

Einsatz elastischer Niederhaltersysteme zur Erweiterung der Prozeßgrenzen beim Tiefziehen

Vom Fachbereich Maschinenbau
der Universität Hannover
zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor-Ingenieur
genehmigte
Dissertation
von

Dipl.-Ing. Lutz-Eike Elend
geboren am 16.05.1971
in Göttingen

2001

1. Referent: Prof. Dr.-Ing. E. Doege
2. Referent: Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. mult. H. K. Tönshoff
Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. G. Poll

Tag der Promotion: 27. Juni 2001

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Umformtechnik und Umformmaschinen der Universität Hannover.

Dem Leiter des Institutes, Herrn Prof. Dr.-Ing. E. Doege, gilt mein inständiger Dank für das mir entgegengebrachte Vertrauen sowie die großzügige Unterstützung und die Einräumung aller wissenschaftlichen Freiheiten bei der Anfertigung der Arbeit.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. mult. H. K. Tönshoff, dem Leiter des Instituts für Fertigungstechnik und Spanende Werkzeugmaschinen der Universität Hannover, danke ich für die eingehende Durchsicht der Arbeit sowie die Übernahme des Koreferates.

Mein Dank gilt ebenso Herrn Prof. Dr.-Ing. G. Poll, Leiter des Instituts für Maschinenelemente und Konstruktionstechnik der Universität Hannover, für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes.

Weiterhin danke ich allen Mitarbeitern und wissenschaftlichen Hilfskräften des Instituts, die mich bei den durchgeführten Untersuchungen unterstützt haben. Insbesondere den Kollegen der Abteilungen Blechumformung und Numerische Methoden, namentlich möchte ich hier Holger Hütte, Torsten Hallfeldt, Steffen Kulp, Günter Deiler sowie André Kroeff nennen, sei für die kritische Durchsicht der Arbeit, die hilfreichen Anregungen und vielfältigen Hilfestellungen gedankt.

Meiner Ehefrau Yvonne schulde ich mehr als nur Dank. Sie hat nicht zuletzt durch ihre unermüdliche Geduld und ihrem fortwährenden Verständnis wesentlich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen.

Schließlich möchte ich auch meinen Eltern danken, die durch die Ermöglichung meines Studiums die Voraussetzungen für diese Arbeit geschaffen haben.

Hannover, im Juli 2001

Lutz-Eike Elend

Inhaltsangabe

Titel: Einsatz elastischer Niederhaltersysteme zur Erweiterung der Prozeßgrenzen beim Tiefziehen

Verfasser: Elend, Lutz-Eike

Mit dem Ziel, die Prozeßstabilität durch eine Beeinflussung der lokalen Flächenpressung im Flanschbereich als Funktion des Werkstück-Werkstoffverhaltens beim Tiefziehen zu erhöhen, wurden im Rahmen dieser Arbeit theoretische und experimentelle Grundlagen für die Auslegung und den Einsatz von passiv und aktiv elastischen Niederhaltern in der industriellen Praxis erarbeitet.

Anhand experimenteller Untersuchungen mit einem Modellwerkzeug, welches mittels eines entwickelten Berechnungsansatzes ausgelegt wurde, konnte die Wirksamkeit passiv elastischer Niederhaltersysteme angesichts einer deutlich gleichmäßigeren Verteilung der Flächenpressung im Flanschbereich der Ziehteile nachgewiesen werden. Die homogenere Verteilung der Flächenpressung bewirkt nachweislich eine Reduzierung des Einarbeitungsaufwandes von Tiefziehwerkzeugen sowie eine Erhöhung der Prozeßgrenzen bei gleichzeitiger Verbesserung der Ziehteilqualität. Überdies haben die Untersuchungen gezeigt, daß der passiv elastische Niederhalter in der Lage ist, Stößelkippungen zu kompensieren, wodurch sich eine erhöhte Prozeßsicherheit ergibt.

Zur Auslegung von passiv elastischen Niederhaltern für den Praxiseinsatz wurde die elastische Durchbiegung mit Hilfe der Finite-Elemente-Simulation vorherbestimmt. Hierfür wurde ein Finite-Elemente-Modell erstellt, mit dem es möglich ist, elastische Deformationen des Niederhalters in Abhängigkeit der Krafteinleitungspunkte und der Niederhalterplattendicke zu berechnen und in Hinblick auf eine optimale Flächenpressungsverteilung zu optimieren.

Der Einsatz aktiv elastischer Niederhalter ermöglicht die gezielte Beeinflussung der Flächenpressung durch eine lokale Niederhalterkraftvariation. Hierdurch ergibt sich zukünftig die Möglichkeit, die Einarbeitung der Werkzeuge durch eine lokale Anpassung der Druckpunkte des Niederhalters zu minimieren. In den experimentellen Versuchsreihen mit einem aktiv elastischen Niederhalter konnte neben einer deutlichen Prozeßgrenzenerweiterung die Ziehteilgenauigkeit beim Umformen von höher- und hochfesten Stahlwerkstoffen deutlich gesteigert werden. Weiterhin konnte durch die Umformung von Tailored Blanks mit Blechdickensprung der Nachweis einer Anwendungserweiterung erbracht werden.

In Hinblick auf die praktische Umsetzung wurden verschiedene Ausführungsvarianten aktiv elastischer Niederhalter aufgezeigt und praxisrelevant bewertet.

Schlagworte

Blechumformung, Tiefziehen, Niederhalter, Auslegung, Elastizität, FE-Simulation, Prozeßsicherheit, Kippungskompensation, Tailored Blanks

Abstract

Title: Application of elastic blankholder systems for the expansion of the process limits during deep drawing

Author: Elend, Lutz-Eike

With the goal of increasing the process stability by influencing the local blankholder forces, extensive theoretical and experimental investigations were accomplished. Based on this investigations, fundamental design guidelines for the application of passive and active elastic blankholders in industrial practice were compiled.

Based on theoretical investigations, a deep drawing tool with a passive elastic blankholder was designed and tested. The effectiveness could be proven by a clearly more homogeneous distribution of the blankholder pressure within the flange area of the deep drawing part. The more homogeneous distribution of the blankholder pressure improve the production process and avoid faults in deep drawing parts. This enlarges the working range and enhances the shape accuracy of deep drawing parts. Furthermore, the passive elastic blankholder realises a compensation of ram-tilting, whereby an increased process stability results.

For the design of passive elastic blankholders the deflection of the elastic blankholder plate was predetermined by using finite element simulation. With a specific finite element model it was possible to optimise the blankholder plate in order to receive a more homogeneous distribution of the blankholder pressure during the whole deep drawing process.

The active elastic blankholder influences the material flow in a controlled way during the deep drawing process by variation of the local blankholder forces. Thereby, the possibility arises to minimise the try-out phase of deep drawing tools as a result of a local adjustment of the pressure points of the blankholder. Within the experimental investigations the accuracy of the deep drawing parts could be increased and it was shown that local blankholder forces could minimise the springback-effect of higher strength steels. Furthermore, tailored blanks with differences in sheet thickness could be formed without a rework of the deep drawing tool. This is an indicator for a clearly increased working range for active elastic blankholders in comparison to rigid tool systems.

In view to the practical application, different variants of active elastic blankholders were evaluated under practice relevant aspects.

Keywords

Sheet metal forming, deep drawing, blank holder, design, elasticity, FE-simulation, process stability, tilt compensation, tailored blanks

Inhaltsverzeichnis

Verzeichnis der Formelzeichen und Abkürzungen	IX
1 Einleitung.....	1
2 Ausgangssituation und wissenschaftliche Problemstellung.....	3
2.1 Situation im deutschen Werkzeugbau	3
2.2 Wissenschaftliche Problemstellung.....	4
3 Stand der Kenntnisse.....	8
3.1 Grundlagen des Tiefziehens.....	8
3.1.1 Tiefziehen rotationssymmetrischer Ziehteile	8
3.1.2 Tiefziehen nicht-rotationssymmetrischer Ziehteile	9
3.1.3 Versagensarten beim Tiefziehen.....	11
3.2 Möglichkeiten zur Steuerung des Werkstoffflusses beim Tiefziehen.....	12
3.2.1 Geometrie des Blechzuschnittes	13
3.2.2 Schmierstoffart, -menge und -verteilung	13
3.2.3 Einsatz von Ziehleisten und -wulsten	15
3.2.4 Beeinflussung der Flächenpressung im Ziehteilflansch durch die Niederhalterkraft	17
3.3 Steuerung der Niederhalterkraft in Pressensystemen.....	19
3.3.1 Einfachwirkende Pressen.....	20
3.3.2 Zweifachwirkende Pressen.....	23
3.3.3 Vielpunktzieheinrichtungen.....	23
3.4 Werkzeugsysteme zur Optimierung des Tiefziehprozesses	26
3.4.1 Werkzeugsysteme zur passiven Einstellung der Flächenpressung im Ziehteilflansch	27
3.4.2 Werkzeugsysteme zur aktiven Einstellung der Flächenpressung im Ziehteilflansch	33
3.4.2.1 Werkzeugsysteme mit segmentiertem Niederhalter.....	33
3.4.2.2 Werkzeugsysteme mit elastischem Niederhalter	35

4 Zielsetzung und Vorgehensweise	39
4.1 Zielsetzung	39
4.2 Vorgehensweise	39
4.2.1 Eingesetzte Versuchstechnik	41
4.2.2 Untersuchte Werkzeuggeometrien	42
4.2.3 Auswahl und Eigenschaften der Versuchswerkstoffe	44
4.2.4 Festlegung der Versuchsparameter	45
5 Theoretische und experimentelle Analyse passiv elastischer Niederhaltersysteme	46
5.1 Analytisches Berechnungsmodell zur Auslegung passiv elastischer Niederhaltersysteme mit ebener Niederhalterfläche	48
5.1.1 Analytisches Berechnungsmodell zur Ermittlung der lokalen elastischen Durchbiegung des Niederhalters	48
5.1.2 Analyse des Einflusses von Niederhalterdicke und Stützrippenlage auf die lokale elastische Durchbiegung	56
5.1.3 Umsetzung der Berechnungsergebnisse an einem Modellwerkzeug und Verifikation des Berechnungsmodells	61
5.2 Experimentelle Grundlagenuntersuchungen zum Tiefziehen mit passiv elastischen Niederhaltern	65
5.2.1 Ermittlung des Arbeitsbereiches / Gutteilfensters	65
5.2.2 Blechdickenänderungen infolge der Umformung	67
5.2.3 Intensität und Verteilung der Flächenpressung im Flanschbereich	69
5.2.4 Flanscheinzugverhalten	73
5.2.5 Kompensation von Maschinenkippen	73
6 Einsatz der Finite-Elemente-Simulation zur Auslegung passiv elastischer Niederhaltersysteme	79
6.1 Beschreibung des eingesetzten FE-Systems	79
6.2 Beschreibung des FE-Modells	80
6.3 Auslegung des passiv elastischen Niederhaltersystems mittels FE-Simulation	82
6.3.1 Einfluß der Niederhalterelastizität auf die Flächenpressung im Ziehteilflansch	82
6.3.2 Ermittlung der lokalen elastischen Durchbiegungen mittels FE-Simulation	85
6.3.3 Berechnung der auftretenden Belastungen am elastischen Niederhalter	86

6.4 Experimentelle Untersuchungen zum Abgleich der FE-Simulationsergebnisse	87
6.4.1 Umsetzung der Simulationsergebnisse an einem Praxiswerkzeug.....	88
6.4.1.1 Beschreibung der Konstruktion.....	88
6.4.1.2 Auslegung der Stützelemente.....	91
6.4.2 Ermittlung der elastischen Durchbiegung der Niederhalterplatte in Abhängigkeit der Blechaufdickung im Ziehteilflansch	96
6.4.3 Auswirkungen der Niederhalterelastizität auf die Ziehteilgenauigkeit	99
6.4.4 Analyse der Prozeßgrenzen	101
7 Tiefziehen mit aktiv elastischem Niederhaltersystem	103
7.1 Realisiertes Werkzeugkonzept	103
7.1.1 Wirkprinzip des Werkzeuges.....	103
7.1.2 Beschreibung der Niederhalterkonstruktion.....	107
7.2 Analyse der Prozeßgrenzen beim Tiefziehen mit aktiv elastischem Niederhalter ...	110
7.3 Untersuchungen zur Reduzierung rückfederungsbedingter Maß- und Formabweichungen.....	113
7.4 Einsatzpotentiale aktiv elastischer Niederhalter bei der Umformung von Tailored Blanks	121
8 Beurteilung der Praxistauglichkeit von passiv und aktiv elastischen Niederhaltersystemen	128
9 Zusammenfassung und Ausblick	137
10 Literaturverzeichnis	140
Anhang	154

Verzeichnis der Formelzeichen und Abkürzungen

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
A_{80}	[%]	Bruchdehnung (Probenausgangslänge: 80mm)
A_g	[%]	Gleichmaßdehnung
B	[mm]	geometrisches Abmaß, Breite
b	[mm]	Breite der Probe
b_0	[mm]	Ausgangsbreite der Probe
b_{zb}	[mm]	Breite des Ziehteilbodens
b_{NH}	[mm]	Niederhalterplattenbreite
D_0	[mm]	Ronden- / Platinendurchmesser
d_0	[mm]	Stempeldurchmesser
d_K	[mm]	Kalottendurchmesser
$d_{K,max}$	[mm]	maximaler Kalottendurchmesser
$d_{K,min}$	[mm]	minimaler Kalottendurchmesser
d_{SR}	[mm]	Segmentringdurchmesser
E	[MPa]	Elastizitätsmodul
F	[kN]	Kraft
F_{ges}	[kN]	gesamte Kraft
F_{max}	[kN]	maximale Kraft
F_{NH}	[kN]	Niederhalterkraft
$F_{NH,elast}$	[kN]	Niederhalterkraft des elastischen Niederhalters
$F_{NH,ges}$	[kN]	gesamte Niederhalterkraft
$F_{NH,max}$	[kN]	maximale Niederhalterkraft
$F_{NH,opt}$	[kN]	optimale Niederhalterkraft
$F_{NH,starr}$	[kN]	Niederhalterkraft des starren Niederhalters
F_{Pin}	[kN]	Pinolenkraft
F_Q	[kN]	Quarzdruckkräfte
F_R	[kN]	Reibkraft
F_{St}	[kN]	Stempelkraft
$F_{St,max}$	[kN]	maximale Stempelkraft

$F_{St,max,elast}$	$[kN]$	maximale Stempelkraft beim Tiefziehen mit elastischem Niederhalter
$F_{St,max,elast}$	$[kN]$	maximale Stempelkraft beim Tiefziehen mit starrem Niederhalter
F_U	$[kN]$	Umformkraft
F_{Zyl}	$[kN]$	Zylinderkraft
G	$[MPa]$	Schubmodul
H, N	$[kN]$	Reaktionskräfte
h	$[mm]$	Ziehtiefe / Ziehweg
h_{max}	$[mm]$	maximale reißerfreie Ziehtiefe
h_{NH}	$[mm]$	Niederhalterplattendicke
h_{Sl}	$[mm]$	Stelweg
$h(x_R)$	$[mm]$	Höhe der Stützsäule in Abhängigkeit zur radialen Position der Mittelpunktachse
I	$[mm^4]$	Flächenträgheitsmoment
k_f	$[MPa]$	Fließspannung
k_x, k_y, k_z	$[mm/m]$	Kippung um die x-, y-, z-Achse
L	$[mm]$	geometrisches Abmaß, Länge
L_L	$[mm]$	freie Länge, links
L_R	$[mm]$	freie Länge, rechts
L_{RA}	$[mm]$	Stützrippenabstand
$L_{RA,max}$	$[mm]$	maximaler Stützrippenabstand
$L_{RA,min}$	$[mm]$	minimaler Stützrippenabstand
l_a	$[mm]$	Länge der Gewindestange
l_b	$[mm]$	bleibende Gewindelänge
l_e	$[mm]$	Einschraublnge der Gewindehülse
M	$[Nm]$	Moment
M_{max}	$[Nm]$	maximales Moment
M_b	$[Nm]$	Biegemoment
$M_{b,max}$	$[Nm]$	maximales Biegemoment
M_t	$[Nm]$	Torsionsmoment
N	$[kN]$	Normalkraft
n	$[-]$	Verfestigungsexponent

p_{NH}	$[MPa]$	Niederhalterflächenpressung
$p_{NH,lok}$	$[MPa]$	lokale Niederhalterflächenpressung
$p_{NH,elast}$	$[MPa]$	Flächenpressung am elastischen Niederhalter
$p_{NH,starr}$	$[MPa]$	Flächenpressung am starren Niederhalter
Q	$[kN]$	Querkraft
q	$[MPa]$	Flächenlast
R	$[mm]$	Radius
R_m	$[MPa]$	Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	$[MPa]$	0,2 % Dehngrenze
r	$[-]$	senkrechte Anisotropie
r_E	$[mm]$	Eckradius
r_M	$[mm]$	Ziehring- / Ziehkantenradius
r_S	$[mm]$	Stempelkantenradius
r_K	$[mm]$	Kalottenhalbmesser
S	$[-]$	Schwerpunkt
s	$[mm]$	Blechdicke
s_0	$[mm]$	Ausgangsblechdicke
$s_{FI,max}$	$[mm]$	maximale Blechdicke im Flansch
s_{max}	$[mm]$	maximale Blechdicke
Δs	$[mm]$	Blechaufdickung / Blechdickensprung
Δs_L	$[mm]$	Blechdickenzunahme im Bereich der freien Länge, links
Δs_R	$[mm]$	Blechdickenzunahme im Bereich der freien Länge, rechts
t	$[s]$	Zeitschritt
Δt	$[s]$	Zeitinkrement
u_Z	$[mm]$	Ziehspalt
v_{St}	$[mm/s]$	Stempelgeschwindigkeit
x_R	$[mm]$	radiale Position der Stützsäule zur Mittelpunktachse
$x_{R,max}$	$[mm]$	maximale radiale Position der Stützsäule zur Mittelpunktachse
Δx_R	$[mm]$	Auslenkung der Stützsäule
x, y, z	$[-]$	Koordinatenachsen

\bar{I}	[-]	virtuelle Kraft
$\Delta\rho$	[°]	Zargenkrümmungswinkel
$\Delta\beta$	[°]	Flanschwinkelabweichung
β_0	[-]	Ziehverhältnis
$\beta_{0,max}$	[-]	Grenzziehverhältnis
β_{f0}	[-]	fiktives Ziehverhältnis
$\beta_{f0,max}$	[-]	fiktives Grenzziehverhältnis
χ	g/m^2	Schmiermittelmenge
γ	[mm]	Bodenwölbung
ε	[%]	Dehnung
δ	[mm]	Durchbiegung
δ_{max}	[mm]	maximale Durchbiegung
δ_{opt}	[mm]	optimale Durchbiegung
δ_L	[mm]	Durchbiegung am linken freien Ende
δ_R	[mm]	Durchbiegung am rechten freien Ende
η	[mm^2/s]	Schmiermittelviskosität
ν	[-]	Querkontraktion
φ	[-]	Umformgrad
μ	[-]	COULOMB'sche Reibzahl
ρ	[1/m]	Zargenkrümmung
σ	[MPa]	Spannung
σ_b	[MPa]	Biegespannung
σ_n	[MPa]	Normalspannung
σ_r	[MPa]	Radialspannung
σ_t	[MPa]	Tangentialspannung
σ_{max}	[MPa]	maximale Spannung
$\sigma_{b,max}$	[MPa]	maximale Biegespannung
σ_v	[MPa]	Vergleichsspannung
$\sigma_{v,max}$	[MPa]	maximale Vergleichsspannung
σ_{zul}	[MPa]	zulässige Spannung
τ	[MPa]	Schubspannung

Nicht aufgeführte Formelzeichen und Abkürzungen werden im Text erläutert.

1 Einleitung

In der industriellen Fertigung ist in den zurückliegenden Jahren ein deutlicher Trend in Richtung umformtechnischer Fertigungsverfahren festzustellen. Dabei kommt im Bereich der Blechumformung dem Verfahren des Tiefziehens, welches überwiegend bei der Großserienfertigung, wie etwa in der Automobil-, der Hausgeräte- und Verpackungsindustrie, aber auch in der Klein- und Mittelserienfertigung eingesetzt wird, eine zentrale Bedeutung zu. Dies ist vor allem auf die stetige Weiterentwicklung und Optimierung dieses Verfahrens zurückzuführen, wodurch sich das herstellbare Bauteilspektrum stark vergrößert hat.

Insbesondere die Automobilindustrie ist aufgrund stetig steigender Kundenansprüche in Hinblick auf Komfort, Qualität und Exklusivität der Produkte ständig neuen Herausforderungen ausgesetzt. Der beobachtete Trend bei der Herstellung von Karosseriebauteilen geht zu immer komplexer gestalteten Werkstücken und zum Einsatz alternativer Werkstoffvarianten, wie höherfesten und/oder beschichteten Blech- sowie Aluminiumwerkstoffen. Erschwerend wirkt sich aus, daß den damit verbundenen, zum Teil eingeschränkten Umformeigenschaften, die Forderung zur Reduktion der Anzahl der Arbeitsstufen (max. 3 - 4) /NAKA94/ und der Qualitätsverbesserung der Baugruppen bzw. der gesamten Rohkarosserie in engeren Toleranzbereichen gegenübersteht.

Die höheren Kundenansprüche an das Produkt und die Erhaltung von Wettbewerbsvorteilen am Standort Deutschland erfordern eine komplexe Betrachtungsweise bei der Gestaltung des Fertigungsprozesses, beginnend bei Design und Konstruktion, Technologie und Werkzeugauslegung bis hin zur gesamten Umformanlage.

Im Bereich der Umformanlagen werden gegenwärtig überwiegend hydraulische Ziehpressen in zweifachwirkenden mechanischen Pressen eingesetzt. Seit einigen Jahren ist jedoch auch hier eine deutliche Tendenz in Richtung einfachwirkender hydraulischer Pressen zu verzeichnen, da bei dieser Pressenbauart ein Wendevorgang während des Werkstücktransfers entfallen kann. Insbesondere bei der Herstellung von großflächigen Werkstücken und der Einführung von Großteilstufenpressen ist dies zwingend erforderlich, da ein Wenden zwischen zwei Pressenstufen nur schwer möglich ist.

