [Sim90] H. Simon. *Rechnerunterstützte Ziehteilauslegung mit elementaren Berechnungsmethoden*. VDI-Verlag, 1990. 186 S.
- [Som86] N. Sommer. *Niederhalterdruck und Gestaltung des Niederhalters beim Tiefziehen von Feinblechen*. EFB-Forschungsbericht 31. Hannover: EFB, 1986. 146 S.
- [SS94] G. Spur und O. Straube. „Materialflußsteuerung Unter Dem Niederhalter Im Geschlossenen Regelkreis.“ In: *Neuere Entwicklungen in Der Blechumformung. Vortragstexte Des Symposiums*. 1994, S. 293–306.
- [Spu94] G. Spur, T. Volker, M. Liewald und O. Straube. „Regelung Des Tiefziehprozesses in Der Preßteilefertigung Mit Dem Blechkanteneinlauf Als Regelgröße.“ In: *Blech Rohre Profile* 41 (Nr.4 1994), S. 237–240.
- [Sto96] G. Stock. *Alternative Verfahren Zur Verbesserung Des Tiefziehergebnisses Auf Einfachwirkenden Pressen*. Fortschritt-Berichte VDI Reihe 2, Fertigungstechnik 380. Düsseldorf: VDI-Verl, 1996. 107 S.
- [Str82] W. Strackerjahn. „Die Voraussage des Versagensfalls beim Tiefziehen rechteckiger Teile“. Diss. Universität Hannover, 1982. 163 S.
- [Str94] O. Straube. *Untersuchungen zum Aufbau einer Prozeßregelung für das Ziehen von Karosserieteilen*. Produktionstechnik - Berlin 152. München: Hanser, 1994. 143 S.
- [Sun96] M. Sunseri, J. Cao, A. P. Karafillis und M. C. Boyce. „Accommodation of Springback Error in Channel Forming Using Active Binder Force Control: Numerical Simulations and Experiments“. In: *Journal of Engineering Materials and Technology* 118.3 (1996), S. 426–435. doi: 10.1115/1.2806830.
- [Sve17] J. Sverdrup-Thygeson, S. Moe, K. Y. Pettersen und J. T. Gravdahl. „Kinematic Singularity Avoidance for Robot Manipulators Using Set-Based Manipulability Tasks“. In: *2017 IEEE Conference on Control Technology and Applications (CCTA)*. 2017 IEEE Conference on Control Technology and Applications (CCTA). 2017, S. 142–149. doi: 10.1109/CCTA.2017.8062454.
- [Tob76] A. Tobias. „Acoustic-Emission Source Location in Two Dimensions by an Array of Three Sensors“. In: *Non-Destructive Testing* 9.1 (1976), S. 9–12. doi: 10.1016/0029-1021(76)90027-X.

-
- [TE12] S. Tommerup und B. Endelt. „Experimental Verification of a Deep Drawing Tool System for Adaptive Blank Holder Pressure Distribution“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 212.11 (2012), S. 2529–2540. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2012.06.015.
- [Vel20] M. Veldhuis, J. Heingärtner, A. Krairi, D. Waanders und J. Hazrati. „An Industrial-Scale Cold Forming Process Highly Sensitive to Temperature Induced Frictional Start-up Effects to Validate a Physical Based Friction Model“. In: *Procedia Manufacturing*. 23rd International Conference on Material Forming 47 (2020), S. 578–585. DOI: 10.1016/j.promfg.2020.04.176.
- [Web19] W. Weber. *Industrieroboter: Methoden der Steuerung und Regelung*. 4. Aufl. München: Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG, 2019. DOI: 10.3139/9783446460607.
- [Wu19] K. Wu, G. Zhu, L. Wu, W. Gao, S. Song, C. M. Lim und H. Ren. „Safety-Enhanced Model-Free Visual Servoing for Continuum Tubular Robots Through Singularity Avoidance in Confined Environments“. In: *IEEE Access* 7 (2019), S. 21539–21558. DOI: 10.1109/ACCESS.2019.2891952.
- [Yun05] J.-W. Yun. *Stoffflussregelung beim Tiefziehen mittels eines optischen Sensors und eines Fuzzy-Reglers*. Berichte aus dem IFUM 2005,2. Garbsen: PZH Produktionstechn. Zentrum, 2005. 108 S.
- [Zie98] M. C. Ziegler. „Prozeßregelung zur Regelung der Reibungskraft“. In: *Neuere Entwicklungen in der Blechumformung. Vortragstexte des Symposiums*. Fellbach bei Stuttgart: DGM, 1998, S. 427–447.
- [Zie99] M. C. Ziegler. *Schwingende Niederhalterkräfte und Regelkreise beim Tiefziehen axialsymmetrischer Blechformteile*. Beiträge zur Umformtechnik 19. Oberursel: DGM Informationsges., Verl, 1999. 152 S.
- [Zor21] W. Zorn. *Erfassung und Regelung der Kraftverteilung in Tiefziehprozessen: Dissertation*. Berichte aus dem IWU Band 121. Auerbach: Verlag Wissenschaftliche Scripten, 2021. 195 S.
- [Zor19] W. Zorn, L. Hamm, R. Elsner und W.-G. Drossel. „Potential of the Force Distribution Measurement in Deep Drawing Processes for Increasing the Process Quality“. In: *International Journal of Mechanical Engineering and Robotics Research* (2019), S. 449–453. DOI: 10.18178/ijmerr.8.3.449–453.