Trotz der vielfältigen Vorteile einfachwirkender Pressen stellen die existierenden Maschinenstrukturen immer noch ein kippungsanfälliges System dar, das nur bedingt eine reproduzierbare Kraftereinleitung gewährleistet. Die Störeinflüsse des Systems Maschine/Werkzeug, gekennzeichnet durch kaum zu verhindernde Kippungen zwischen Tisch und Stößel, derzeit noch nicht beherrschbaren Tisch- und Stößeldurchbiegungen sowie stark unterschiedlich belastete Pinolen, führen zu den bekannten Versagensfällen und Qualitätsmängeln am Werkstück in Form von Einfallstellen, Falten, Einschnürungen sowie Reißen /DOEG76, PAHL95-1, PAHL95-2/.

Diesen Versagenserscheinungen versucht man durch die zeit- und kostenintensive manuelle Einarbeitung der Werkzeuge auf den Produktionspressen bzw. solchen Pressen, die die Verhältnisse der Produktionspresse nachbilden /GRÄB99, N.N.99, N.N.00/, zu begegnen. Hierbei wird unter produktionsnahen Bedingungen der Werkstofffluß des

Blechmaterials zwischen Ziehring und Niederhalter derart optimiert, daß eine reproduzierbare Ausbringung von Ziehteilen ohne Versagenserscheinungen ermöglicht wird.

Weiterentwicklungen im Bereich der Pressentechnik ermöglichen eine lokale Einleitung der Niederhalterkraft über eine im Pressentisch befindliche Vielpunktzieheinrichtung. Insbesondere bei der Fertigung großflächiger Karosserieteile, wie z.B. Seitenwände oder Dächer, werden Pressen mit Vielpunktzieheinrichtung eingesetzt, um einen gezielten Werkstofffluß zwischen Ziehrahmen und Blechhalter zu ermöglichen. Als kritisch zu bewerten ist jedoch die Tatsache, daß die lokale Niederhalterkrafteinleitung derzeit immer noch über sehr steif ausgelegte und somit weitgehend starre und inflexible Werkzeugelemente erfolgt und die Einflußnahme daher häufig nicht den gewünschten Erfolg erzielt.

Hieraus läßt sich der Bedarf nach Werkzeugalternativen ableiten, mit denen eine Erweiterung der umformtechnischen Grenzen und eine Verbesserung des Ziehergebnisses durch Optimierung des Werkstoffflusses ermöglicht wird. Dies kann einerseits durch die gezielte Auslegung und Dimensionierung einzelner Elemente des Tiefziehwerkzeuges erfolgen (z.B. elastische Niederhalter), so daß sich eine Optimierung des Werkstoffflusses infolge des Ziehprozesses eigenständig einstellt. Andererseits besteht die Möglichkeit, eine von der Pressenbauart unabhängige Beeinflussung des Werkstoffflusses durch aktive Stellelemente im Werkzeug zu ermöglichen.

Beide Ansätze verfolgen das Ziel, technologisches Know-how prozeßnah, d.h. in die Werkzeuge zu integrieren, um negative Einflüsse der Umformmaschine auf das Tiefziehergebnis zu reduzieren.

2 Ausgangssituation und wissenschaftliche Problemstellung

2.1 Situation im deutschen Werkzeugbau

Der Werkzeugbau zählt zu einer Schlüsselbranche, die sich durch ihre qualitativ hochwertigen Produkte auszeichnet. Eine Umfrage unter mehr als 300 Betrieben des Werkzeug- und Formenbaus in Deutschland, den USA und Japan hat ergeben, daß ein überwiegender Anteil der Betriebe dem Mittelstand zuzuordnen ist /TÖNS96/. Typischerweise umfaßt der Werkzeugbau die vollständige Wertschöpfungskette von der CAD-Konstruktion und Methodenplanung bis zur Werkzeugfertigung und Erprobung.

Der größte Kunde der Werkzeugbaubranche in Deutschland ist die Automobil- und -zulieferindustrie (**Abbildung 2.1**), in der über 80% des Umsatzes erwirtschaftet wird /KLOC98/. So betragen beispielsweise die Investitionen eines großen deutschen Automobilherstellers in den Jahren 1998 und 1999 für Maschinen und Anlagen ca. 750 Mio. DM und für Umformwerkzeuge ca. 450 Mio. DM. Die Hauptursache für die hohen Investitionskosten der Umformwerkzeuge liegt in der großen Typen- und Variantenvielfalt der Automobilhersteller begründet. Diese wird sich durch die Entwicklung von Nischenprodukten wie SUV-¹ und Exklusivfahrzeugen zukünftig weiter verstärken, wodurch das in Werkzeugen gebundene Anlagevermögen noch weiter wachsen wird. Insofern ist es nicht weiter verwunderlich, daß mit Blechumformwerkzeugen etwa ein Drittel des Gesamtwertes aller Produkte der Branche Werkzeugbau erwirtschaftet werden /MEYE98, KLOC98, EVER99/.

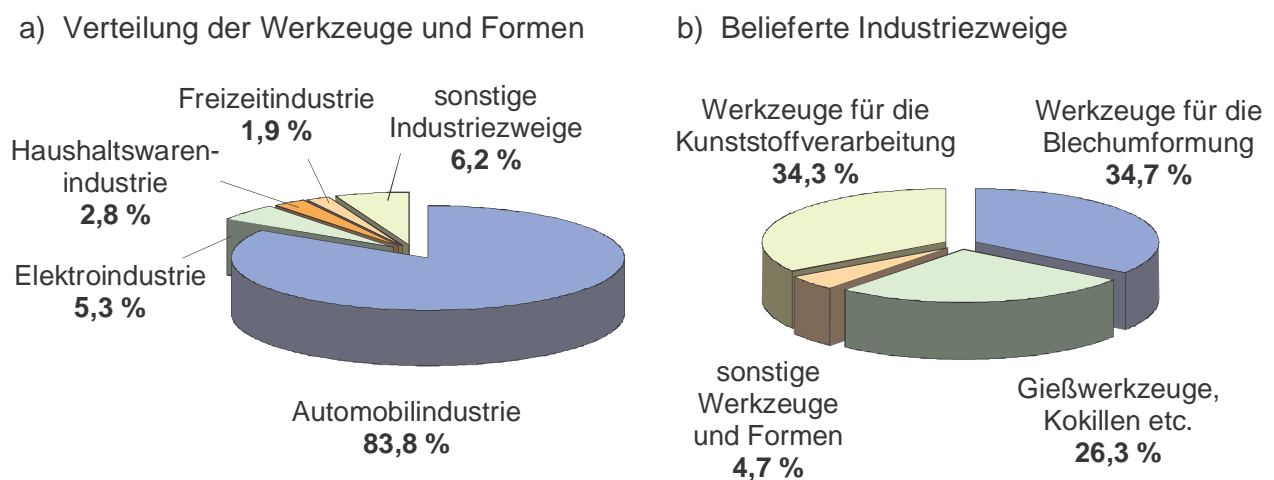


Abbildung 2.1: Produkte und Kunden des deutschen Werkzeugbaus /KLOC98/

Aufgrund der Tatsache, daß die Automobilindustrie größter Kunde des deutschen Werkzeugbaus ist, wirken sich Veränderungen in dieser Branche stark auf den Werkzeugbau aus. So werden die Bestrebungen in der Automobilindustrie, den Zeitaufwand für die Entwicklung von Produktinnovationen auf maximal zwei Jahre zu verkürzen /MEYE98/, mit Skepsis betrachtet, da der Werkzeugbau als Bindeglied zwischen der Produkt-

¹ Sport Utility Vehicle

entwicklung und der Serienproduktion den Zeitpunkt des Produktionsanlaufes maßgeblich mitbestimmt. Des weiteren führt die seit einigen Jahren zu beobachtende Konzentrierung der Automobilindustrie auf wenige Systemlieferanten, die beispielsweise bei der AUDI AG und der FORD MOTOR COMPANY innerhalb von vier Jahren zu einer Halbierung der Anzahl der direkten Zulieferer geführt hat, zu einem Verdrängungswettbewerb /MEYE98/. In **Tabelle 1.1** sind die Auswirkungen dieser Entwicklungen verdeutlicht.

Tabelle 1.1: Technologiewandel und Leistungszahlen für Serienwerkzeuge am Beispiel eines Automobilzulieferers der Werkzeugbaubranche /nach PAUL00/

	<i>80er-Jahre</i>	<i>Anfang der 90er-Jahre</i>	<i>Ende der 90er-Jahre</i>	<i>Mitte 2000</i>
Mitarbeiter	700	550	490	480
davon Angestellte	130	160	220	280
Werkzeuge pro Jahr ^{*)}	200	220	250	320
Durchlaufzeit in Monaten ^{**)}	36	24	18	12 bis 15
Fertigungsgenauigkeit	2 – 3 mm	1 – 2 mm ^{***)}	< 0,05 mm	< 0,03 mm
Qualität	100 % Try-Out ²	-	-	50 % Try-Out
^{*)} Strategische Teile (Außenhaut / Struktur) ^{**)} vom CAD-Erstmodell bis Serienabpressung einschließlich Änderungen ^{***)} Werte geschätzt				

Aus Tabelle 1.1 geht hervor, daß der Werkzeugbau den Anforderungen der Automobilindustrie in den letzten zwanzig Jahren stetig nachgekommen ist. So wurden deutlich mehr Werkzeuge mit einer geringeren Produktionszeit hergestellt. Zeitgleich hat die Fertigungsgenauigkeit deutlich zugenommen, was nicht zuletzt auf die Weiterentwicklungen im Bereich der Zerspanungsmaschinen zurückzuführen ist. Gemessen an diesen positiven Entwicklungen stellt die am Einarbeitungsaufwand gemessene Qualität der Werkzeuge immer noch ein erhebliches Potential zur Optimierung dar.

2.2 Wissenschaftliche Problemstellung

Bei eingehender Betrachtung der Tiefziehwerkzeuge, wie sie gegenwärtig in der Serienfertigung eingesetzt werden, fällt auf, daß bei der Konstruktion ein wesentlicher Schwerpunkt auf der Realisierung einer Unabhängigkeit des Werkzeugs von der Umformmaschine liegt. Hierdurch soll unter anderem eine Reduzierung des Maschineneinflusses auf den Umformprozeß erreicht werden, so daß auch nach einem Umbau der

² iterativer Einarbeitungsprozeß

Werkzeuge in andere Pressen die Reproduzierbarkeit des Umformergebnisses gewährleistet bleibt. Dies ist jedoch kaum zu realisieren, da jede Umformmaschine ihre eigene Charakteristik in bezug auf Kippung, Versatz sowie Tisch- und Stößeldurchbiegung aufweist. Aus diesem Grund ist es in der industriellen Praxis noch immer Stand der Technik im sogenannten Einarbeitungsprozeß die Umformwerkzeuge an die Eigenschaften der Umformmaschine anzupassen, um die Beeinträchtigung der Ziehteilqualität durch die unterschiedliche Niederhalterdruckverteilung infolge Kippung bzw. Tisch- und Stößeldurchbiegung zu vermindern und die Ausbringung von Gutteilen mit reproduzierbarer Qualität zu ermöglichen. Erfolgt diese manuelle Einarbeitung nicht, können unter anderem aufgrund von Blechaufdickungen, die infolge tangentialer Druckspannungen insbesondere im Eckbereich von komplexen Ziehteilgeometrien entstehen, lokal begrenzte Kontaktzonen mit stark überhöhten Flächenpressungen auftreten. Die für den Flanscheinzug notwendigen Kräfte steigen durch die erhöhten Reibkraftanteile in diesen Bereichen überproportional an, wodurch die Entstehung von Reißern begünstigt wird. Im Gegensatz dazu sind die Kontaktnormalspannungen in den langen geraden Ziehteilseiten zwischen den Eckbereichen derartiger Ziehteilgeometrien sehr gering, so daß hier Ziehteilfehler in Form von Einfallstellen und Falten 1. Art entstehen können (**Abbildung 2.2**) /YOSH78, STRA82, SOMM86/.

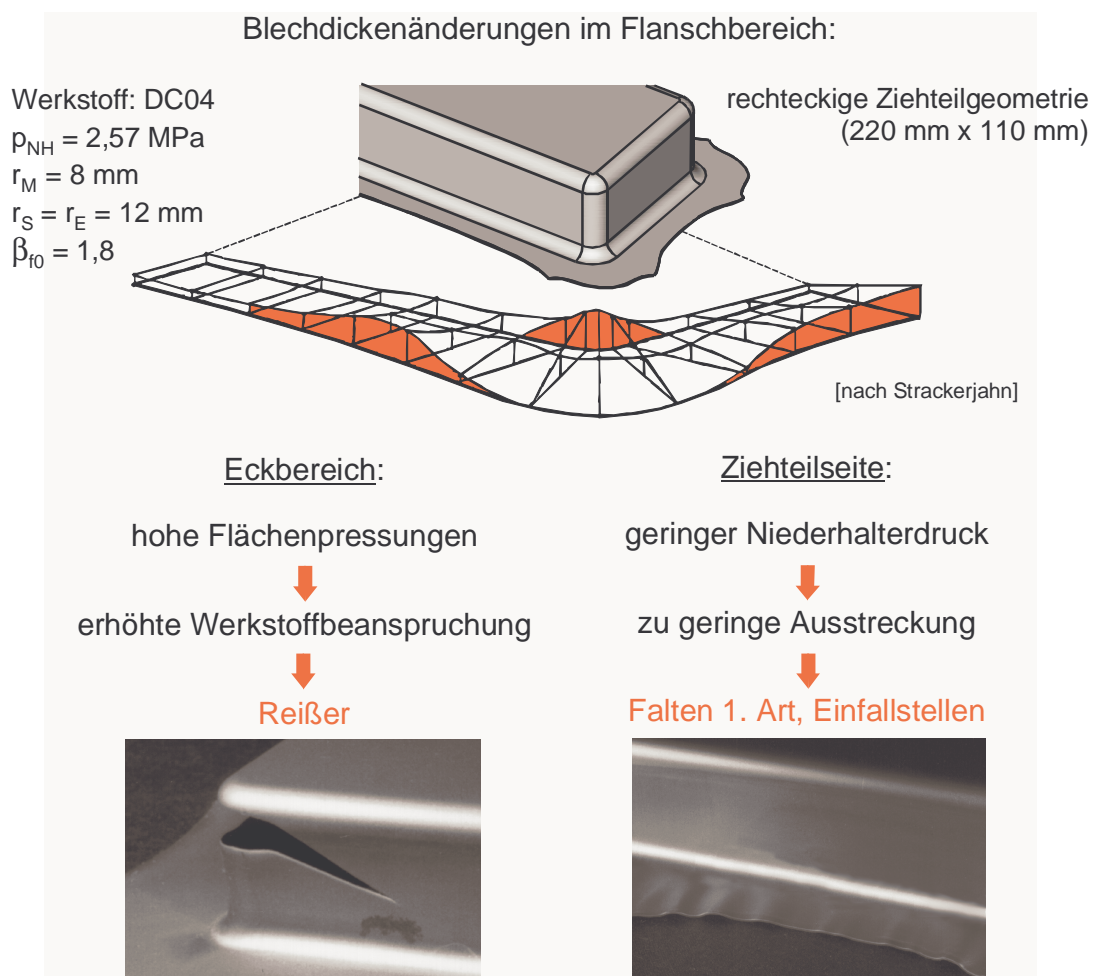


Abbildung 2.2: Blehdickenänderungen im Flanschbereich eines rechteckigen Ziehteils und daraus resultierende Ziehteilfehler während des Tiefziehprozesses

Während der Einarbeitungsphase wird die Geometrie des Werkzeugs durch eine iterative Abfolge von Umformversuchen und gezielter Detailbearbeitungen an Matrize und Niederhalter manuell verändert. Hierbei wird die Verteilung der Flächenpressung durch lokalen Materialabtrag an Niederhalter und Ziehring beeinflusst. Ziel ist es, das Werkzeug soweit zu optimieren, daß für die Serienproduktion stabile Prozeßbedingungen vorliegen. Gerade bei komplex geformten Ziehteilen kann jedoch die geforderte Prozeßstabilität häufig nicht gewährleistet werden, da bereits geringe Änderungen der Prozeßparameter zur Überschreitung der Prozeßgrenzen führen. Beispielsweise ist eine spezifische Einarbeitung des Tiefziehwerkzeuges für eine Werkstoff-/Blechdickenkombination erforderlich, so daß die weitere Nutzbarkeit des Werkzeuges bei einem etwaigem Werkstoffwechsel nicht mehr gegeben ist bzw. eine erneute Einarbeitung erforderlich wird.

Der in Handarbeit vorgenommene Einarbeitungsprozeß ist zur Zeit in der Blechumformung noch fester Bestandteil bei der Inbetriebnahme von Karosseriewerkzeugen und erfordert einen sehr hohen Zeit- und Kostenaufwand, der durchaus ca. 30% der gesamten Herstdauer und -kosten eines Karosseriewerkzeuges ausmachen kann (**Abbildung 2.3**). Da die Einarbeitung des Werkzeugs zu einem wesentlichen Teil auf Erfahrungswissen und handwerklichem Geschick des Facharbeiters beruht, kann dieser Vorgang kaum automatisiert werden.

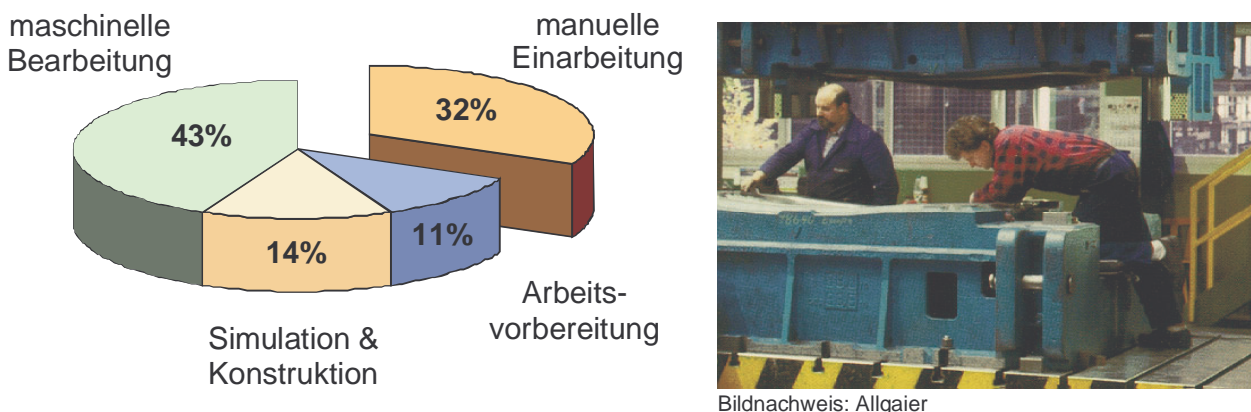


Abbildung 2.3: Zeit- und Kostenanteile bei der Herstellung eines Tiefziehwerkzeuges /nach MEYE98/

Anhand dieser Ausführungen läßt sich die Ausgangssituation für die folgende Arbeit ableiten: Im Bereich der Blechumformung werden in einem Zeitalter hochpräziser Fertigungsanlagen und automatisierter Fertigungsabläufe immer noch Tiefziehwerkzeuge hergestellt, die erst durch die zeit- und kostenaufwendige Nachbearbeitung von erfahrenen Fachkräften einsatzbereit sind und eine Prozeßstabilität nur innerhalb sehr begrenzter Prozeßparameter gewährleisten. Um den Tiefziehprozeß reproduzierbar zu gestalten, werden gegenwärtig unterschiedliche Konzepte bei der Konstruktion von Werkzeugen verfolgt. Hier ist ein deutlicher Trend in Richtung „steifigkeitsoptimierter Niederhaltersysteme“ zu verzeichnen, in die immer mehr Know-how eingebracht wird, um einen größtmöglichen Einfluß auf den Tiefziehprozeß zu erlangen.

Vornehmliches Ziel muß es daher sein, Werkzeugsysteme zu entwickeln, die einerseits eine hohe reproduzierbare Prozeßstabilität gewährleisten und andererseits den Anforderungen der industriellen Praxis genügen. Die vorliegende Arbeit soll hierzu einen grundlegenden Beitrag liefern.

3 Stand der Kenntnisse

3.1 Grundlagen des Tiefziehens

Gemäß /DIN 8584/ ist das Tiefziehen definiert als Zug-Druck-Umformung, bei der ein ebener Blechzuschnitt ohne beabsichtigte Veränderung der Blechdicke in einen Hohlkörper (Erstzug) bzw. ein vorgezogener Hohlkörper in einen solchen mit geringerem Umfang (Weiterzug) umgeformt wird. Kennzeichnend für das Tiefziehen ist die mittelbare Krafteinleitung. Die zur Umformung erforderliche Kraft wird nicht unmittelbar vom Werkzeug in die eigentliche Umformzone (Flansch) eingeleitet, sondern mittelbar vom Stempel über den Ziehteilboden und die Zarge des Werkstücks.

Im folgenden wird ausschließlich das Tiefziehen im Erstzug betrachtet, bei dem ein ebener Blechzuschnitt zwischen den Werkzeugelementen Niederhalter und Ziehring bzw. Matrize mit einer definierten Niederhalterkraft „eingespannt“ und durch den Stempel zu einem Hohlkörper umgeformt wird.

3.1.1 Tiefziehen rotationssymmetrischer Ziehteile

In **Abbildung 3.1** ist der prinzipielle Verfahrensablauf für das Tiefziehen eines rotationssymmetrischen Ziehteils im Erstzug mit den entsprechenden Werkzeugkomponenten und den charakteristischen Spannungsverhältnissen im Flanschbereich dargestellt.

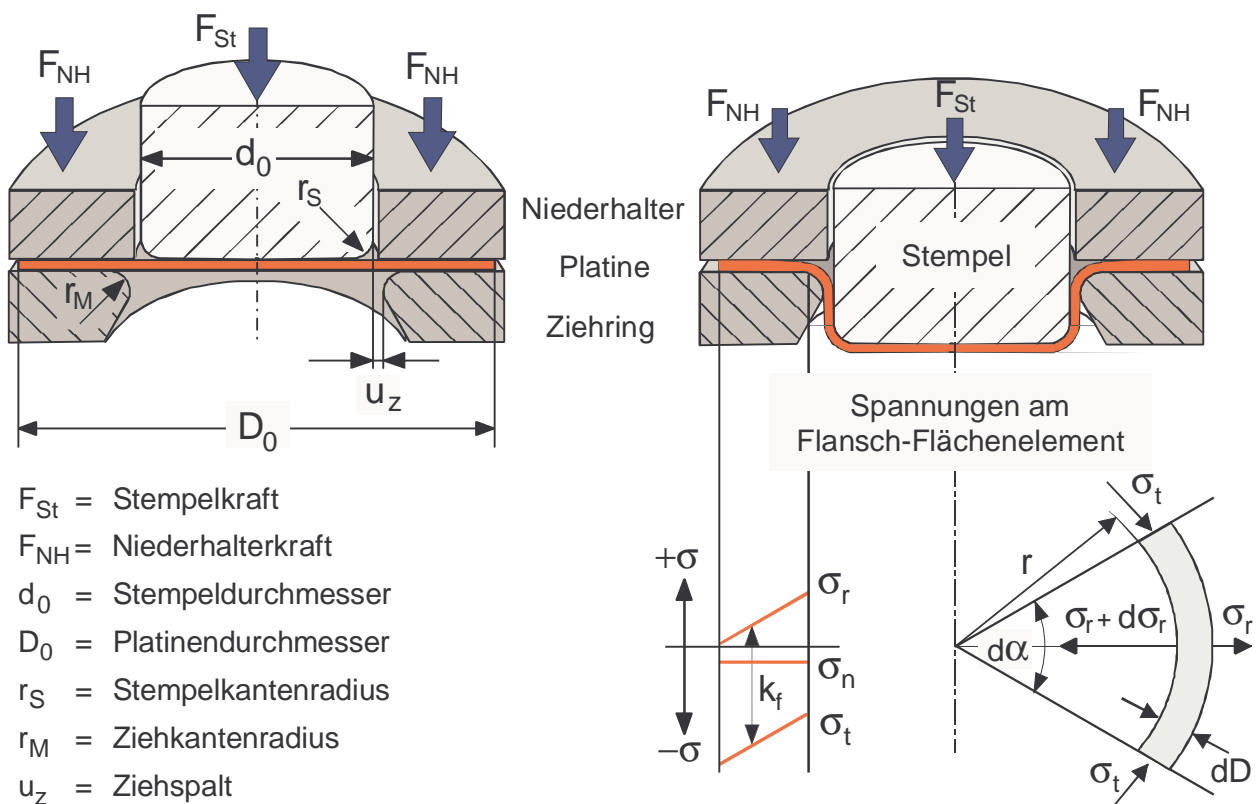


Abbildung 3.1: Prinzipieller Aufbau eines rotationssymmetrischen Werkzeugs für das Tiefziehen im Erstzug und resultierende Spannungen im Ziehteilflansch /nach SIEB54/

Der eigentliche Umformvorgang setzt sich aus einer Streckziehphase und einer Tiefziehphase zusammen. In der Streckziehphase wird zunächst der Ziehteilboden ausgebildet. Der Blechwerkstoff fließt dabei unter radialer und tangentialer Zugspannungsbelastung aus der Blechdicke, ohne daß zunächst vom Flanschaußenrand Material nachfließt. Erreicht der Betrag der an der Stempelkante übertragenen Kraft die zum Flanscheinzug erforderliche Kraft, beginnt die Tiefziehphase, bei der sich im Flansch radiale Zug- und tangentiale Druckspannungen ausbilden. Die radialen Zugspannungen σ_r sind an der Ziehkante maximal und verringern sich zum Außenrand des Ziehteilflansches hin zu Null (vgl. Abbildung 3.1). Die tangentialen Druckspannungen σ_t haben am Flanschaußenrand ihren maximalen Wert; an der Ziehkante sind sie minimal. Als Folge der tangentialen Druckspannungen kann der Blechwerkstoff in der Ebene ausknicken /SIEB53, SIEB54, SENI56, MEIE82, WANG94-1/, so daß Falten 1. Art entstehen können. Diese Faltenbildung wird durch die Aufbringung von zusätzlichen Druckspannungen in Normalenrichtung (σ_n) durch eine definiert eingestellte Niederhalterkraft verhindert. Diese kann jedoch nicht beliebig erhöht werden, da eine zu hoch eingestellte Niederhalterkraft die Radialspannung im rißgefährdeten Bereich am Auslauf der Stempelkantenrundung infolge der größeren Reibungskräfte im Flanschbereich erhöht und so zu einer Rißinitiierung führen kann. Es gilt demnach, die Niederhalterkraft ihrem Betrag nach so einzustellen, daß beide Fehlerarten vermieden werden (vgl. Kapitel 3.2.4).

3.1.2 Tiefziehen nicht-rotationssymmetrischer Ziehteile

Während bei rotationssymmetrischen Ziehteilen über den gesamten Umfang des Ziehteilflansches eine nahezu gleichmäßige Spannungsverteilung vorliegt, ergeben sich bei komplexeren Ziehteilen, bedingt durch die geometrischen Verhältnisse der Zargenkontur, prinzipiell unterschiedliche Spannungszustände im Ziehteilflansch. Diese bewirken, daß im Gegensatz zu rotationssymmetrischen Ziehteilen die maximale Flanschverdickung rechteckiger Ziehteile nicht am Flanschaußenrand auftritt, sondern in den Eckbereichen der Flanschinnenseite (vgl. Abbildung 2.2).

Von STRACKERJAHN /STRA82/ wurde nachgewiesen, daß im Bereich der Ziehteilecke die für das Tiefziehen kennzeichnenden radialen Zug- und tangentialen Druckspannungen auftreten und im Bereich der geraden Ziehteilseiten lediglich radiale Zugspannungen vorliegen, durch die das Blech über die Ziehkante in die Zarge eingezogen wird. Zwischen diesen beiden Bereichen bildet sich eine Zone aus, die dadurch gekennzeichnet ist, daß die tangentialen Druckspannungen des Eckbereichs in Richtung der geraden Ziehteilseiten abnehmen. Beeinflußt wird der Verlauf der Tangentialspannungen im Übergangsbereich durch die Länge der geraden Ziehteilseite und bei beliebigen kastenförmigen Ziehteilgeometrien durch den Eckenwinkel.

Bei komplexen unsymmetrischen Ziehteilgeometrien treten daher in den Ziehteilecken des Flanschbereiches örtlich begrenzte Kontaktzonen mit stark überhöhten Flächenpressungen auf. Die für den Flanscheinzug notwendigen Kräfte steigen durch die erhöhten Reibkraftanteile in diesen Bereichen überproportional stark an. Als Folge hiervon wird die Entstehung von Reißern begünstigt. In den Bereichen geringerer Blech-

aufdickung, in denen der starre Niederhalter aufgrund mangelnder Nachgiebigkeit nicht mit ausreichender Flächenpressung aufliegt, kann es darüber hinaus zur Faltenbildung und zu Einfallstellen kommen. Dies ist häufig an den langen geraden Ziehteilseiten entsprechender Ziehteilgeometrien der Fall.

Dieser Sachverhalt wurde von GRAHNERT /GRAH85/ experimentell an einem nicht eingearbeiteten Werkzeug nachgewiesen. Hierfür wurden die spezifischen Kräfte in einem mit Quarz-Kristall-Kraftaufnehmern ausgerüsteten Versuchswerkzeug ermittelt, die an vier charakteristischen Reibzonen im Ziehring integriert waren (**Abbildung 3.2**).

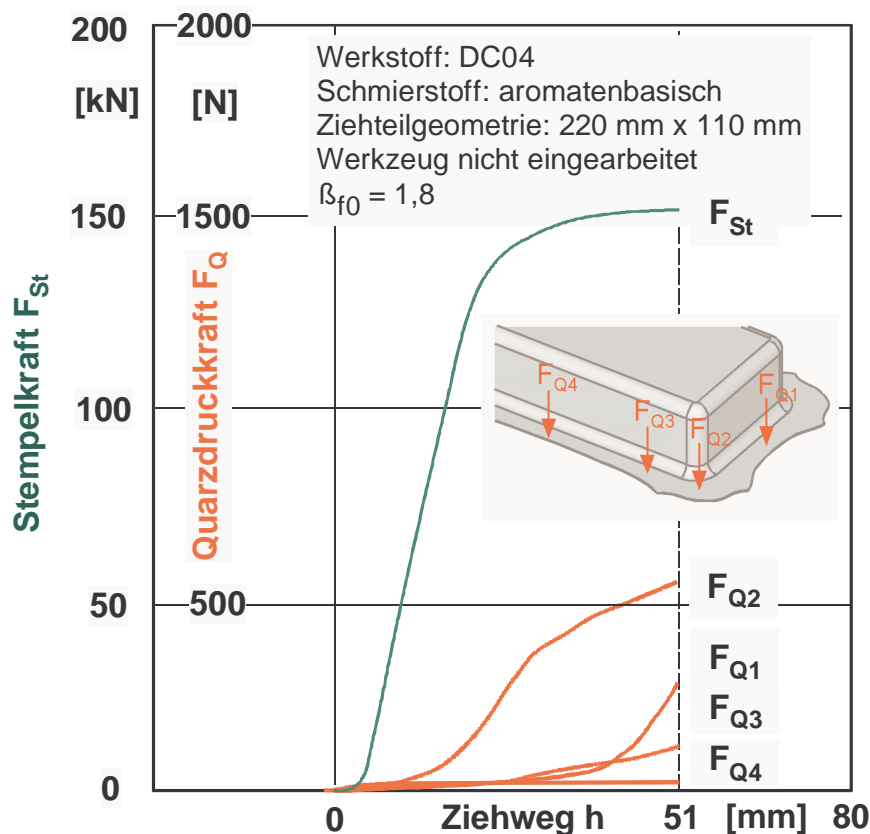


Abbildung 3.2: Verlauf der Stempelkraft F_{St} und der Quarzdruckkräfte F_{Qx} in den Haupt-Reibungsflächen eines nicht eingearbeiteten Werkzeuges bei ziehringseitiger Schmierung /nach GRAH85/

Aus dem Verlauf der Kurven in Abbildung 3.2 kann auf den Werkstofffluß während des Tiefziehvorganges geschlossen werden. Zu Ziehbeginn fließt in der Ziehteilecke kaum Werkstoff nach. Das Blech verdickt sich in diesem Bereich stetig, erkennbar am steilen Anstieg der Eckkraft F_{Q2} . Mit zunehmendem Ziehweg kommen die Bereiche der Stirnseite (F_{Q1}) und der Übergangszone (F_{Q3}) stärker zum Tragen und entlasten die Ziehteilecke, erkennbar am Wendepunkt im Verlauf der Eckkraft F_{Q2} . Ab diesem Zeitpunkt kann mehr Material aus dem Eckbereich des Flansches in die Zarge nachfließen. Der Bereich der geraden Ziehteilseite erfährt hierbei nur geringe

Formänderungen; die Quarzdruckkraft F_{Q4} fällt unter die eingestellte spezifische Flächenpressung ab. Ursache hierfür ist, daß der starre Niederhalter in erster Linie an den Stellen der größten Blechaufdickung, respektive den Eckbereichen des Ziehteils, aufliegt.

Aus diesen Untersuchungen geht hervor, daß dem Werkstofffluß des Blechmaterials zwischen Matrize und Niederhalter insbesondere beim Tiefziehen komplexer Bauteile eine besondere Bedeutung zukommt. Aus diesem Grund sollen die Möglichkeiten zur Stoffflußbeeinflussung in Kapitel 3.2 eingehend erörtert werden.

3.1.3 Versagensarten beim Tiefziehen

Der Tiefziehprozeß ist ein instationärer Umformprozeß mit vielfältigen Einflußgrößen, die in Wechselwirkung zueinander stehen. DOEGE ET. AL. /DOEG76, DOEG98/ teilt die Einflußgrößen auf den Tiefziehprozeß in folgende Hauptgruppen ein:

- Werkstoffeigenschaften
(*Festigkeit, Anisotropie, Verfestigungsverhalten, Oberflächentopographie etc.*)
- Tribologie/Schmierung
(*Schmiermittelmenge, -verteilung, -viskosität etc.*)
- Werkzeug
(*Aktivflächengeometrie, Oberflächentopographie, Steifigkeit, Verschleiß etc.*)
- Maschine
(*Steifigkeit, Kippung, Tisch-/Stößeldurchbiegung etc.*)
- Peripherie
(*Zuschnittsgeometrie, -genauigkeit, Einlegeposition, Richtzustand etc.*)
- Mensch
(*Parametereinstellung, Fehlererkennung etc.*)

Die aufgeführten Einflußgrößen sind im Produktionsprozeß ständigen Änderungen und Schwankungen unterworfen, die zumeist nicht unmittelbar erfaßt werden können oder aber in bezug auf die umformrelevanten Auswirkungen nicht quantifizierbar sind. Dies kann bei Umformoperationen zu langen Prozeßanlaufzeiten und Fertigungsunsicherheiten führen, aus denen - je nach Intensität – die Versagensarten /STRA82/:

- *Falten im Flansch (1. Art) und Falten in der Zarge (2. Art),*
- *Einschnürungen und Reißen,*
- *Einfallstellen sowie*
- *Maß- und Formabweichungen*

resultieren können.

Falten 1. Art entstehen durch die bei der Umformung im Flanschbereich des Ziehteils entstehenden tangentialen Druckspannungen infolge derer das Blech in Dickenrichtung

ausknickt. Diesem Ausknicken wird mit einem Niederhalter durch eine definierte Flächenpressung bzw. Normalkraft entgegengewirkt. Übersteigt die auftretende Gesamtkraft im Ziehflansch die übertragbare Kraft des Ziehteilbodens, kommt es zum Ziehteilversagen infolge von Einschnürungen und Reißen /DOEG63/. Bei zu kleiner Rückhalterkraft hingegen läuft das Material unkontrolliert ein, so daß Einfallstellen entstehen.

Eine weitere Versagensart entsteht durch die Faltenbildung in der freien Umformzone (Falten 2. Art). Diese sind zu einem erheblichen Teil auf die geometrischen Verhältnisse des Ziehwerkzeuges zurückzuführen und entstehen überwiegend in der Zarge konischer Ziehteile, wenn der Kontaktbereich zwischen Blech und Ziehkante auf einem deutlich größeren Durchmesser liegt als der zwischen Blech und Stempelkante. Maßgebend für die Intensität der Faltenbildung 2. Art ist das Verhältnis von radialen Zugspannungen zu tangentialen Druckspannungen in der freien Umformzone. Bei Überschreiten dieses kritischen Verhältnisses knickt das Blech aus. Der Faltenentstehung kann in gewissen Grenzen durch die Erhöhung der radialen Zugspannungen in der Zarge infolge einer verstärkten Behinderung des Materialeinzugs im Flanschbereich entgegengewirkt werden /HESB96/.

Rückfederungsbedingte Maß- und Formabweichungen entstehen infolge einer ungleichmäßigen Plastifizierung des verarbeiteten Blechmaterials. Die bei kastenförmigen Ziehteilen im Vergleich zu den Eckbereichen nur sehr gering plastifizierten geraden Ziehteilseiten besitzen ein ungünstiges elastisch-plastisches Umformverhältnis, d.h. der Anteil der elastischen Verformung an der Gesamtverformung ist in diesen Bereichen relativ groß /BETH93/, woraus eine entsprechend hohe Maß- und Formabweichung resultiert. Aufgrund der komplexen Zusammenhänge und der Vielzahl der Einflußgrößen wurde bisher im wesentlichen nur die Auswirkung einzelner Parameter auf die rückfederungsbedingten Maß- und Formabweichungen ermittelt. Die Gesamtheit aller Einflußgrößen, die sich summieren, aber auch gegenseitig eliminieren können, wurde bisher nicht betrachtet. Jedoch kann die generelle Aussage getroffen werden, daß sich radiale Zugspannungen, unabhängig davon ob sie über Ziehwulste bzw. -stäbe oder durch eine Erhöhung der Niederhalterkraft in den Blechwerkstoff eingebracht werden, positiv auf rückfederungsbedingte Maß- und Formabweichungen auswirken /DAVI81/.

3.2 Möglichkeiten zur Steuerung des Werkstoffflusses beim Tiefziehen

Besondere Bedeutung für die Herstellung von fehlerfreien Ziehteilen mit reproduzierbarer Qualität kommt der Einflußnahme auf den Werkstofffluß zwischen Ziehring und Niederhalter zu. Durch die gezielte Beeinflussung des Werkstoffflusses sollen im wesentlichen zwei gegenläufige Zielsetzungen verfolgt werden. Eine Zielstellung ist u.a. die Erhöhung der Formänderungen, insbesondere bei großflächigen Ziehteilen, um so durch Verfestigung des Blechwerkstoffes bessere Bauteileigenschaften, z.B. in Hinblick auf die Beulfestigkeit, zu erzielen. Wichtig ist hierbei jedoch, daß eine minimale Wandstärke nicht unterschritten wird, da sich dieses nachteilig auf die Bauteileigenschaften, z.B. die Beulsteifigkeit, auswirkt. Hieraus leitet sich auch die zweite wesentlichere Zielsetzung ab, unzulässige Wanddickenabnahmen zu unterbinden. Gegenwärtig werden

in Forschung und Praxis unterschiedliche Konzepte zur Materialflußsteuerung verfolgt, die in den folgenden Kapiteln beschrieben werden sollen.

3.2.1 Geometrie des Blechzuschnittes

Durch die Änderung der Platinenform und -größe können unterschiedlich hohe Reib- und Umformkräfte eingestellt werden. So wird beispielsweise durch eine Zuschnittsvergrößerung der Flanscheinzugswiderstand durch eine Steigerung der Umform- und Reibungskräfte erhöht, so daß der Werkstofffluß gehemmt wird.

Von STRACKERJAHN /STRA82/ und RAMBKE /RAMB98/ wurden für rechteckige Ziehteilgeometrien unterschiedliche Zuschnittsformen untersucht. RAMBKE entwickelte ein elementares Berechnungsprogramm, welches optimierte Zuschnitte auf Basis des erweiterten Radialschnittverfahrens ermittelt. Diese optimierten Zuschnitte wurden in experimentellen Untersuchungen den Platinenzuschnitten nach der AWF-Methode /AWF 5791/ gegenübergestellt. Ein Ergebnis dieser Untersuchungen war unter anderem, daß Zuschnitte, die mit der Methode des erweiterten Radialschnittverfahrens hergestellt wurden, eine um ca. 4 % geringere Blechdickenabnahme im Eckbereich der Ziehteilzarge aufweisen /RAMB98/, was ein Indiz für einen verbesserten Materialfluß darstellt.

STRACKERJAHN /STRA82/ führte u.a. Untersuchungen durch, die zeigen sollten, welchen Einfluß die Zuschnittsform auf das sich einstellende Formänderungsverhalten hat. Er gelangte zu dem Ergebnis, daß die Zuschnittsform einen untergeordneten Einfluß auf die Formänderungen im Ziehteilflansch hat. Lediglich beim Tiefziehen mit nicht optimiertem rechteckigen Zuschnitt wurde im Bereich der Ziehteilecke der Reibkraftanteil derart erhöht, daß eine versagensfreie Ziehteilfertigung nur bei kleinen Ziehverhältnissen ermöglicht wurde.

Zusammenfassend kann gesagt werden, daß die Beeinflussung des Werkstoffflusses mittels unterschiedlicher Zuschnittsgeometrien zwar möglich ist, die zu erzielenden Verbesserungen im Materialfluß jedoch nur sehr gering sind. Des weiteren bleibt festzuhalten, daß die in ihrer Gestalt optimierten aber dennoch sehr komplexen Zuschnittsgeometrien nur äußerst aufwendig mit kostenintensiven Laserschneidanlagen hergestellt werden können. Hierin liegt wohl auch die Tatsache begründet, weshalb in der industriellen Praxis bislang nahezu ausschließlich Platinen mit einfachen linearen Schnittkanten eingesetzt werden. Diese können sehr kostengünstig, entweder durch Schnittwerkzeuge in Pressen oder durch Schwenkschlagscheren, hergestellt werden.

3.2.2 Schmierstoffart, -menge und -verteilung

Wie aus **Abbildung 3.3** hervorgeht, haben die Reibungsverhältnisse beim Tiefziehen von Blechteilen größerer Abmessung einen zunehmenden Einfluß auf das Tiefziehergebnis. Eine grundsätzliche Bedeutung erlangen in diesem Zusammenhang die Schmierstoffe, deren primäre Aufgabe darin besteht, eine Minimierung der Reibung im Hinblick auf eine bestmögliche Ausnutzung der Umformbarkeit des Werkstoffs zu erzielen. Des weiteren werden Schmierstoffe zur Reduzierung des Verschleißes und zur gezielten

Beeinflussung des Werkstoffflusses eingesetzt. In der Blechumformung kommen gegenwärtig überwiegend Schmieröle, Schmierfette, Fest- und Haftschiernstoffe sowie Emulsionen zum Einsatz.