Symbolverzeichnis

Abkürzungen

3DSP	3D-Servo-Pressse
AE	<i>Acoustic Emission</i> - Körperschall
CoP	Center of Pressure
DLS	Damped Least Squares
DPI	Dots per Inch
FF	Freiform
NH	Niederhalter
OT	Oberer Totpunkt
PtU	Institut für Produktktionstechnik und Umformmaschinen
SPS	Speicherprogrammierbare Steuerung
TCP	Tool-Center-Point
UT	Unterer Totpunkt
ZDPA	Zug-Druck-Prüfanlage

Griechische Symbole

α	Winkel zur y -Achse bei der Blecheinzugsmessung	°
β	Ziehverhältnis	-
β_{FF+0}	Ziehverhältnis für Freiformgeometrie FF+0	-

$\beta_{\text{FF}+1}$	Ziehverhältnis für Freiformgeometrie FF+1	-
$\beta_{\text{FF}+2}$	Ziehverhältnis für Freiformgeometrie FF+2	-
χ	Korrekturfaktor für Kraftnebenschluss	-
Δl_0	Initiale Stauchung der Federn	mm
λ	Dämpfungsfaktor der DLS-Inversen	-
σ	Allgemeine Spannung	N/mm ²
σ_n	Normalspannung	N/mm ²
σ_r	Radialspannung	N/mm ²
σ_t	Tangentialspannung	N/mm ²
τ	Zykluszeit der SPS bzw. der Regelung	ms
$\theta_{x,\text{NH}}$	Kippwinkel des Niederhalters um die x -Achse	°
$\theta_{x,\text{TCP}}$	Kippwinkel des Stößels um die x -Achse	°
$\theta_{y,\text{NH}}$	Kippwinkel des Niederhalters um die y -Achse	°
$\theta_{y,\text{TCP}}$	Kippwinkel des Stößels um die y -Achse	°

Römische Symbole

$\bar{z}_{\text{kardanisch}}$	Mittlere erreichbare Ziehtiefe mit kardanischem Niederhalter	mm
\bar{z}_{starr}	Mittlere erreichbare Ziehtiefe mit starrem Niederhalter	mm
\mathbf{E}	Einheitsmatrix	—
\mathbf{J}	Allgemeine Jacobimatrix	
\mathbf{J}_{St}	Jacobimatrix des Stößels	-
\mathbf{J}_{Wkz}	Jacobimatrix des Werkzeugs	-
\mathbf{J}_{φ}	Jacobimatrix des Exzenterantriebs	-
$\mathbf{K}_{\text{P, NH}}$	Verstärkungsmatrix für Niederhalterregelung	-

K_p	Diagonalmatrix der Verstärkungsfaktoren	-
Q	Gewichtungsmatrix der DLS-Inversen	
x_{TCP}	Sollposition des TCP	mm
$\Delta_{F,i}$	Höhe der i -ten Falte	mm
\vec{E}_n	Ortsvektor des n -ten Wirbelstromsensors	mm
\vec{N}	Normalenvektor der Niederhalterebene	mm
A_F	Geometrische Konstante	mm ²
$A_{Platine}$	Fläche der Platine	mm ²
$A_{Stempel}$	Fläche des Stempels	mm ²
c	Allgemeine Störgröße	-
c_{ges}	Gesamtfedersteifigkeit	N/mm
c_f	Federsteifigkeit	N/mm
d	Stempeldurchmesser	mm
D_0	Ausgangsdurchmesser der Ronden	mm
d_{BH}	Durchmesser des Kreises der Kraftsensoren	mm
e	Allgemeine Regelabweichung	-
E_{pot}	Potentielle Energie	J
e_x	x -Komponente der Regelabweichung	-
e_y	y -Komponente der Regelabweichung	-
$e_{\varphi,x}$	Fehler in der Stößelverkipfung um x -Achse	°
$e_{\varphi,y}$	Fehler in der Stößelverkipfung um y -Achse	°
F	Allgemeine Kraft	N
$F_{k,ges}$	Gesamtkraft der Niederhalterfedern	N