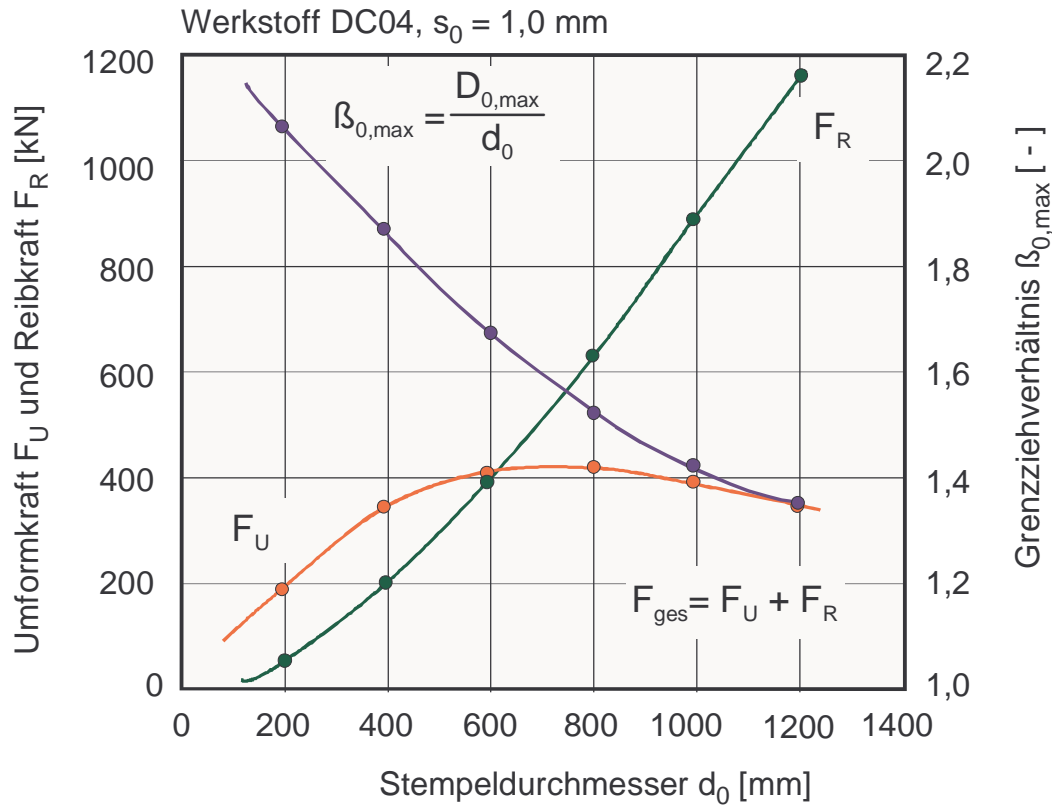


Abbildung 3.3: Umformkraft F_U , Reibkraft F_R und erreichbares Grenzziehverhältnis $\beta_{0,max}$ in Abhängigkeit vom Stempeldurchmesser d_0 beim Tiefziehen rotationssymmetrischer Ziehteile; Werkstoff DC04; Blechdicke $s_0 = 1,0 \text{ mm}$ /nach DOEG71/

Über die Veränderung der Schmierstoffart und –menge lassen sich u.a. die Reibkraftanteile im Flanschbereich und damit der Werkstofffluß beeinflussen (**Abbildung 3.4**) /Müll97/.

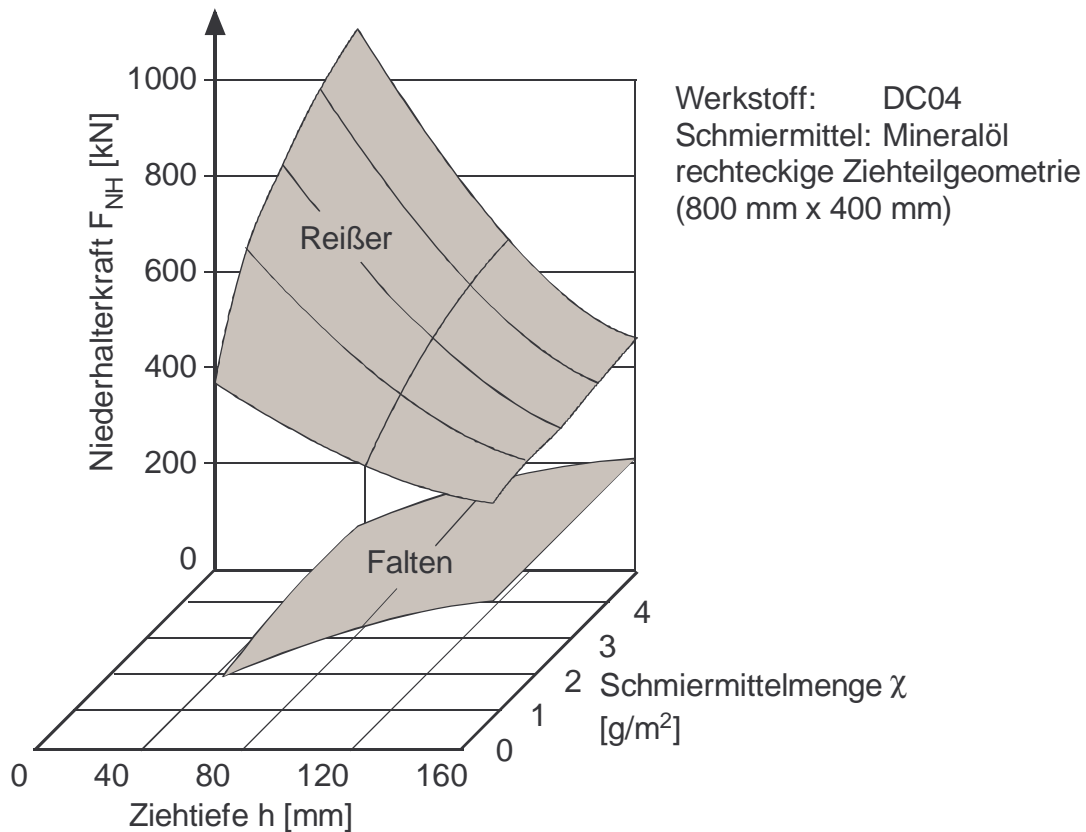


Abbildung 3.4: Arbeitsbereich der Niederhalterkraft bei Variation der Schmiermittelmenge /nach MÜLL97/

Durch partiellen Schmiermittelauftrag, z.B. mittels einer automatischen Sprühbefettungsanlage, kann ebenfalls eine gezielte Werkstoffflußbeeinflussung für verschiedene Ziehteilbereiche realisiert werden. Untersuchungen zum gleichzeitigen Einsatz von verschiedenen Schmiermitteln mit unterschiedlichen Viskositäten auf einer Platine haben gezeigt, daß keine Verbesserung des Werkstoffflusses erzielt werden kann /MÜLL97/. Diese Methode ist insbesondere in Hinblick auf die Unverträglichkeit der Schmierstoffe zueinander sowie in bezug auf den erhöhten Aufwand beim Entfernen der Schmierstoffe vom Ziehteil nicht empfehlenswert. Darüber hinaus ist an dieser Stelle anzumerken, daß in der industriellen Praxis aus Kostengründen kontinuierliche Bestrebungen zur Schmiermitteleinsparung bis hin zum vollständigen Schmiermittelverzicht zu beobachten sind /VETT96, GANT98, SCHA98/.

3.2.3 Einsatz von Ziehleisten und -wulsten

Zur Steuerung des Werkstoffflusses bei unregelmäßigen Ziehteilen komplexer Geometrie werden häufig Ziehleisten oder -wulste /VDI 3141/ im Werkzeug integriert. Diese sollen den Materialeinzug, vornehmlich an gering beanspruchten Ziehteilseiten, während des Ziehvorgangs bremsen und somit einen gleichmäßigen Flanscheinzug gewährleisten. Darüber hinaus wird der Entstehung von Falten und Einfallstellen entgegengewirkt sowie eine Mindestausstreckung des Materials erreicht, die sich positiv auf die rückfederungsbedingten Maß- und Formabweichungen auswirkt /CAO93/.

Ziehwälste werden direkt an der Ziehkante angebracht /VDI 3141/. In dem gegenüberliegenden Niederhalter wird eine entsprechende Aussparung vorgesehen (**Abbildung 3.5**).

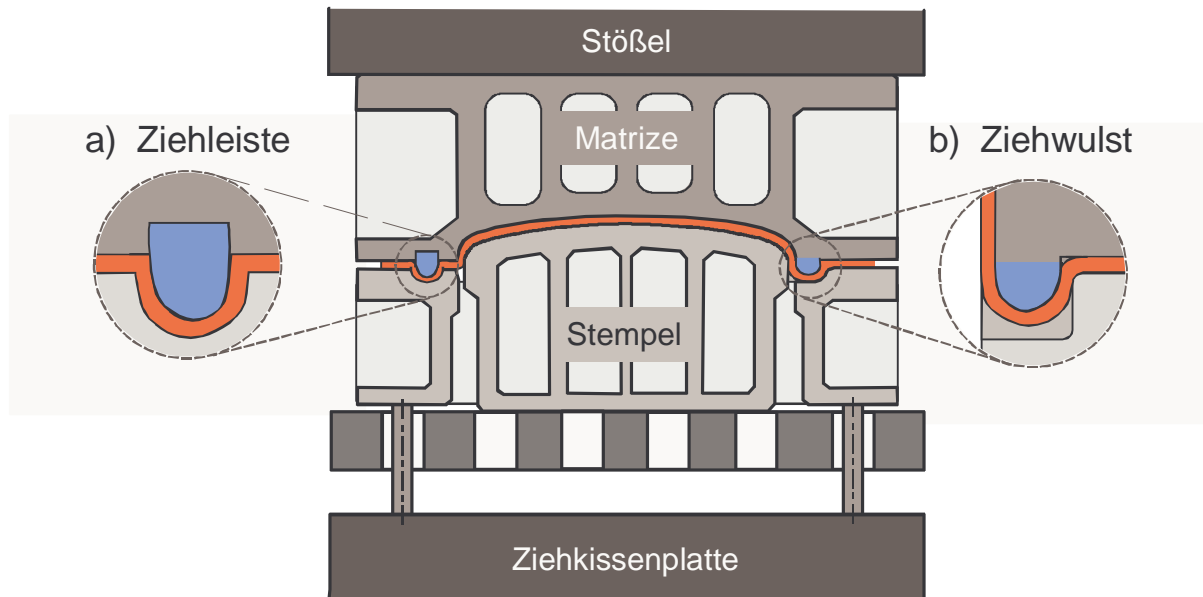


Abbildung 3.5: Anordnung von Ziehleiste (links) und Ziehwalst (rechts) in Tiefziehwerkzeugen /nach VDI 3141/

Der Blechwerkstoff wird beim Aufsetzen des Niederhalters zunächst über den Walst gepreßt und muß während des Ziehvorgangs über diesen gleiten. Die hierfür erforderliche Kraft addiert sich zu der für den Flanscheinzug notwendigen Ziehkraft. Die Bremswirkung wird verstärkt, indem der Zieh- bzw. Einfließwalst mit rechteckigem Querschnitt ausgeführt wird. Der Einfließwalst dient dann als Brems- bzw. Sperrwalst.

Ziehleisten werden in einem definierten Abstand zur Ziehkante des Ziehringes im Werkzeug integriert (Abbildung 3.5). Durch die Ziehleisten wird die Platine mehrmals umgelenkt und damit eine zusätzliche Fließbehinderung erzeugt. Die Größe der erzeugten Fließbehinderung hängt unter anderem davon ab, wie stark die Platine von den Ziehleisten umgelenkt wird. Die geometrischen Abmessungen der Ziehleisten, insbesondere die Eingriffshöhe der Ziehstäbe, der Ziehstabradius sowie die Anordnung im Werkzeug (Plazierung im Ziehring oder Niederhalter) spielen hierbei eine entscheidende Rolle /HILB72, KLUG94, VOEL97/. Die Wirkung von Ziehstäben ist normalerweise statisch und kann nur durch aufwendiges Bearbeiten des Werkzeugs angepaßt werden. Hierfür werden Ziehleisten in ihrer Form und Abmessung verändert und bei Bedarf zusätzliche montiert.

Deutlich bessere Ziehergebnisse werden durch den Einsatz von steuerbaren Ziehleisten erzielt /BUDD39, OEHL60, MICH95/. Sie ermöglichen eine Einstellung des Ziehleistendruckes durch Variation der Eingriffshöhe, wodurch der Werkstofffluß individuell gesteuert werden kann.

Rein mechanische Steuerungen mit Kurvenstempeln /BUDD39/ haben jedoch den Nachteil, daß bei Schwankungen in der Dicke des angelieferten Blechs unterschiedliche Ziehleistendrucke auftreten, da der vom Kurvenstempel abhängige Weg konstant bleibt. Ferner ist die aufwendige Änderung des Kurvenstempels bei der Erprobung des Werkzeuges von großem Nachteil. Aufgrund der komplizierten Konstruktion und der o.g. Nachteile entwickelte OEHLER bewegliche Ziehleisten, die mit hydraulischen Druckelementen gesteuert wurden /OEHL60/. Diese Ziehleisten ermöglichten bei kleinerem Bauraum und einfachem Umbau in andere Werkzeuge eine kraftgesteuerte Einstellung des Leistendruckes, wodurch Blechdickenschwankungen ausgeglichen werden konnten. Neuere Untersuchungen befassen sich mit der aktiven Regelung des Tiefziehprozesses durch variable Ziehleistendrucke sowie mit der optimalen Gestaltung und Anordnung der Ziehleisten im Werkzeug /ALBE97/. Prinzipbedingt können verstellbare Ziehleisten jedoch nur in geraden oder gering gekrümmten Ziehteilbereichen sinnvoll angeordnet werden. Für Serienwerkzeuge konnte sich diese Anwendung aufgrund des konstruktiven und technischen Aufwandes und des erforderlichen Bauraums bisher jedoch nicht durchsetzen.

3.2.4 Beeinflussung der Flächenpressung im Ziehteilflansch durch die Niederhalterkraft

Die Aufbringung von Niederhalterkräften ist eine aus dem Verfahrensprinzip des Tiefziehens resultierende Notwendigkeit, um eine Faltenbildung im Flanschbereich während des Tiefziehvorgangs zu unterbinden. Die bei der Aufbringung der Niederhalterkraft zwangsläufig entstehende Reibkraft wirkt dem Einzug des Materials in Stempelrichtung entgegen. Wird diese Rückhalterkraft zu groß, kann der Blechwerkstoff im Stempelkanten- bzw. Zargenbereich die erforderliche Einzugskraft nicht mehr übertragen und es kommt zum Ziehteilversagen durch Reißen. Die Niederhalterkraft muß demnach so bemessen werden, daß alle Fehlerarten vermieden werden.

Abbildung 3.6 zeigt qualitativ die einzustellende Niederhalterkraft für einen Tiefziehprozeß, um sowohl Reißen als auch Faltenbildung 1. Art zu vermeiden. Hierin ist der mögliche Arbeitsbereich der Niederhalterkraft für einen fehlerfreien Prozeß ein relativ großer Bereich, in dem eine konstante Niederhalterkraft über dem Stempelweg eingestellt werden kann, um das fiktive Grenzziehverhältnis $\beta_{f0,max}$ zu erreichen. Es stellt für einen solchen Prozeß kein erhebliches Problem dar, eine entsprechende Niederhalterkraft experimentell zu identifizieren. Darüber hinaus können die erforderlichen Niederhalterkräfte zur Vermeidung einer Faltenbildung erster Art beim Tiefziehen im Anschlag sowohl für rotationssymmetrische als auch rechteckige Ziehteile mit Hilfe einfacher Berechnungsansätze abgeschätzt werden /SIEB54, SENI56, GELE61, DUTS61, MEIE82, ZÜNK85/. Des weiteren existieren verschiedene Arbeiten, die diese Ansätze zur Abschätzung der spezifischen Anfangsniederhalterkraft durch empirisch ermittelte Konstanten verbessern /SOMM86, STOC99/.

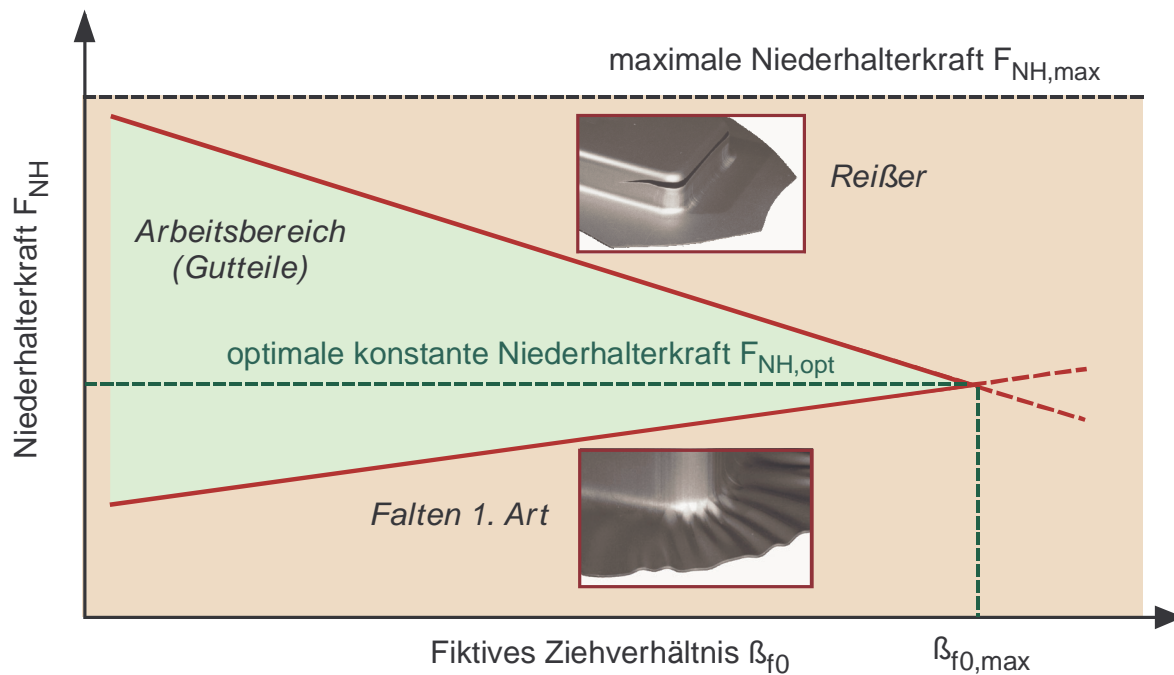


Abbildung 3.6: Prinzipielle Darstellung des Arbeitsbereiches (Gutteilfensters) beim Tiefziehen im Anschlag

In der industriellen Praxis wird überwiegend mit konstanter Niederhalterkraft gearbeitet, wenngleich SIEBEL schon 1954 nachwies, daß die Anzahl der möglichen Falten bei Ziehbeginn wesentlich geringer ist als gegen Ziehende /SIEB54/. Eine Unterdrückung von Falten kann also zu Beginn des Ziehvorganges mit kleinerer Niederhalterkraft bewirkt werden, wohingegen zum Ziehende eine höhere Niederhalterkraft erforderlich ist. Diese Tatsache führt zu der theoretischen Erkenntnis, daß zum Vermeiden der Faltenbildung im Flanschbereich eines Ziehteils in jeder von einem bestimmten Wert des Ziehweges h gekennzeichneten Flanscheinzugsphase ein anderer Wert für die Niederhalterkraft $F_{NH}(h)$ bzw. die Flächenpressung $p_{NH}(h)$ erforderlich ist.

Zur Bestimmung des erforderlichen Niederhalterkraftbedarfes während des Ziehprozesses wurden bereits eine Reihe von experimentellen Untersuchungen durchgeführt. Hierbei wurden in Abhängigkeit von der verwendeten Ziehteilgeometrie Arbeitsfelder für den Niederhalter-Kraft-Wegverlauf bezüglich der optimalen Umformung von Tiefziehteilen ohne Falten und Reißer ermittelt /ZÜNK73, BAUE90, YOSS92/. Diese Untersuchungen zeigen, daß durch eine gezielte Veränderung der Flächenpressung im Flanschbereich während des Ziehprozesses das Formänderungsvermögen des Werkstoffes positiv beeinflusst werden kann /WANG94-2/. Des weiteren kann durch eine wegabhängige Steuerung der Niederhalterkraft das Grenzziehverhältnis wesentlich gesteigert werden /ROME84, MANA87, AHME92, MUST93, AHME95-1, GUNN98/, wodurch unter Umständen die Einsparung einer Fertigungsstufe möglich ist. Weiterhin konnte nachgewiesen werden, daß eine gezielte Beeinflussung des Werkstoffflusses im Flanschbereich mit Hilfe einer prozeßbegleitenden Niederhalterdrucksteuerung ein Abstrecken des Bleches bewirkt, aus der eine mögliche Blecheinsparung von 2 % bis 8 % resultiert. Die stärkere Materialausstreckung bewirkt zudem eine zusätzliche Steigerung der Bauteil-

festigkeit /ROME84/. Demgegenüber bewirkt eine wegabhängige Steuerung der Niederhalterkraft unmittelbar oberhalb der Faltengrenze eine Reduzierung des Werkzeugverschleißes, was sich positiv auf die Lebensdauer bzw. die Wartungsintervalle der Tiefziehwerkzeuge auswirkt /ODEL77/.

In jüngster Zeit werden zunehmend FE-Systeme zur Festlegung von Niederhalterkraftverläufen über dem Ziehweg eingesetzt. Hierdurch soll der experimentelle Aufwand zur Erstellung einer optimalen Niederhalterkraftkurve reduziert werden /OSAK95, TRAV95, THOM98-1, ALTA99/. Von KÖSTERS /KÖST00/ wurde in diesem Zusammenhang ein Regler auf Basis der Fuzzy-Logik, welcher Prozeßgrößen anhand hinterlegter linguistischer Regeln verändert, in ein kommerzielles FEM-Programm implementiert. Hierdurch konnte nachgewiesen werden, daß Prozeßparameter nicht durch die Variation fester Randbedingungen anhand mehrerer Simulationsrechnungen sondern durch die Verwendung eigenständiger Regelalgorithmen innerhalb einer Simulationsrechnung ermittelt werden können. Die grundsätzliche Anwendbarkeit dieses Regelkonzeptes wurde anhand von numerischen und experimentellen Untersuchungen bestätigt.

3.3 Steuerung der Niederhalterkraft in Pressensystemen

Grundsätzlich werden Pressen- bzw. Werkzeugsysteme für das Tiefziehen in einfachwirkende und zweifachwirkende Systeme unterschieden. Diese sind in **Abbildung 3.7** dargestellt.

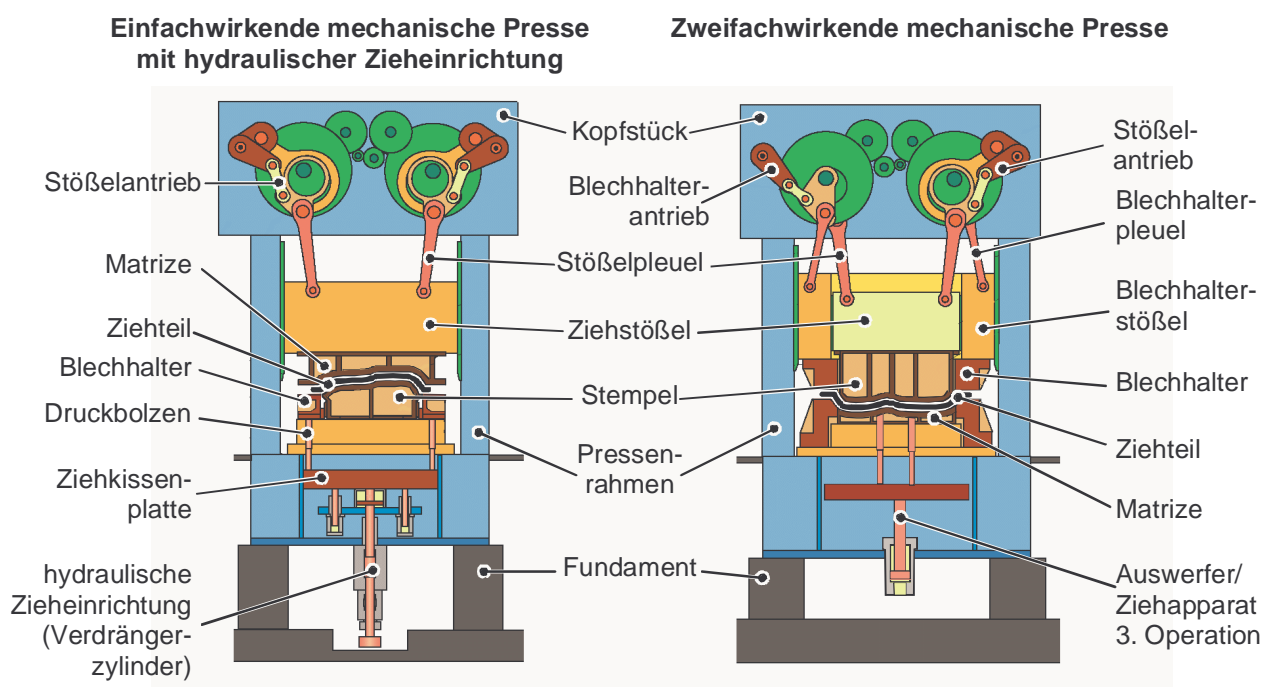


Abbildung 3.7: Prinzipieller Aufbau einer einfachwirkenden Presse (links) und einer zweifachwirkenden Presse (rechts) /SCHU96/

In den folgenden Abschnitten sollen die Funktionsweisen der unterschiedlichen Pressensysteme erläutert sowie Möglichkeiten zur Prozeßbeeinflussung anhand aktueller Entwicklungen aufgezeigt werden.

3.3.1 Einfachwirkende Pressen

Die Krafteinleitung für den Umformprozeß erfolgt bei dem Funktionsprinzip der einfachwirkenden Presse durch einen im Kopfstück der Presse untergebrachten Stößel, der die Kraft über die Matrize und den Niederhalter des Werkzeugs auf den Ziehapparat im Pressentisch überträgt. Der Ziehstempel und der Niederhalter des Ziehwerkzeugs stehen auf einer gemeinsamen Grundplatte ortsfest auf dem Pressentisch. Die Niederhalterkraft, die von der Zieheinrichtung im Pressentisch erzeugt wird, wird über Pinolen, die durch den Pressentisch und die Werkzeuggrundplatte ragen, auf den Niederhalter übertragen (vgl. Abbildung 3.7-links). Die Matrize ist am Pressenstößel befestigt. Zu Beginn des Umformprozesses wird die Platine zwischen Matrize und Niederhalter kraftschlüssig geklemmt und der Stößel der Presse verdrängt - gegen die nach oben wirkende Kraft der Zieheinrichtung - den Niederhalter über die Ziehmatrize in Richtung des Pressentisches. Durch die Abwärtsbewegung wird die Platine über dem ortsfest auf dem Pressentisch befindlichen Ziehstempel geformt und muß nach dem Umformprozeß für die Weiterbearbeitung in den folgenden Prozeßstufen nicht gewendet werden.

Die einfachste Möglichkeit zur Erzeugung der Gegenkraft des Niederhalters in einfachwirkenden Pressen ist die Verwendung von linearen Federn im Ziehapparat. Hierdurch wird die Klemmkraft des Niederhalters durch den Stößelweg bestimmt. Die Niederhalterkraftverläufe sind bei dieser Bauart jedoch weder über den Stempelweg noch lokal im Flansch variabel, sondern über die Gesamtfederkonstante fest vorgegeben. Industrieller Standard ist daher der Einsatz von pneumatischen oder hydraulischen Zieheinrichtungen. Am weitesten verbreitet sind allerdings die steuerbaren hydraulischen Zieheinrichtungen, was nicht zuletzt an der höheren Kraftdichte und den erforderlichen Vorspanndrücken der pneumatisch betätigten Zylindern liegt, die ein starkes Überschwingen der Niederhalterkraft nach dem Auftreffstoß bewirken /BOGO98/.

Der Auftreffstoß beim Tiefziehen auf einfachwirkenden Pressen entsteht beim Schließen des Werkzeuges. Nach dem Aufsetzen der am Stößel befindlichen Matrize auf dem mit dem Ziehapparat verbundenen Niederhalter, wird der ruhende Ziehapparat schlagartig auf die Geschwindigkeit des Stößels beschleunigt. Die Folge sind Kräfte, die weit oberhalb der eingestellten Niederhalterkräfte liegen und zur partiellen Zerstörung des Schmierfilms und der Blechoberfläche führen können. In jüngster Zeit wurden die Voraussetzungen geschaffen, den Ziehapparat kurz vor dem Schließen der Werkzeuge zu beschleunigen, damit dieser dem Pressenstößel voreilt (**Abbildung 3.8**). Hierdurch wird der harte Auftreffstoß vermieden und damit der wesentliche Nachteil einfachwirkender Pressen umgangen.

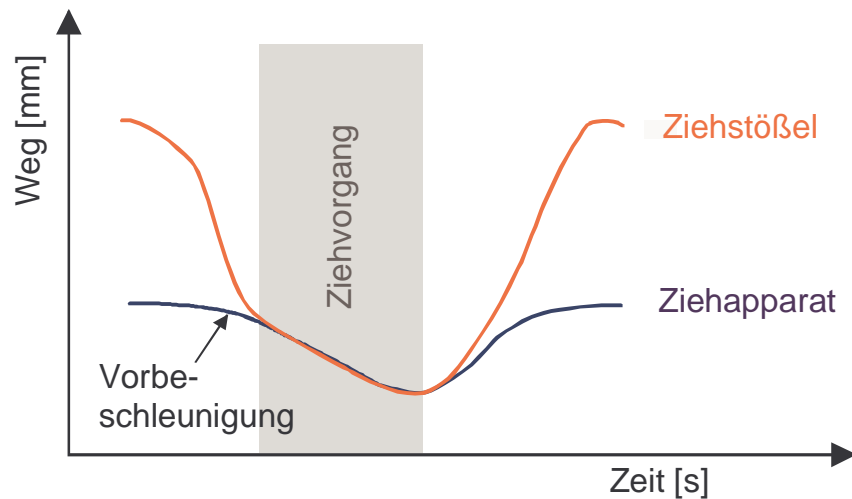


Abbildung 3.8: Prinzipielle Darstellung der Weg-Zeit-Kurve eines vorbeschleunigten Ziehapparates

Die gängigen hydraulischen Ziehvorrichtungen werden als Ein- oder Vierpunktziehkissen ausgeführt (**Abbildung 3.9**). Beim Einpunktziehkissen wird die Ziehkissenkraft über einen zentral unter dem Ziehkissen angeordneten Zylinder aufgebracht. Erforderlich ist hier in der Regel eine Führung des Ziehkissens, um eine Kippung der Ziehkissenplatte bei außermittiger Kräfteinleitung zu verhindern. Bei der Vierpunktziehvorrichtung ist an jeder Ecke des Ziehkissens ein Hydraulikzylinder angeordnet. Durch die Variation der einzelnen Zylinderkräfte kann die Verteilung der Pinolenkräfte in Grenzen beeinflusst werden. Der Vorteil beider Ausführungsvarianten (Ein- oder Vierpunktziehkissen) liegt in der einfachen und robusten Bauart.

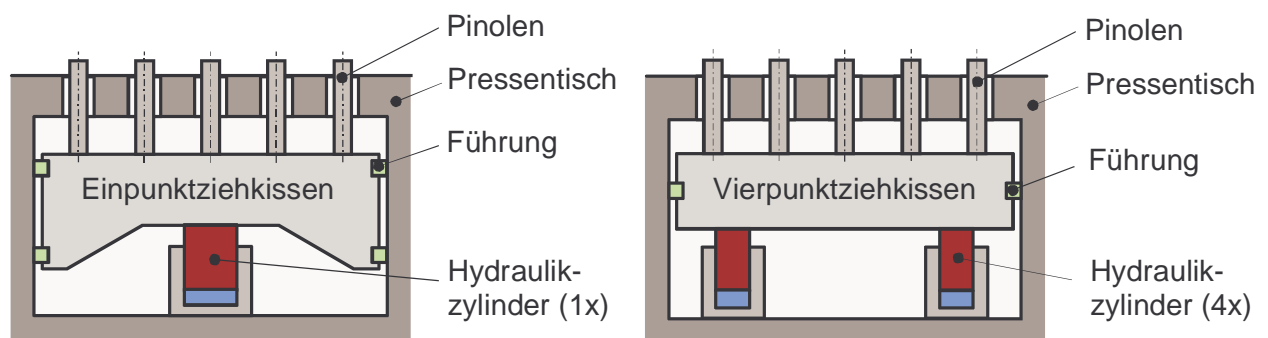
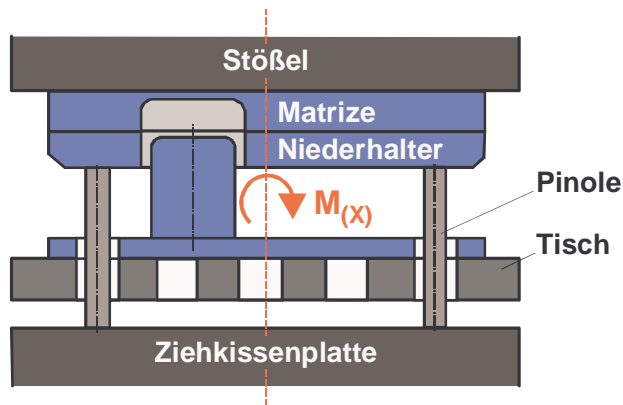


Abbildung 3.9: Prinzipielle Bauweise hydraulischer Ein- und Vierpunktziehkissen für einfachwirkende Pressen /nach HÄUS00/

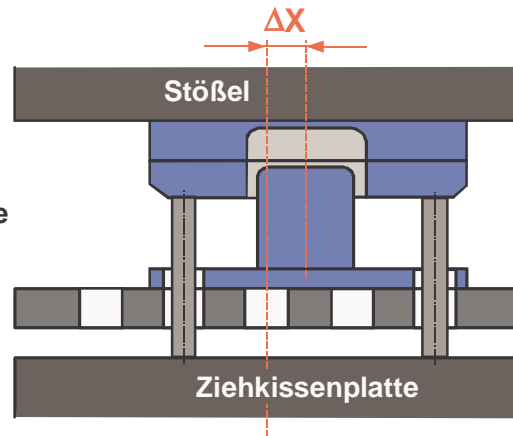
Trotz der unbestrittenen Vorteile einfachwirkender Pressen führen z.B. elastische Effekte von Pressentisch und -stößel sowie geometrische Ungenauigkeiten der Stößelführungen oftmals zu einem nicht reproduzierbaren Prozeß, da der Niederhalterdruck lokal nicht zu kontrollierenden Einflüssen unterliegt /THOM91, THOM94, PAHL94/. Durch einen Einarbeitungsprozeß werden daher die Umformwerkzeuge an die Eigenschaften der jeweiligen Umformmaschine angepaßt, um Beeinträchtigungen der Ziehteilqualität durch

eine unterschiedliche Niederhalterdruckverteilung infolge Kippung bzw. Tisch- und Stößeldurchbiegung zu vermindern. Jedoch bleibt die Problematik bestehen, daß die Niederhalterfunktion durch in Bewegung befindliche Bauelemente (Niederhalter auf Pinolen) ausgeübt wird, was eine gezielte Beherrschung des Materialflusses in kritischen Anwendungsfällen praktisch ausschließt (**Abbildung 3.10**).

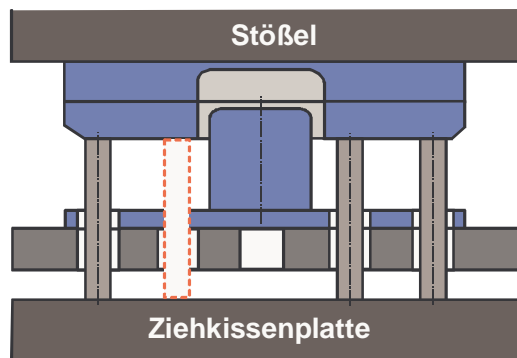
1) außermittiger Angriff der Ziehkraft



2) außermittige Werkzeug-Einbaulage



3) unsymmetrisches Pinolenbild



4) unterschiedliche Pinolenlängen

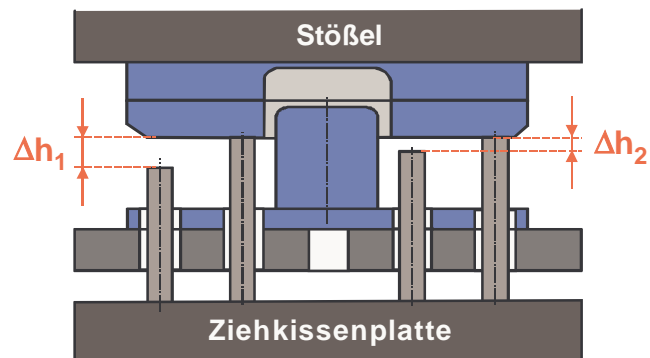


Abbildung 3.10: Prinzipielle Darstellung der Ursachen für eine mangelnde Prozessstabilität auf einfachwirkenden Tiefziehpressen mit Ziehkissen im Pressentisch /nach PAHL94/

Zur Kompensation derartiger Fehlereinflüsse existieren bereits Lösungen /DOEG90, PAHL95-1, PAHL95-2, STOC96, DOEG98/. Diese berücksichtigen jedoch nur einen Teil der auftretenden Instabilitäten während des Ziehprozesses, weshalb gesagt werden kann, daß durch einfachwirkende Pressen mit konventioneller pneumatischer oder hydraulischer Zieheinrichtung die Forderung nach gezielter Beeinflussung des Werkstoffflusses und damit gezielter Einstellung definierter, lokal unterschiedlicher Flächenpressungen im Flanschbereich des Ziehteils nicht hinreichend erfüllt werden kann. Eine Lösung dieses technischen Problems wird in dem Einsatz der Vielpunktzieh-technik gesehen (vgl. Kap. 3.3.3), bei der die Niederhalterkraft über möglichst viele unabhängig voneinander steuerbare Hydraulikzylinder aufgebracht wird /BIEL91,

PETT91, SCHN91/. Diese Lösung setzt allerdings je nach Komplexität der Niederhalterform eine relativ große Anzahl von Zylindern im Pressentisch voraus, wobei für jeden einzelnen Zylinder die optimale Krafteinstellung ermittelt werden muß. Begründet durch diesen erheblichen Aufwand besteht bei einigen Pressen die Möglichkeit einer steuerungstechnischen Kopplung mehrerer Zylinder, so daß diese über ein Proportional- bzw. Servoventil angesteuert werden können.

3.3.2 Zweifachwirkende Pressen

Beim Tiefziehen auf zweifach- oder auch doppeltwirkenden Pressen wird die Niederhalterkraft und die erforderliche Ziehkraft separat, d.h. durch unabhängig voneinander ansteuerbare Stößel aufgebracht. Diese Stößel (Niederhalter- und Ziehstößel) befinden sich im Kopfstück der Presse (vgl. Abbildung 3.7-rechts). Die Matrize und der Auswerfer befinden sich im Werkzeugunterteil auf dem Pressentisch. Während des Umformprozesses wird die Platine zwischen Niederhalter und Matrize geklemmt. Der separat angetriebene Stempel taucht von oben in das Unterwerkzeug ein und formt das Teil aus. Durch den entkoppelten Antrieb ist eine Steuerung der Niederhalterkraft über dem Umformweg relativ einfach zu realisieren. Daher werden zweifach wirkende Pressen auch häufig als Kopfpresen in Pressenstraßen eingesetzt, um die Hauptumformung durchzuführen. Ein weiterer Vorteil zweifachwirkender Pressen ist der geringe Auftreffstoß beim Schließen des Werkzeuges. Als Nachteile zweifachwirkender Pressen sind neben den relativ hohen Investitionskosten auch die eingeschränkten Möglichkeiten zur lokalen Niederhalterkrafteinleitung bei geometrisch unregelmäßigen Teilen zu nennen /NEUG95/. Darüber hinaus ist eine platz- und kostenintensive Wendevorrichtung notwendig, da das Tiefziehteil in der Regel für die nachfolgenden Schneid- und Umformoperationen, die auf preiswerteren einfachwirkenden Pressen durchgeführt werden, um 180° gedreht werden muß /SCHU96/.

Beim Einsatz einer zweifachwirkenden Presse mit hydraulisch angetriebenem Zieh- und Niederhalterstößel kann die Niederhalterkraft über dem Ziehweg durch maximal vier Druckzylinder in den Eckpunkten des Niederhalterstößels eingestellt werden, was bei einer mechanisch angetriebenen Presse nur bedingt über eine Regelung der Druckpunkte möglich ist /SCHN91/. Jedoch ist diese Einstellmöglichkeit bei komplizierten Tiefziehteilen in vielen Fällen nicht mehr ausreichend. Als Beispiel sei hier die Fertigung einer kompletten Pkw-Seitenwand genannt, die mit einem über den Umfang und über den Umformweg konstanten Niederhalterkraftverlauf kaum fehlerfrei herstellbar wäre. Hier geht die Entwicklung, gerade was die in den letzten Jahren neu aufgestellten Preßwerke im Automobilbereich betrifft, deutlich in Richtung der Verwendung von einfachwirkenden Pressen mit Vielpunktzieheinrichtungen.

3.3.3 Vielpunktzieheinrichtungen

Die Bestrebungen und Entwicklungen im Bereich des Karosseriebaus, mit dem Ziel möglichst viele Fügeoperationen im Rohbau durch eine tiefziehtechnische Herstellung von Großbauteilen zu reduzieren /PETR92/, führte zu der Forderung nach einer lokalen

Niederhalterkrafteinleitung bei der Herstellung komplexer Ziehteile und somit folglich zur Entwicklung von Vielpunktzieheinrichtungen.

Bei Vielpunktzieheinrichtungen wird die Niederhalterkraft nicht über einen zentralen Zylinder und eine starre Ziehkissenplatte auf die Pinolen und den Niederhalter übertragen, sondern über mehrere getrennt ansteuerbare Hydraulikzylinder /SIEG91, ZEID94, NEUG95, PAHL97, PAHL98-1, SIEG98-1, SIEG00/. Die flexibelste, aber auch aufwendigste und kostenintensivste Lösung stellt die Verwendung eines Hydraulikzylinders je Pinole dar (**Abbildung 3.11**).

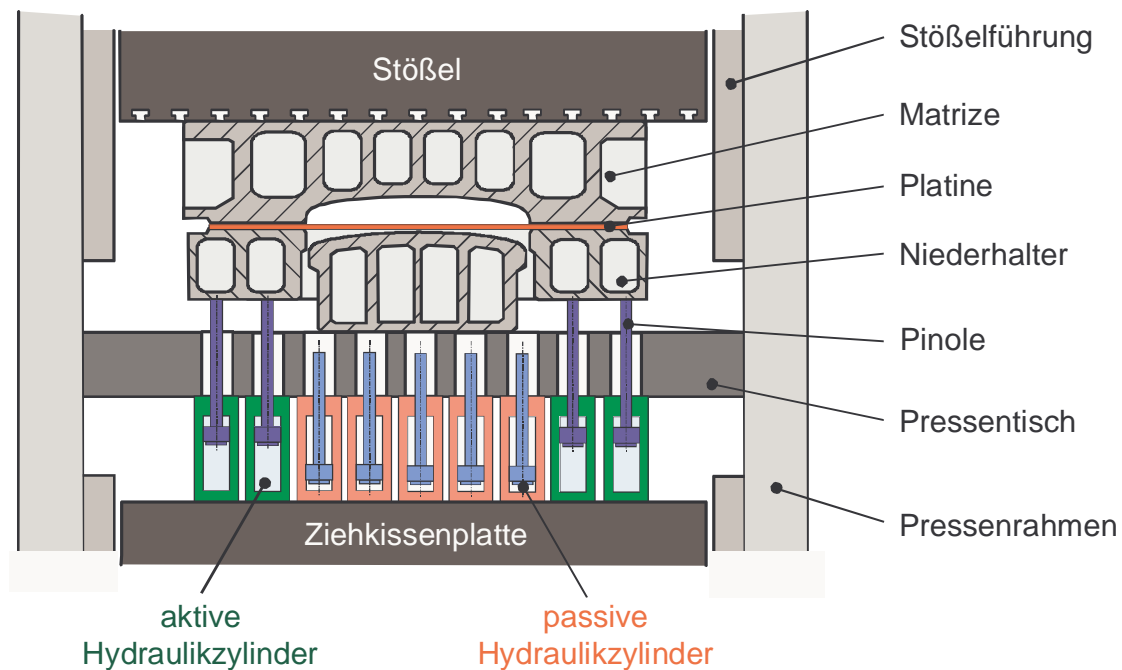


Abbildung 3.11: Funktionsprinzip einer hydraulischen Presse mit Vielpunktzieheinrichtung im Pressentisch /nach BIEL91/

Das mit dem Einsatz von Vielpunktzieheinrichtungen verfolgte Ziel ist die definierte maschinenseitige Einstellung der Niederhalterkraftverteilung über dem Umfang des Ziehteils. Ohne Vielpunktzieheinrichtung kann diese Verteilung nur statisch durch das Einarbeiten der Werkzeuge „eingestellt“ werden. Mit Vielpunktzieheinrichtungen läßt sich die Reproduzierbarkeit durch Überwachung und Regelung der Maschinengrößen erheblich verbessern. Wenig praxisgerecht und daher Problematisch ist jedoch die erheblich gesteigerte Komplexität bei der Ermittlung „optimaler“ Einstellgrößen, wenn man bedenkt, daß für jeden Zylinder der Vielpunktzieheinrichtung ein eigener Kraftverlauf über dem Ziehweg vorgegeben werden muß.