F_{NH}	Niederhalterkraft	N
F_{Piezo}	Kraft gemessen vom Piezosensor	N
$F_{\text{St},0}$	Stempelkraft beim ersten Kontakt mit dem Blech	N
$F_{\text{St}}(t)$	Aktuelle Stempelkraft zum Zeitpunkt t	N
F_{ZDPA}	Kraft der Zug-Druck-Prüfanlage	N
F_{φ}	Durch Stößelverkipfung hervorgerufene Kraft	N
F_R	Resultierende Kraft	N
F_z	Durch Ziehtiefe hervorgerufene Kraft	N
$F_{\text{NH},i}$	Kraft des i -ten NH-Kraftsensors	N
$F_{k,i}$	Kraft der i -ten Niederhalterfeder	N
i	Allgemeine Zählvariable	-
J^+	Regularisierte Jacobimatrix	-
J^T	Transponierte der Jacobimatrix	-
k	Federsteifigkeit der NH-Federn	N/mm
k_{F}	Steifigkeit der modellierten Falten	N/mm
$K_{\text{p},i}$	Verstärkungsfaktor des i -iten Freiheitsgrades	-
N_x	x -Komponente des Normalenvektors	mm
N_y	y -Komponente des Normalenvektors	mm
N_z	z -Komponente des Normalenvektors	mm
q_i	Position des i -ten Antriebs	mm bzw. °
s_0	Ausgangsblechdicke	mm
u	Allgemeine Stellgröße	-
w	Aktueller Blecheinzug	mm

w	Allgemeine Führungsgröße	-
$w_{ok}(z)$	Sollwerttrajektorie für den Blecheinzug	mm
x	Allgemeine Regelgröße	-
x_{CoP}	x -Koordinate des Center of Pressure	mm
y_{CoP}	y -Koordinate des Center of Pressure	mm
z_0	Ziehtiefe beim Erstkontakt zwischen Stempel und Blech	mm
z_{dd}	Ziehtiefe	mm
$z_{dd}(t)$	Aktuelle Ziehtiefe zum Zeitpunkt t	mm
$z_{Sp,O}$	Position der oberen Spindel	mm
$z_{Sp,U}$	Position der unteren Spindel	mm
z_{TCP}	z -Position des TCP	mm

Superskripte

'	Alternative Position
+	Regularisierte
·	1. zeitliche Ableitung
^	Geschätzte Größe
T	Transponierte

Abbildungsverzeichnis

2.1	Verfahrensablauf des Tiefziehens. Links: Ausgangszustand; Rechts: Prozessende	4
2.2	Spannungszustand beim Tiefziehen nach [Sim90] (Abb. [DB16]) . . .	5
2.3	Charakteristische Dreiecke (Abbildung in Anlehnung an [DT18]) . . .	6
2.5	Schematisches Prozessfenster beim Tiefziehen	9
2.6	Einflussfaktoren auf den Tiefziehprozess	10
2.7	Aufbau eines allgemeinen Regelkreises	11
2.8	Regelung von Umformprozessen nach [All16]	12
2.10	Sensorkonzepte zur Erfassung der Zargenspannung nach [Bec04] und [Bla12]	17
2.11	Stempel mit integrierten AE-Sensoren zur Triangulation (Abbildung: [E2], übersetzt)	18
2.12	Messung der Faltenhöhe nach Klamser (Abbildung [Kla94])	19
2.13	Taktile Erfassung des Blecheinzugs nach [SS94]	21
2.14	Definiert-elastischer Niederhalter nach [Rit07]	28
2.15	2D-Manipulator mit 3 Freiheitsgraden (In Anlehnung an [Sic09] und [Hop21])	31
2.16	Kinematik und Koordinatensystem der 3DSP (Abbildung [GHS17]; Formelzeichen und Koordinatensystem geändert)	34
4.1	Teilsysteme der Pressenkinematik (Abbildung [Hop21]; Formelzeichen angepasst)	40
4.2	Regelung der 3D-Servo-Pressen (Abbildung: [Hop21])	41
4.3	Prinzip eines Tiefziehwerkzeugs in Hutlage mit eingezeichneten Kraftflüssen (Abbildung: [E5])	45
4.4	Prinzip eines Tiefziehwerkzeugs mit Stempel oben [E5]	46
4.5	CAD-Darstellung des kardanischen Niederhalters (Kippung stark überzeichnet)	48
4.6	Position der Federn (schwarze Punkte) im Werkzeug	48
4.7	Schnittdarstellung des Werkzeugsystems mit kardanischem Niederhalter mit konventionellem Niederhalter (links) und kardanischem Niederhalter (rechts)	51
4.8	Fertiges Werkzeug im Prototyp der 3D-Servo-Pressen	52