Bei neueren Entwicklungen am Institut für Umformtechnik und Umformmaschinen (IFUM) wird zur Lösung dieses Problems eine steuerungstechnische Kopplung mehrerer Zylinder der Vielpunktzieheinrichtung angestrebt, so daß diese über ein Servoventil angesteuert werden können. Hierdurch besteht bei einer 24-Punkt-Zieheinrichtung die Möglichkeit jeweils 4 Zylinder zu insgesamt 6 Gruppen zusammenzufassen, wodurch der

Aufwand für die Ermittlung der optimalen Krafteinstellung des Ziehapparates erheblich reduziert wird und eine ausreichende Flexibilität in bezug auf die örtliche Niederhalterkrafteinleitung bei ziehkritischen Teilen gewährleistet ist.

Ein mit den Vielpunktzieheinrichtungen eng verbundenes Problem ist die Kippung von Maschinenstößel und Niederhalter aufgrund der gezielt eingeleiteten ungleichmäßigen Kraftverteilung über dem Ziehteilumfang. In Fortführung der Basisideen der Vielpunktziehtechnik wurde diese daher um ein weiteres Pressenkonzept ergänzt (**Abbildung 3.12**).

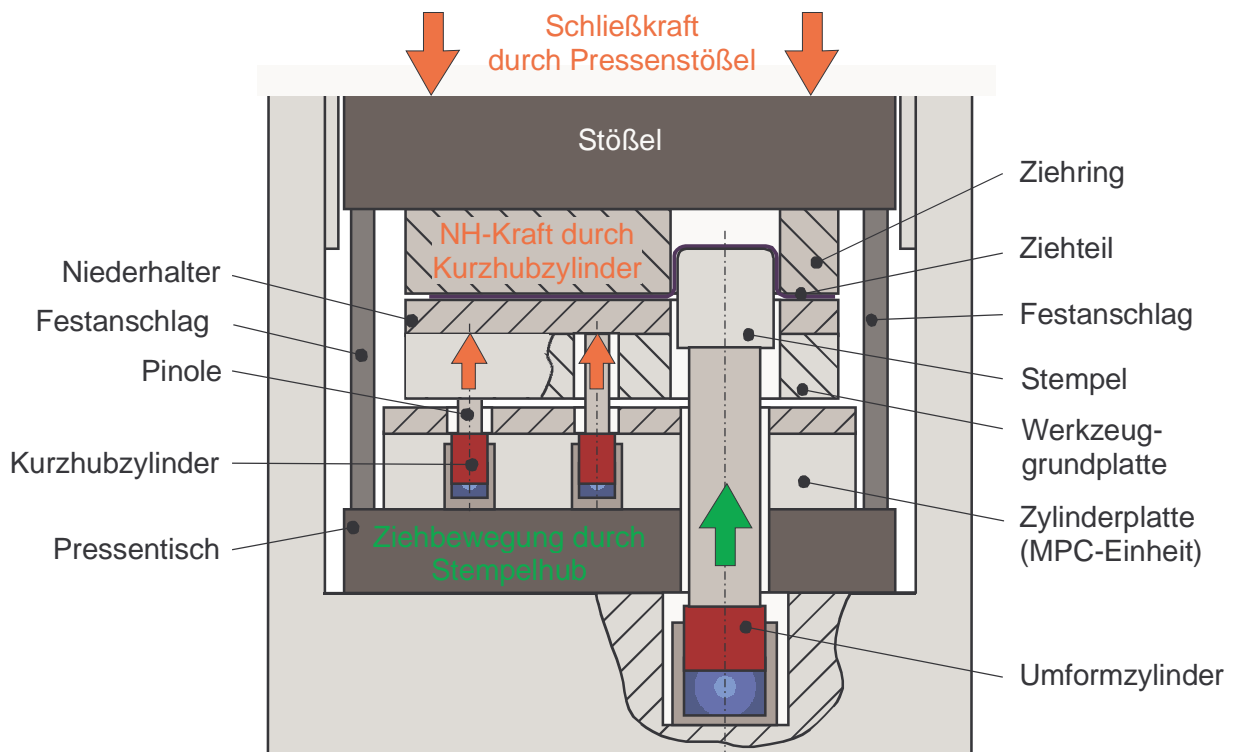


Abbildung 3.12: Prinzipielle Funktionsweise des „Gegenziehens“ am Beispiel der Herstellung von Edelstahlspülbecken mittels Vielpunktziehtechnik der Firma DIEFFENBACHER /nach PAHL98-2/

Die in Abbildung 3.12 dargestellte und als Multi-Point-Control (MPC) auf dem Markt verfügbare Ziehtechnik nutzt im Pressentisch eingebaute Hydraulikzylinder zur Niederhalterkraftaufbringung. Der Ziehring wird von dem Pressenstößel in eine durch Festanschläge festgelegte Position gefahren und dort kraftschlüssig fixiert, wodurch ein Verkappen verhindert wird. Hierdurch sind Ziehoperationen mit großen exzentrischen Lastschwerpunkten, wie sie zum Beispiel bei der Umformung von Edelstahlspülbecken auftreten, möglich. Die als Niederhalterpinolen von unten wirkenden Kurzhubzylinder bringen die bereichsweise unterschiedliche Niederhalterkraft auf. Der auf dem Umformzylinder befestigte Stempel wird nach oben in Richtung des Ziehringes verfahren und formt dabei das Ziehteil aus. Da die Wirkrichtung des Stempels der Wirkrichtung des Stößels entgegen gerichtet ist, spricht man in diesem Zusammenhang auch vom

„Gegenziehen“. Ein in ähnlicher Weise funktionierendes Wirkprinzip wurde bereits von BIELFELDT /BIEL89/ vorgestellt (**Abbildung 3.13**). Dieses arbeitet nach dem Prinzip der hydraulischen Druckwaage und entspricht dem Konstruktionsprinzip eines Koaxialzylinders. Wesentlicher Vorteil ist die deutlich günstigere Energiebilanz im Vergleich zu den Verdrängerverfahren /BIEL89, PETT91/.

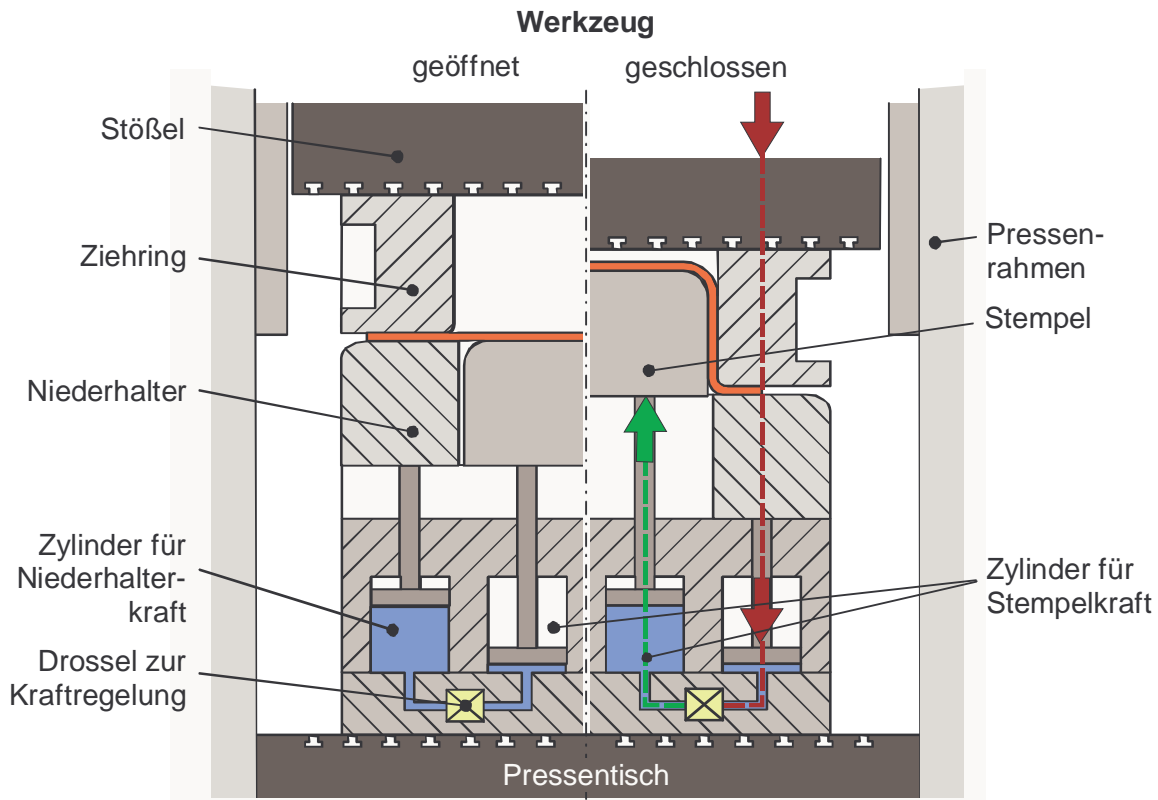


Abbildung 3.13: Prinzip des Gegenziehens /nach BIEL89/

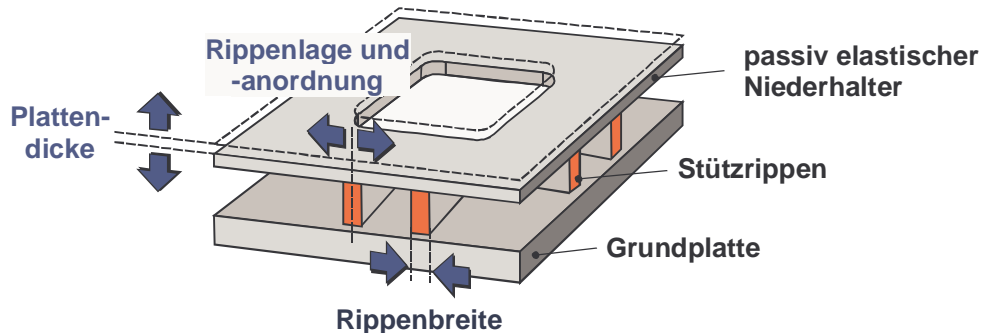
Anhand der Ausführungen wird ersichtlich, daß die lokale Steuerung des Werkstoffflusses durch den Einsatz von Vielpunktzieheinrichtungen ein Umdenken bei der Konstruktion von Umformwerkzeugen erfordert (vgl. Kapitel 3.4.2.2). Bei den bislang auf Vielpunktzieheinrichtungen eingesetzten Werkzeugen, wie sie auch beim Tiefziehen auf einfach- bzw. zweifachwirkenden Pressen mit konventionellen hydraulischen Einpunkt- oder Vierpunktziehkissen zum Einsatz kommen, wurden alle Komponenten des Werkzeuges möglichst steif ausgeführt. Diese Bauweise ist jedoch für die Vielpunktziehtechnik wenig geeignet, da sie eine lokale Niederhalterkraftänderung nicht oder nur bedingt in die Wirkzonen weiterleitet.

3.4 Werkzeugsysteme zur Optimierung des Tiefziehprozesses

Im folgenden soll auf Werkzeugsysteme eingegangen werden, die als kostengünstige Alternative zu den sehr teuren und teilweise komplexen Vielpunktzieheinrichtungen angesehen werden können, durch ihre Gestaltung bzw. Funktionalität eine Beeinflussung des Werkstoffflusses im Flanschbereich ermöglichen und somit eine Prozeßoptimierung

erlauben. Unterschieden werden müssen hierbei zwei Arten von Werkzeug- bzw. Niederhaltersystemen (**Abbildung 3.14**).

a) Niederhaltersystem zur passiven Prozeßbeeinflussung



b) Niederhaltersystem zur aktiven Prozeßbeeinflussung

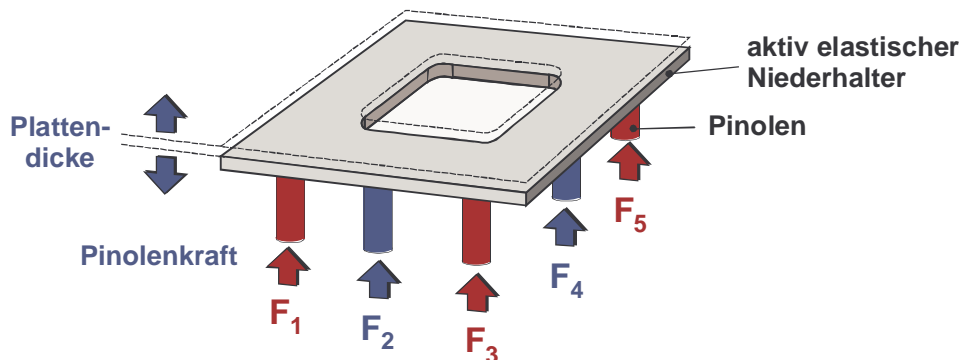


Abbildung 3.14: Prinzipielle Gegenüberstellung der Wirkungsweise von passiv (a) und aktiv (b) elastischen Niederhaltersystemen

Zum einen existieren Werkzeugsysteme, bei denen die Beeinflussung des Werkstoffflusses ausschließlich durch gestalterische und/oder konstruktive Maßnahmen am Niederhalter erfolgt. Man spricht in diesem Zusammenhang von Niederhaltersystemen zur passiven Prozeßbeeinflussung (Abbildung 3.14-a). Zum anderen existieren Werkzeug- bzw. Niederhaltersysteme, bei denen eine Prozeßbeeinflussung durch Stellglieder, die im Werkzeug integriert sind, erreicht wird. Mittels dieser Niederhaltersysteme kann der Tiefziehprozeß aktiv beeinflusst werden, weshalb man in diesem Fall von Niederhaltersystemen zur aktiven Prozeßbeeinflussung spricht (Abbildung 3.14-b).

3.4.1 Werkzeugsysteme zur passiven Einstellung der Flächenpressung im Ziehteilflansch

Erste Untersuchungen auf dem Gebiet des Tiefziehens mit elastischen Niederhaltern wurden von WIEST im Jahre 1942 für formschwierige Ziehtteile im Flugzeugbau durchgeführt /GROS56, GROS57/. Das Ziel der Untersuchungen war die Steuerung des Stoffflusses beim Tiefziehen, um auf die Anwendung von Ziehwalzen verzichten zu können. Ausgangspunkt für die Untersuchungen war die Tatsache, daß die damalig

verfügbaren Pressensysteme eine individuelle Anpassung der Niederhalterkraft an die Form des Ziehteils sowie eine Variierung des spezifischen Niederhalterdruckes über den Umfang des Zuschnitts nicht ermöglichten. WIEST kam der Forderung nach mehr Flexibilität in der Anlagentechnik erstmals entgegen, indem er den starren Niederhalter, üblicherweise aus Guß bzw. Stahlguß hergestellt, so gestaltete, daß dieser nur aus einer Platte bestand, die aus einem elastischen Werkstoff gefertigt wurde und nur so dick war, daß sie den unterschiedlichen Druckbeanspruchungen rings um den Umfang des zu ziehenden Teils elastisch nachgab. Als Werkstoff für den Niederhalter, wenn es sich um die Umformung von Aluminiumblechen handelte, wurde Obo[®]-Festholz (mit Kunstharz verleimte Holzfuniere) und bei Stahl- oder Messingblechen armiertes Festholz verwandt. Auf diese Festholzplatte drückten rings um das Ziehteil – nahe der Stempelöffnung – mehrere Drucksäulen, die durch entsprechende Gestaltung manuell gesteuert werden konnten. Sämtliche Drucksäulen besaßen ein gemeinsames Widerlager, von dem sie mit der notwendigen Gesamtkraft beaufschlagt wurden. Bei dieser Konstruktion bestand jedoch nicht die Möglichkeit, die durch die einzelnen Drucksäulen aufgebrachte Kraft in einfacher Weise zu bestimmen. Das Werkzeug konnte lediglich vom Einrichter ohne Kenntnis der erforderlichen Kraft eingestellt werden. Außerdem war es nicht möglich, die üblichen Pressen für diese Niederhalterbauform einzusetzen, da die sehr langen Druckstäbe Maschinen mit großen Einbauhöhen und einem entsprechenden Hub erforderten. Ein wesentlicher Vorteil dieser Niederhalterbauform war jedoch, daß bei formschwierigen Ziehteilen auf den Einsatz von Ziehwalzen vollständig verzichtet werden konnte, wengleich die Niederhalteraktivfläche aus Schicht- bzw. Festholz eine mangelnde Verschleißbeständigkeit aufwies. Weiterentwicklungen von GROSS /GROS56, GROS57/ führten schließlich dazu, daß ein derartiges Werkzeug auch für die üblichen mechanischen und hydraulischen Pressen verwendet werden konnte, da dieser die Bauhöhe des Niederhalters deutlich reduzierte.

Von CZUDEK /CZUD79/ wurden Untersuchungen mit einem in Umfangsrichtung elastischen Niederhalter durchgeführt. Diese Untersuchungen zeigten, daß mit Hilfe elastischer Niederhalter der Werkstofffluß erheblich optimiert und eine bessere Werkstoffausnutzung realisiert werden kann. Dies wurde anhand rotationssymmetrischer Ziehteile, die aus quadratischen Zuschnitten hergestellt wurden, nachgewiesen.

Untersuchungen mit Werkzeugen unterschiedlicher Elastizität zum Tiefziehen rotationssymmetrischer Ziehteile wurden ebenfalls von HERMANN /HERM81/ durchgeführt. Hierbei konnte festgestellt werden, daß selbst bei zu klein eingestelltem Ziehspalt elastische Werkzeuge kein Versagen des Ziehteils hervorrufen.

Von WITTHÜSER /WITT80/ wurde erstmalig ein elastischer Niederhalter entwickelt, bei dem sich eine dünne elastische Niederhalterplatte aus Stahl auf einem nachgiebigen Gummikissen gegenüber einer starren Grundplatte abstützt (**Abbildung 3.15**). Durch Vergleichsuntersuchungen mit einem konventionellen Niederhalter wurde überprüft, ob eine grundlegende Veränderung der Reibungsverhältnisse zwischen Ziehring und Niederhalter realisiert werden kann, um eine Optimierung des Werkstoffflusses zu erzielen.

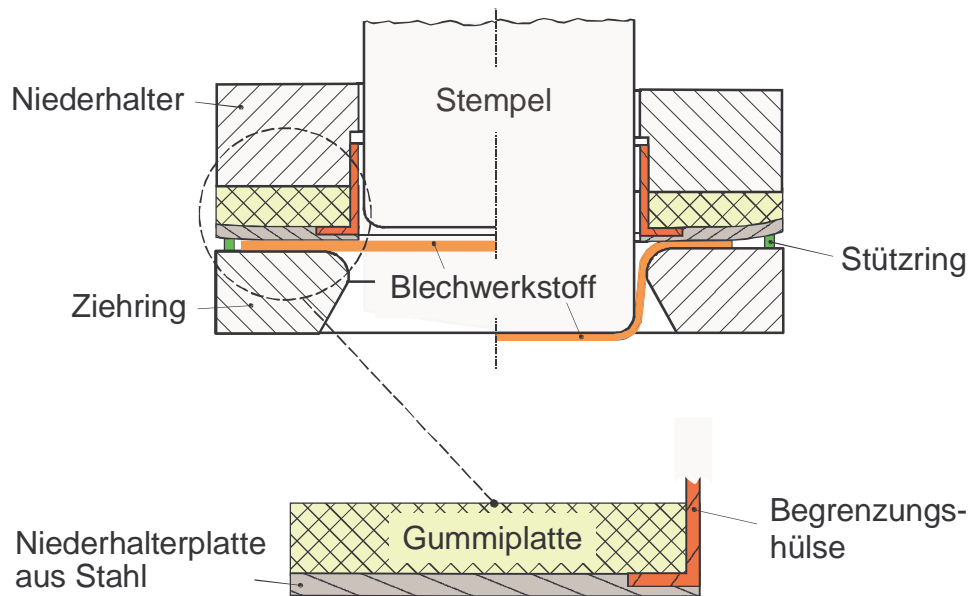


Abbildung 3.15: Prinzipieller Aufbau eines gummi-elastischen Niederhalters /nach WITT80/

Aufbauend auf den Erkenntnissen von WITTHÜSER optimierte SOMMER /SOMM86/ den gummi-elastischen Niederhalter und entwickelte spezifische Bauformen für das Tiefziehen rotationssymmetrischer und rechteckiger Ziehteile, um eine eigenständige Anpassung der Niederhalterkontur an die sich während des Ziehvorgangs ändernde Blechdicke im Ziehteilflansch zu erreichen und eine gleichmäßige Verteilung der Kontaktnormalspannung zu gewährleisten. In **Abbildung 3.16** ist die Bauform des gummi-elastischen Niederhalters zum Tiefziehen rechteckiger Ziehteile nach SOMMER dargestellt.

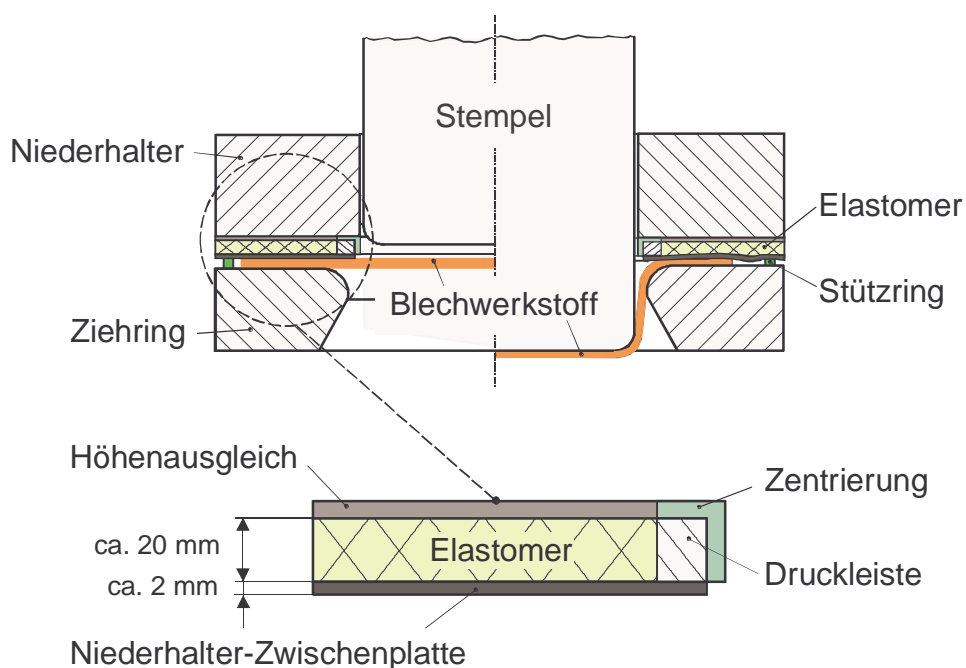


Abbildung 3.16: Gummi-elastischer Niederhalter für rechteckige Ziehteile /nach RAGA84 und SOMM86/

In praktischen Untersuchungen wurde von SOMMER nachgewiesen, daß sich durch die von ihm gewählte Bauform des Niederhalters geringere Anforderungen an die Einstellgenauigkeit des Niederhalterdrucks ergeben und darüber hinaus ein größeres Grenzziehverhältnis als beim Tiefziehen mit starrem Niederhalter erreicht wird. Des weiteren konnte er nachweisen, daß Maschinenkipnungen von bis zu 0,55 mm/m ausgeglichen werden können, wodurch eine Faltenbildung 1. Art unterdrückt wird und daraus eine Verbesserung der Ziehteiloberfläche im Flanscbereich resultiert /DOEG87, DOEG88/.

Als nachteilig bei der oben beschriebenen Bauform des elastischen Niederhalters stellte sich die überdimensionierte Abmessung der Gummipatte sowie die überhöhte Steifigkeit der Niederhalter-Zwischenplatte heraus. Bedingt durch die erwähnten Nachteile, erforderte diese Bauform den zusätzlichen Einsatz von Zentrierungen und Stützringen. Durch sie sollte ein Einfallen der geraden Seitenwände bzw. ein Durchbiegen des Zwischenblechs über die Kante des Flanschaußenrandes vermieden werden.

Basierend auf diesen Erkenntnissen wurde von STOCK eine optimierte Bauform eines gummi-elastischen Niederhalters konzipiert (**Abbildung 3.17**) /STOC96/.

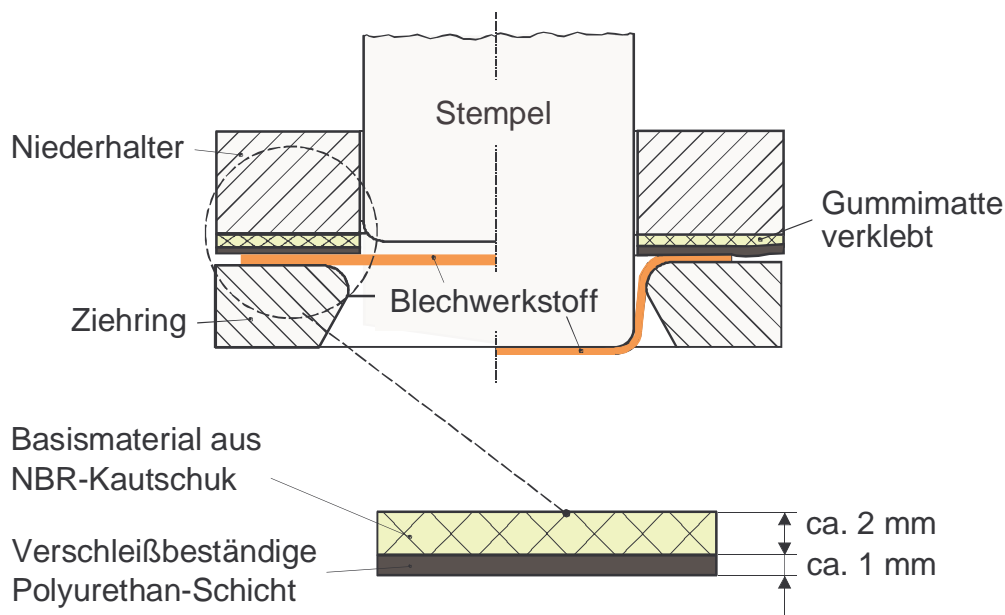


Abbildung 3.17: Bauvariante des elastischen Niederhalters mit Gummimatte und verschleißfester Kontaktschicht aus Polyurethan /STOC96/

Die Vorteile dieser Bauvariante liegen in dem relativ geringen Bauaufwand des Niederhalters, verglichen mit der Bauform nach SOMMER, bei gleichwertigem Ziehergebnis hinsichtlich Kompensation von Maschinenkipnungen und Verbesserung der Ziehteiloberfläche im Flanscbereich. Als nachteilig stellte sich die geringe Verschleißbeständigkeit des verwendeten Basismaterials aus NBR³-Kautschuk heraus. Weiterhin konnte festgestellt werden, daß durch den geringen Reibwert der Polyurethan-Schicht gegenüber Stahl der Flanscheinzug zwar erleichtert aber gleichzeitig auch die tangentielle Stauchung des

³ Nitril-Butadien-Rubber

Flansches, die zur Faltenbildung führt, zunimmt. Daher sollte der ideale gummi-elastische Niederhalter auf der Oberfläche so strukturiert sein, daß der Werkstoffeinzug in Fließrichtung begünstigt und in Querrichtung erschwert wird /STOC96/.

Von ZHARKOV /ZHAR92/ wurde die Möglichkeit einer passiven Einstellung der Niederhalterpressung auf zweifachwirkenden Pressen durch die Verwendung eines gummi-elastischen Elementes im Niederhalter beschrieben. Bei dieser Bauform ist der Niederhalter zweiteilig ausgeführt. Er besteht aus einer Niederhalterplatte, die auf die Platine drückt und dem elastischen Element, das zwischen der Niederhalterplatte und der Niederhaltergrundplatte angeordnet ist (**Abbildung 3.18**).

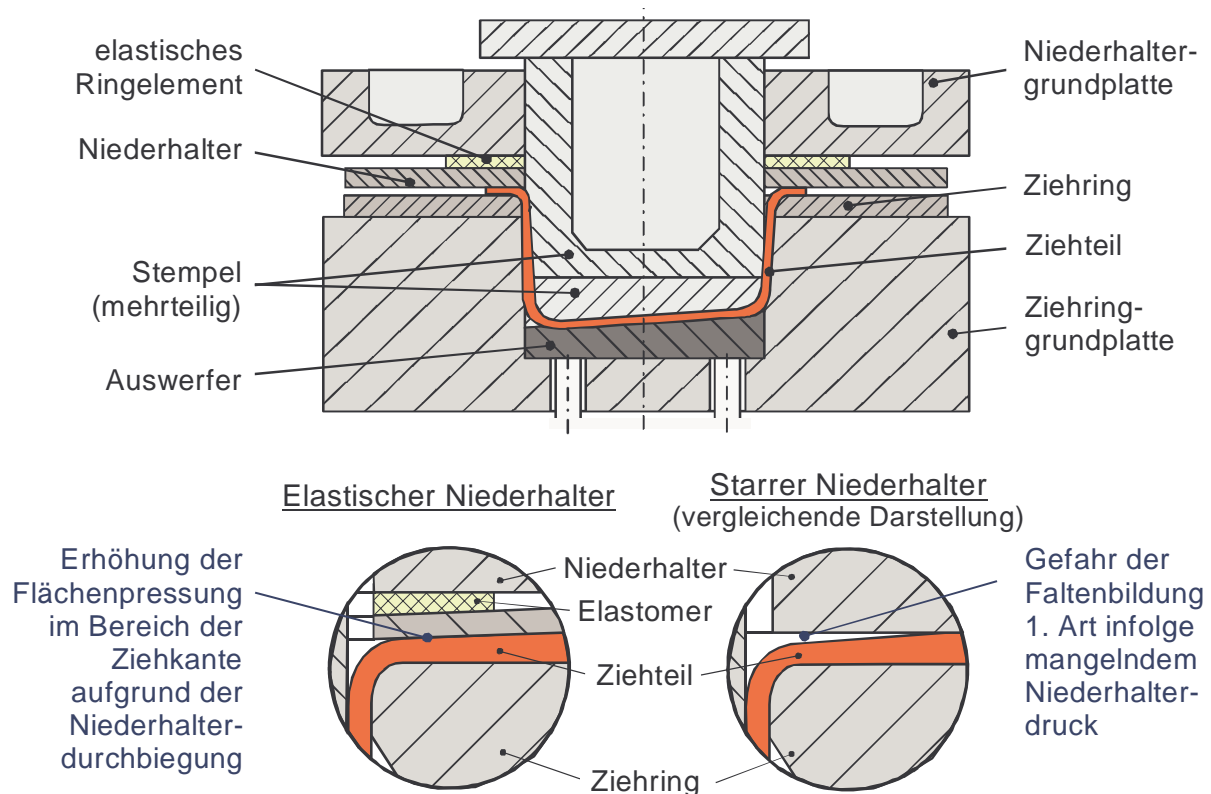


Abbildung 3.18: Tiefziehwerkzeug mit elastischem Element im Niederhalter für den Einsatz auf zweifachwirkenden Pressen /nach ZHAR92/

Die Auslegung des Niederhalters basiert auf der Grundüberlegung, daß bei der Umformung rotationssymmetrischer Ziehteile in Nähe der äußeren Flanschkontur der Werkstoff aufdickt und in Nähe der Ziehkante der Werkstoff ausdünn. Hierdurch verringert sich die Niederhalterpressung im Bereich der Ziehkante, was im Extremfall dazu führt, daß zwischen Niederhalter und Platine kein Kontakt mehr besteht, wodurch in diesem Bereich eine erhöhte Gefahr zur Faltenbildung 1. Art resultiert (Abbildung 3.18). Führt man die äußere Kontur des elastischen Elementes kleiner als den Platinenzuschnitt aus, so stellt sich aufgrund der Durchbiegung der Niederhalterplatte eine Flächenpressungsverteilung ein, bei der die größere Pressung im Bereich des Ziehringradius erzielt wird.

Die geeignete Größe der elastischen Elemente muß jedoch vor Inbetriebnahme des Werkzeuges experimentell ermittelt werden.

Aufbauend auf den Erkenntnissen der beschriebenen gummi-elastischen Niederhalter und dem erklärten Ziel, die Niederhalterelastizität in Abhängigkeit des umzuformenden Blechwerkstoffes individuell einstellen zu können, ohne diesen auswechseln zu müssen, wurde ebenfalls von Stock /STOC96, STOC97/ ein hydro-elastischer Niederhalter entwickelt (**Abbildung 3.19**). Bei dieser Niederhalterbauform bildet eine elastische, metallische Membran einen Hohlraum mit einer Tiefe von ca. 2 mm. Die Membran ist an der Innen- und Außenseite durch eine Schraubverbindung geschlossen und zur Grundplatte hin mit einer Flachdichtung versehen. Die elastische Membran besitzt eine Dicke von ca. 5 mm und kann sich während des Ziehvorgangs der Blechdickenänderung im Flansch anpassen. Über den einstellbaren Taschendruck können die Elastizität der Membran und der gleichmäßig auf den gesamten Flansch wirkende Anpreßdruck in Abhängigkeit vom umzuformenden Blechwerkstoff verändert werden.

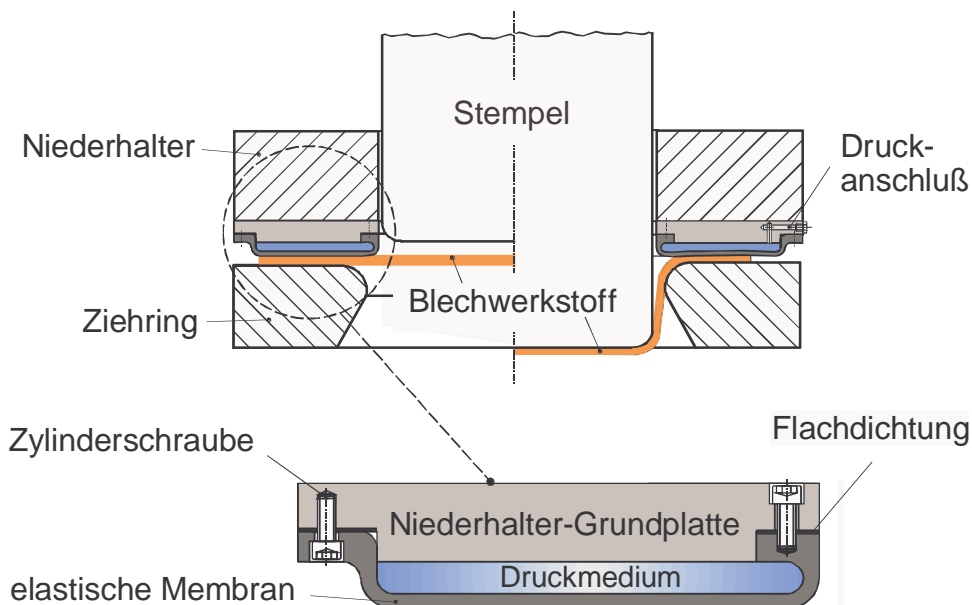


Abbildung 3.19: Aufbau des hydro-elastischen Niederhalters /STOC96, STOC97/

Aufgrund der getroffenen Aussagen zu den unterschiedlichen Bauformen passiv elastischer Niederhalter kann gesagt werden, daß mit relativ wenig Aufwand versagensfreie Bauteile mit verbesserter Qualität im Vergleich zum konventionellen Tiefziehen hergestellt werden können. Somit liegt der Gedanke nahe, diese Philosophie auf Produktionswerkzeuge zu übertragen. Da sich jedoch eine gummi-elastische Zwischenschicht oder eine gummi-elastische Unterlage für Produktionswerkzeuge aufgrund der geringen Verschleißbeständigkeit als nicht praktikabel erweist /THOM91/, sollen im folgenden Werkzeugsysteme erläutert werden, bei denen der Werkstofffluß lokal durch eine aktive Krafteinleitung beeinflusst werden kann.

3.4.2 Werkzeugsysteme zur aktiven Einstellung der Flächenpressung im Ziehteilflansch

Zur aktiven Beeinflussung der Flächenpressung im Ziehteilflansch wurden bereits eine Reihe von Werkzeugsystemen vorgestellt, die sich nahezu ausschließlich durch die Verwendung unterschiedlicher Druckmedien zur Niederhalterkrafteinleitung und der Anzahl der Krafteinleitungspunkte unterscheiden. Die überwiegende Anzahl dieser Werkzeugsysteme wurde jedoch mit der Zielstellung entwickelt, die Niederhalterkraft ziehwegabhängig zu steuern /ODEL77, ROME84, MANA87, AHME92, HARD92, MUST93, KERG93, AHME95-1, GUNN98/. Zweckmäßiger ist jedoch der Einsatz eines Niederhaltersystems, bei dem die Niederhalterkraft in Abhängigkeit des Stempelhubes für voneinander unabhängige Bereiche eingestellt werden kann. In diversen Untersuchungen wurde dieses entweder durch eine Segmentierung des Niederhalters oder durch die Verwendung einer mehr oder minder flexiblen Niederhalterplatte realisiert. Im folgenden sollen diese Werkzeugkonzepte eingehend beschrieben werden.

3.4.2.1 Werkzeugsysteme mit segmentiertem Niederhalter

Bei konventionellen Tiefziehwerkzeugen besteht der Niederhalter in der Regel aus einer einteiligen starr ausgelegten Platte, wodurch bei komplexen Ziehteilen mit partiell unterschiedlichem Materialeinzug die Einflußnahme auf den Prozeß eingeschränkt ist. Um die Beeinflussung des Materialeinzuges über die Niederhalterkraft zu ermöglichen, kann die Niederhalterfläche auf Basis zientechnischer Überlegungen in mehrere, getrennt ansteuerbare Segmente unterteilt werden /SIEG95, SIEG97, SIEG98-2, NINF98, POSS98, GRIE00/. Hierdurch können einzelne Bereiche des Bleches unterschiedlich stark mit einer während des Ziehvorgangs variierbaren Kraft beaufschlagt werden. Besonders vorteilhaft wirkt sich dieses Wirkprinzip auf Ziehteile aus, bei denen die Stempelbodenfläche nicht parallel zur Wirkebene „Niederhalter-Ziehring“ liegt. Unterschiedliche Haltedrucke können so das Nachfließverhalten des Werkstoffs bedarfsmäßig beeinflussen. Nachteilig können dabei die Trennfugen im Niederhalter durch Markenbildung auf dem Ziehteil in Erscheinung treten.

Mit der Zielsetzung, den Werkstofffluß zwischen Ziehring und Niederhalter lokal zu beeinflussen, um eine Erweiterung der umformtechnischen Grenzen zu erreichen, wurde von GRIESBACH /GRIE00/ ein Werkzeugsystem mit segmentiertem Niederhalter entwickelt, bei dem die Ansteuerung der Segmente über werkzeuginterne Hydraulikzylinder erfolgte (Abbildung 3.20).

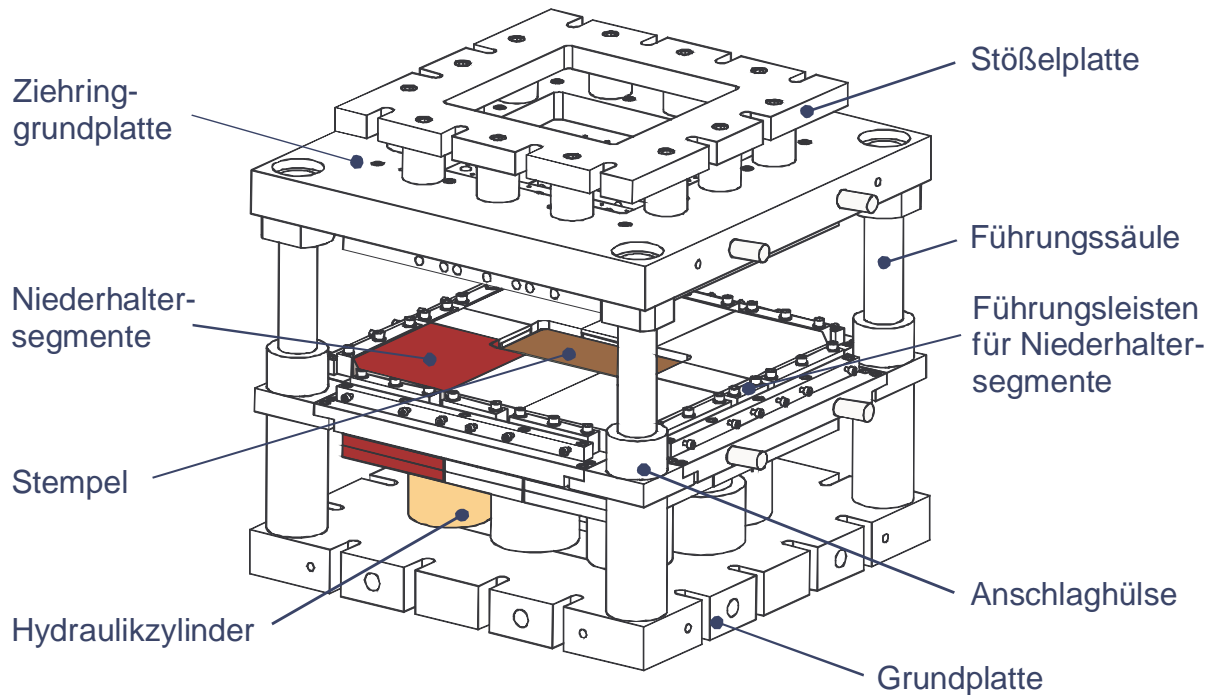


Abbildung 3.20: Tiefziehwerkzeug mit segmentiertem Niederhalter zur Prozeßregelung /nach GRIE00/

Die Ansteuerung der einzelnen Niederhaltersegmente erfolgte auf Basis einer Stoffflußmessung mittels in den Niederhaltersegmenten integrierter Sensoren, die eine ebene Bewegung des Bleches in eine rotatorische Bewegung einer Sensorkugel übertragen. Mit den gewonnenen Meßdaten der lokalen Materialbewegungen als Regelgröße und der bereichsweise differenzierten Niederhalterkraft als Stellgröße wurde ein Regelkreis aufgebaut, mit dem nachgewiesen werden konnte, daß Störgrößen im Prozeß durch eine lokal differenziert auf den Umformprozeß einwirkende Niederhalterkraft kompensiert werden können, was letztendlich eine Prozeßgrenzenerweiterung bewirkt.

Untersuchungen von NINFORGE und POSSEHN haben darüber hinaus gezeigt, daß eine Segmentierung des Niederhalters weitere Vorteile bei der Umformung von Tailored Blanks bietet /NINF98, POSS98/. So ist mit Hilfe des mehrteiligen Niederhalters neben der gezielten Krafteinleitung in Abhängigkeit der eingesetzten Blechwerkstoffe auch ein Ausgleich unterschiedlicher Materialstärken möglich /AHME94, AHME95-2, SHUL96/. Nachteilig ist jedoch, daß die Lage der Schweißnaht nicht frei gewählt werden kann. So besteht zum einen die Notwendigkeit, die Schweißnaht direkt unterhalb der Segmentstöße zu platzieren und zum anderen muß die Lage der Schweißnaht so gewählt werden, daß diese entlang einer Linie in die Matrize einläuft.