4.9	Stempelgeometrie und Platinenzuschnitt der Freiformgeometrie . . .	54
4.10	Spannungszustand beim Ziehen rechteckiger Teile (Abbildung [Str82])	54
4.11	Einbaulage und Ausrichtung des Lasertriangulationssensors	57
5.1	Auswertung der Druckmessfolie	62
5.2	Herleitung des CoP aus Sensordaten	63
5.3	Position der Wirbelstromsensoren in der Stößelplatte	64
5.4	Ermittlung der Niederhalterpose aus Normalenvektoren	65
6.1	Durckverteilung auf der 3DSP Unten: Starrer Niederhalter; Oben: Kardanischer Niederhalter	69
6.2	Niederhalterverkipfung über aufgebracht Kraft für 3DSP.	70
6.3	Druckverteilungen auf der Zug-Druck-Prüfmaschine Unten: Starrer Niederhalter; Oben: Kardanischer Niederhalter	71
6.4	Niederhalterverkipfung über aufgebracht Kraft für Zug-Druck- Prüfmaschine.	71
6.5	Druckverteilungen für Freiformgeometrie (FF+1) auf 3DSP Oben: Kardanischer Niederhalter; Unten: Starrer Niederhalter	73
6.6	Niederhalterverkipfung über aufgebracht Kraft für Freiformgeometrien auf 3D-Servo-Presse.	75
6.7	Stempelkräfte für verschiedene Platinenzuschnitte bei einer Federsteifigkeit von 2,05 N/mm.	77
6.8	Stempelkräfte für verschiedene Platinenzuschnitte bei einer Federsteifigkeit von 3,50 N/mm.	78
6.9	Stempelkräfte für verschiedene Platinenzuschnitte bei einer Federsteifigkeit von 5,69 N/mm.	79
6.10	Stempelkräfte für verschiedene Platinenzuschnitte bei einer Federsteifigkeit von 8,23 N/mm.	80
7.1	Druckverteilungen für Freiformgeometrie (FF+1) bei einseitiger Stößelverkipfung mit starrem Niederhalter um $\theta_{y,TCP}$	85
7.2	Druckverteilungen für Freiformgeometrie (FF+1) bei einseitiger Stößelverkipfung mit kardanischem Niederhalter Oben: Verkipfung um $\theta_{x,TCP}$; Unten: Verkipfung um $\theta_{y,TCP}$	86
7.3	Verkipfung des Niederhalters in Abhängigkeit von der Stößelverkipfung.	87
7.4	Mittlere erreichbare Ziehtiefe in Abhängigkeit der Stößelverkipfung mit Standardfehler.	89
7.5	Ausrichtung der Blecheinzugsmessung	91
7.6	Gegenüberstellung des Materialeinzugs am Fertigteile (Kapitel 6.2); Pfeil symbolisiert Messstelle des Blecheinzugs	92
7.7	Blecheinzüge für verschiedene Fehlerbilder bei unverkipptem Stößel mit Blechgröße FF+1	93

7.8	Vergleich des Prozessergebnisses von Gutteil und Reißer	94
7.9	Blecheinzug über Prozesszeit (Abbildung [SS94])	94
7.11	Vereinfachtes Blockschaltbild der CoP-Regelung	98
7.12	Vereinfachtes Blockschaltbild der Faltenregelung	99
7.13	Freikörperbild des Niederhalters (Draufsicht) mit Ergänzung der Faltenkräfte nach [S3].	101
7.14	Modellierte Steifigkeit der Federn in Abhängigkeit von der Faltengröße [S3].	102
7.15	Vergleich der Prozessergebnisse im Ausgangszustand	103
7.16	Vergleich der Prozessergebnisse im Störfall	104
7.17	Vergleich der Längenänderung an Feder 2 für Stößelregelung (TCP), Kraftangriffspunkt (CoP), einfache Faltenregelung und komplexe Faltenregelung	105
7.18	Vergleich der Regelungen anhand von a) Stößelposition b) Lage des CoP c) Kippwinkel des Niederhalters	107
7.19	Vergleich der verschiedenen Formulierungen für die Faltenregelung	110
7.20	Einfluss der Platinenlage auf a) Lage des CoP b) Kippwinkel des Niederhalters	112
7.21	Einfluss der Platinengröße auf a) Lage des CoP b) Kippwinkel des Niederhalters	113
7.22	Einfluss des verwendeten Versuchsmaterials auf a) Lage des CoP b) Kippwinkel des Niederhalters	114
7.23	Mittlere Verläufe von $\theta_{x,NH}$ über Ziehtiefe mit ± 1 Standardfehler	115

Tabellenverzeichnis

6.1	Versuchsmatrix zur Untersuchung des Einflusses auf den Prozess - Angabe der Wiederholungen pro Versuchsaufbau	77
6.2	Vergleich der durchschnittlich erreichbaren Ziehtiefe	81