Ein ebenfalls segmentiertes Niederhaltersystem zur lokalen Beeinflussung der Flächenpressung über dem Ziehweg und dem Flanschumfang wurde von der ALUMINIUM COMPANY OF AMERICA zum Patent angemeldet /STOR88/. Dieser Niederhalter setzt sich aus einer Vielzahl von Segmenten zusammen, wobei jedes einzelne Segment separat mittels eines Hydraulikzylinders angesteuert werden kann (**Abbildung 3.21**).

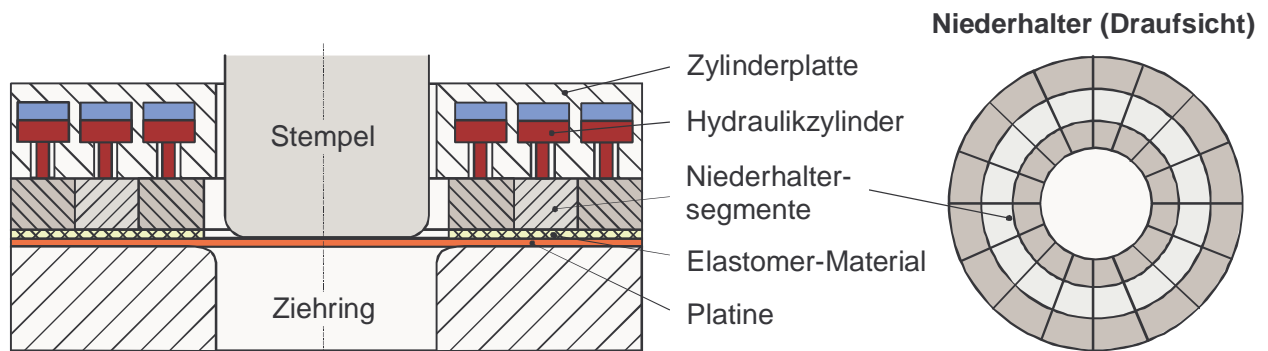


Abbildung 3.21: Aufbau eines segmentelastischen Vielpunktniederhalters zur lokalen Beeinflussung der Flächenpressung im Flanschbereich beim Tiefziehen von Aluminiumblechwerkstoffen /nach STOR88/

Dieser Niederhalter wurde speziell für die Umformung von Aluminiumblechwerkstoffen entwickelt, was u.a. den Einsatz einer Hartgummi-Platte als Niederhalteraktivfläche erforderte, damit sich infolge des Ziehprozesses keine Markierungen auf dem Ziehteil abbilden. Wenngleich die Möglichkeiten zur aktiven Beeinflussung des Werkstoffflusses sehr groß sind, muß an dieser Stelle der als nachteilig anzusehende hohe Steuerungsaufwand sowie die extrem hohe Anzahl möglicher Parameterkombinationen angeführt werden.

3.4.2.2 Werkzeugsysteme mit elastischem Niederhalter

Gegenwärtig werden auf Pressen mit Vielpunktzieheinrichtungen Werkzeugsysteme eingesetzt, die den gleichen Auslegungskriterien entsprechen wie die Werkzeuge die auf einfachwirkenden Pressen zum Einsatz kommen. Aufgrund dieser Tatsache muß für die Erzielung einer lokalen Werkstoffbeeinflussung mit einer überhöhten Niederhalterkraft gearbeitet werden, von der ein erheblicher Anteil für die elastische Verformung des Niederhalters verloren geht (unproportionales Verhalten). Für einen effektiven Einsatz von Vielpunktzieheinrichtungen besteht daher der Bedarf nach steifigkeitsoptimierten angepaßten Niederhaltersystemen mit lokal begrenzten Einflußbereichen, um alle technologischen Möglichkeiten der Vielpunktziehtechnik vollständig nutzen zu können.

Dieser Forderung ist THOMS /THOM93, THOM96/ durch die Entwicklung eines elastisch verrippten Niederhalters zur Kompensation elastischer Effekte der Umformmaschine (Tisch- und Stößeldurchbiegung) nachgekommen (**Abbildung 3.22**).

Der Grundgedanke dieses Werkzeugkonzeptes basiert auf der Auslegung eines biegesteifen Balkens mit definierten Gelenkpunkten. Die Gelenke wurden fertigungstechnisch durch eine geometrische Aussparung in der Verrippung des Niederhalters realisiert (Abbildung 3.22). Die Niederhalterkrafteinleitung erfolgt über diese Gelenkpunkte, wodurch eine Kräfteinleitung senkrecht zur Blechoberfläche auch bei maschinenbedingten Störeinflüssen (Tisch- und Stößeldurchbiegung) gewährleistet wird. Zwischen den einzelnen Kräfteinleitungspunkten werden biegesteife Elemente verwendet, die eine Durchbiegung vermeiden sollen.

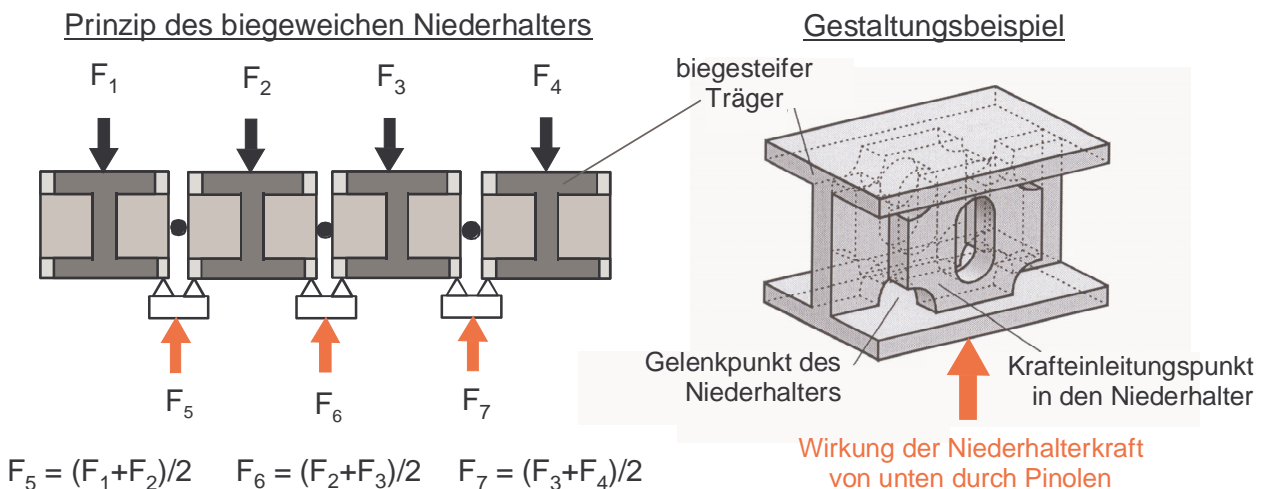


Abbildung 3.22: Prinzip des biegeweichen Niederhalters mit Gelenkpunkten zur Kompensation elastischer Effekte der Umformmaschine /THOM98-2/

Von KERGEN ET. AL. wurde ein Werkzeugsystem vorgestellt, mit dem eine Anpassung der Niederhalterkraft sowohl über dem Ziehweg (zeitabhängige Niederhalterkrafteinleitung) als auch lokal im Flanschbereich (ortsabhängige Niederhalterkrafteinleitung) ermöglicht wird /KERG96/. Die Krafteinleitung erfolgt über im Werkzeug integrierte Hydraulikzylinder, die unmittelbar auf die Niederhalterplatte wirken. Diese Niederhalterplatte kann mit einer Dicke von 100 mm /DESC00/ jedoch als steif betrachtet werden, was die lokale Einwirkung der Niederhalterkraft stark beeinflusst, wenngleich der Nachweis erbracht werden konnte, daß Ziehtiefensteigerungen möglich sind. Bestätigt werden diese Ergebnisse durch die Untersuchungen von THOMAS und ALTAN /THOM98-1/, die die resultierende Flächenpressung am Niederhalter bei lokaler Krafteinleitung mittels FE-Simulation ermittelten. Anhand der FE-Berechnungen konnte nachgewiesen werden, daß durch eine lokale Niederhalterkrafteinleitung Spannungsspitzen infolge Materialaufdickung oder Faltenbildung vermieden werden, wodurch Ziehtiefensteigerungen von bis zu 25 % möglich sind. Durch eine zusätzliche steifigkeitsoptimierte Auslegung könnte in diesem Zusammenhang unter Umständen eine noch deutlichere Ziehtiefensteigerung erwartet werden.

Untersuchungen zur Analyse des Einflusses der Niederhalterdicke auf das Ziehergebnis beim Ziehen mit Vielpunktziehvorrichtungen wurden von BRÄUNLICH und KLOSE /BRÄU96, KLOS96/ durchgeführt. Eine wesentliche Erkenntnis dieser Untersuchungen war, daß eine Erhöhung der Ziehtiefe mit Reduzierung der Niederhalterplattendicke möglich ist. Als Ursachen konnten eine Verringerung der mittleren Flächenpressung und eine Reduzierung der Anzahl der partiell auftretenden Druckmaxima zwischen Niederhalter, Werkstückflansch und Matrize nachgewiesen werden.

Von SIEGERT ET. AL. /SIEG98-1, SIEG98-3/ wird ein segmentelastischer Niederhalter vorgestellt (**Abbildung 3.23**), der aus einzelnen unabhängig voneinander ansteuerbaren Segmenten aufgebaut ist.

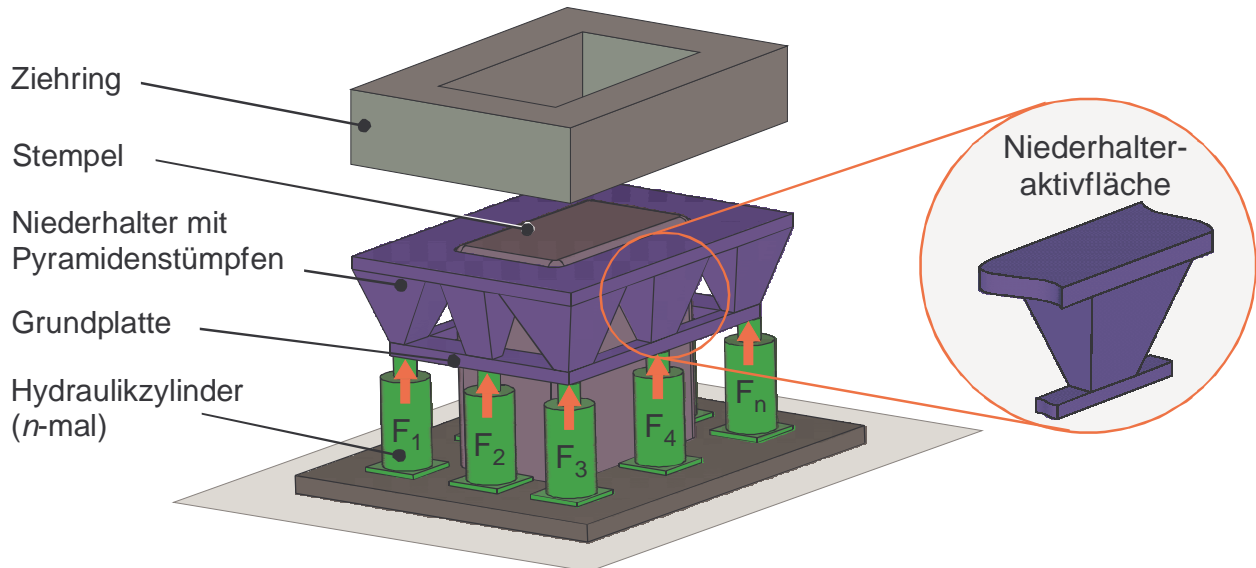


Abbildung 3.23: Prinzip des segmentelastischen Niederhalters mit Pyramidenstümpfen /nach SIEG98-1/

Die Segmente des Niederhalters sind jeweils der Pinole einer Vielpunktzieheinrichtung bzw. im Werkzeug integrierten Hydraulikzylindern zugeordnet. Die Geometrie eines Segmentes entspricht einem auf dem Kopf stehenden Pyramidenstumpf. Die einzelnen Segmente sind durch eine Deckplatte, welche die Niederhalteraktivfläche bildet, miteinander verbunden. Hierdurch erhält man steife Segmente, die, ähnlich dem Konzept von THOMS /THOM93/ (vgl. Abbildung 3.22), durch Bereiche geringerer Biegesteifigkeit aneinander gekoppelt sind.

In **Abbildung 3.24** ist das Prinzip des segmentelastischen Niederhalters mit Pyramidenverrippung dargestellt. In jede Pyramide wird eine definierte Niederhalterkraft eingeleitet, so daß sich definierte Kraftbeaufschlagungen an den zugehörigen Niederhalterflächen einstellen lassen und die Flächenpressung der Nachbarsegmente nur geringfügig beeinflusst wird. Dies ist insbesondere für den Einsatz auf Vielpunktzieheinrichtungen interessant, da hier eine direkte Zuordnung der Flächenpressung eines Segmentes zu der dazugehörigen Pinolenkraft insbesondere bei der Steuerung des Werkstoffflusses erforderlich ist.

Zur Dimensionierung des Niederhalters wurden umfangreiche Untersuchungen von HOHNHAUS /HOHN99/ durchgeführt. Als Beurteilungskriterium für die Wirksamkeit wurde hierbei in erster Linie die Flächenpressungsverteilung im Vergleich zu einem starren Niederhalter herangezogen.

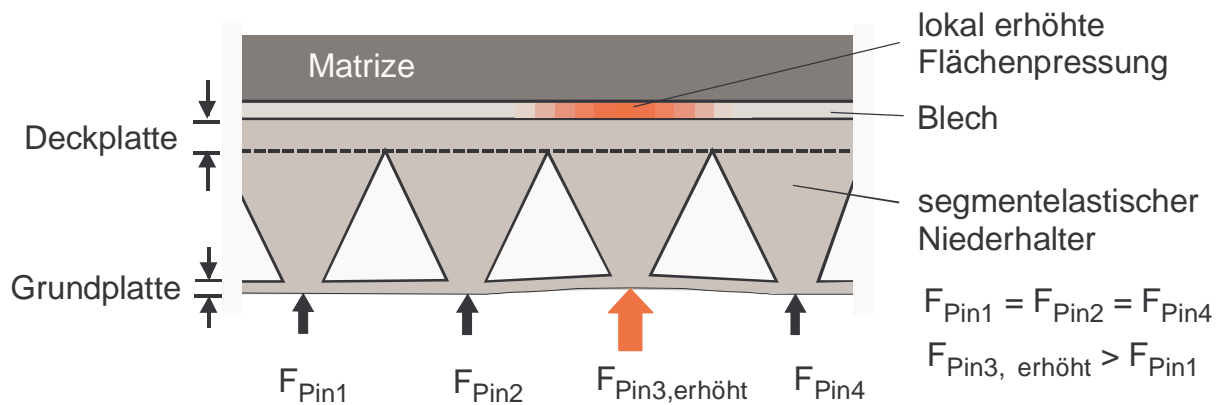


Abbildung 3.24: Prinzip des segmentelastischen Niederhalters /HAÜS00/

Wenngleich das vorgestellte Niederhaltersystem als eine durchaus vielversprechende Lösung angesehen werden kann und eine industrielle Umsetzung aussichtsreich erscheint, müssen noch offene Fragestellungen in bezug auf die Erweiterung der umformtechnischen Grenzen und die Auswirkungen auf die Ziehteilqualität geklärt werden. Auch konstruktive Aspekte bedürfen einer näheren Untersuchung. Insbesondere die in der industriellen Praxis weitverbreiteten nicht-planaren Werkzeugaktivflächen von Niederhalter und Ziehring können zu einem erheblichen konstruktiven Aufwand führen, um die sehr hohen Scherspannungen, die bei lokaler Niederhalterkrafteinleitung in der Deckplatte entstehen werden, zu kompensieren. Die Tatsache, daß der segmentelastische Niederhalter gießtechnisch hergestellt wird, erschwert diesen Sachverhalt und begrenzt die konstruktiven Freiheiten. Anzumerken ist auch die geringe Flexibilität des Systems, da der Niederhalter für ein bestimmtes Pinolenbild gefertigt wird und bei einem Wechsel der Produktionspresse, die eventuell ein anderes Pinolenbild aufweisen kann, nicht mehr einsetzbar ist. Wenngleich sich die Niederhalterkrafteinleitung auch über im Werkzeug integrierte Hydraulikzylinder realisieren läßt /FISC00/, ist man dennoch bei der Auswahl der Presse, aufgrund der Bauhöhe des Niederhalters infolge der geometrischen Abmessung der Pyramidenstümpfe, eingeschränkt.

Die Ausführungen zu den bekannten Werkzeugsystemen haben gezeigt, daß durchaus vielversprechende Ansätze für die Entwicklung einer neuen Generation von Tiefziehwerkzeugen existieren. Die Problematik der beschriebenen Werkzeugkonzepte liegt jedoch häufig in der individuellen und lokalen Einleitung der Niederhalterkraft für beliebige Formteile. Weiterhin sind diese Systeme häufig inflexibel, d.h. lediglich für einen Pressentyp ausgelegt. Systematische Untersuchungen in bezug auf die Auswirkung einer lokal wirkenden Niederhalterkraft auf die Ziehteilqualität fehlen nahezu gänzlich. Die Vielzahl der unterschiedlichen Konzepte und die Anzahl der Untersuchungen auf dem Gebiet der Vielpunktzieheinrichtungen zeigt auch, daß noch etliches an Innovationsarbeit zu leisten ist, damit diese Technologie eine breite Anwenderakzeptanz findet.

4 Zielsetzung und Vorgehensweise

4.1 Zielsetzung

Im Rahmen dieser Arbeit sollen theoretische und experimentell nutzbare Grundlagen für die Auslegung und den Einsatz von passiv und aktiv elastischen Niederhaltern erarbeitet werden. Ziel ist die Beeinflussung der lokalen Flächenpressung im Flanschbereich als Funktion des Werkstück-Werkstoffverhaltens beim Tiefziehen durch eine steifigkeits-optimierte Dimensionierung des Niederhalters.

Unter Berücksichtigung der in der Praxis weit verbreiteten einfachwirkenden Pressen mit hydraulischer Zieheinrichtung im Pressentisch und dem Trend zu anspruchsvollen Vielpunktzieheinrichtungen besteht die Zielsetzung darin, optimale Lösungen für beide Varianten zu finden. Für passiv wirkende bzw. aktiv beeinflussbare elastische Niederhaltersysteme sollen Lösungen erarbeitet und optimiert werden.

Das Prinzip des passiv elastischen Niederhalters soll auf einfachwirkenden Pressen mit hydraulischem Zieheinrichtungen zum Einsatz kommen. Die notwendigen Flächenpressungen stellen sich durch die definierte Elastizität des Niederhalters eigenständig während des Ziehprozesses ein. Im Gegensatz zu konventionellen starren Systemen werden auf diese Weise lokale Nachgiebigkeiten in den Niederhalter integriert, von denen erwartet wird, daß sie positive Auswirkungen auf die Prozeßgrenzen und die Ziehteilqualität haben.

Ein aktiv beeinflussbarer elastischer Niederhalter soll ebenfalls entwickelt und auf seine Wirksamkeit hin untersucht werden. Der Kraftfluß, der bis heute über steife Werkzeugkomponenten erfolgt und somit die Beeinflussungsmöglichkeit durch die Vielpunktzieh-technik stark einschränkt, soll durch eine definierte Elastizität des Niederhalters in einem großen Bereich variiert werden können. Unter Nutzung der Kraft-Weg-Steuerung jedes Zylinders einer im Werkzeug integrierten Vielpunktzieheinrichtung soll ferner ein Nachweis zur Anpassung der optimalen Flächenpressung über dem Ziehweg erbracht und somit die Voraussetzung für eine künftige In-Prozeß-Regelung erarbeitet werden. Die hier entwickelte Versuchstechnik repräsentiert somit eine moderne, zukunftsorientierte Ziehtechnik.

4.2 Vorgehensweise

In **Abbildung 4.1** ist die Vorgehensweise mit den einzelnen Arbeitsschritten zusammenfassend dargestellt.

In einem ersten Arbeitsschritt soll für einen passiv elastischen Niederhalter mit ebener Niederhalterfläche ein analytischer Berechnungsansatz zur Ermittlung der lokalen Durchbiegungen am Niederhalter vorgestellt werden. Dieser Ansatz dient zur Auslegung elastischer Niederhalter mit planarer Niederhalteraktivfläche. Die Wirksamkeit soll anhand experimenteller Untersuchungen nachgewiesen werden. Als Beurteilungskriterien werden herangezogen:

- die Ermittlung der Arbeitsbereiche/Gutteilfenster von konventionell starren und passiv elastischen Niederhaltersystemen,
- die Analyse der Blechdickenänderungen infolge der Umformung mit starrem und passiv elastischem Niederhalter,
- die Untersuchung der Möglichkeit zur Kompensation von Maschinenkippen durch den Einsatz passiv elastischer Niederhaltersysteme

sowie

- Untersuchungen zum Werkstofffluß respektive der über den Niederhalter eingeleiteten Kontaktnormalspannungen im Flanschbereich.

Basierend auf diesen grundlagenorientierten Untersuchungen erfolgt in einem zweiten Arbeitsschritt die Auslegung eines passiv elastischen Niederhalters mit nicht-planarer Niederhalterfläche (3D-Kontur). Da die Auslegung bei einer derartigen Niederhalterkontur nicht ausschließlich mit analytischen Berechnungsmethoden erfolgen kann, wird die Auslegung im vorliegenden Fall mit Hilfe der FE-Simulation durchgeführt. Zum Einsatz kommt hier das FEM-Programm PAM-STAMP. Mit Hilfe dieses FE-Systems erfolgt die Umformsimulation zur Optimierung der Anordnung und Lage der Stützrippen sowie die Auslegung der Niederhalterplattendicke. Basierend auf den Ergebnissen dieser FE-Berechnungen erfolgt die konstruktive Umsetzung des passiv elastischen Niederhalters mit unebener Niederhalterform. Durch experimentelle Untersuchungen wird der Nachweis der Wirksamkeit im Sinne einer Prozeßgrenzenerweiterung durch den Einsatz elastischer Niederhalter erbracht.

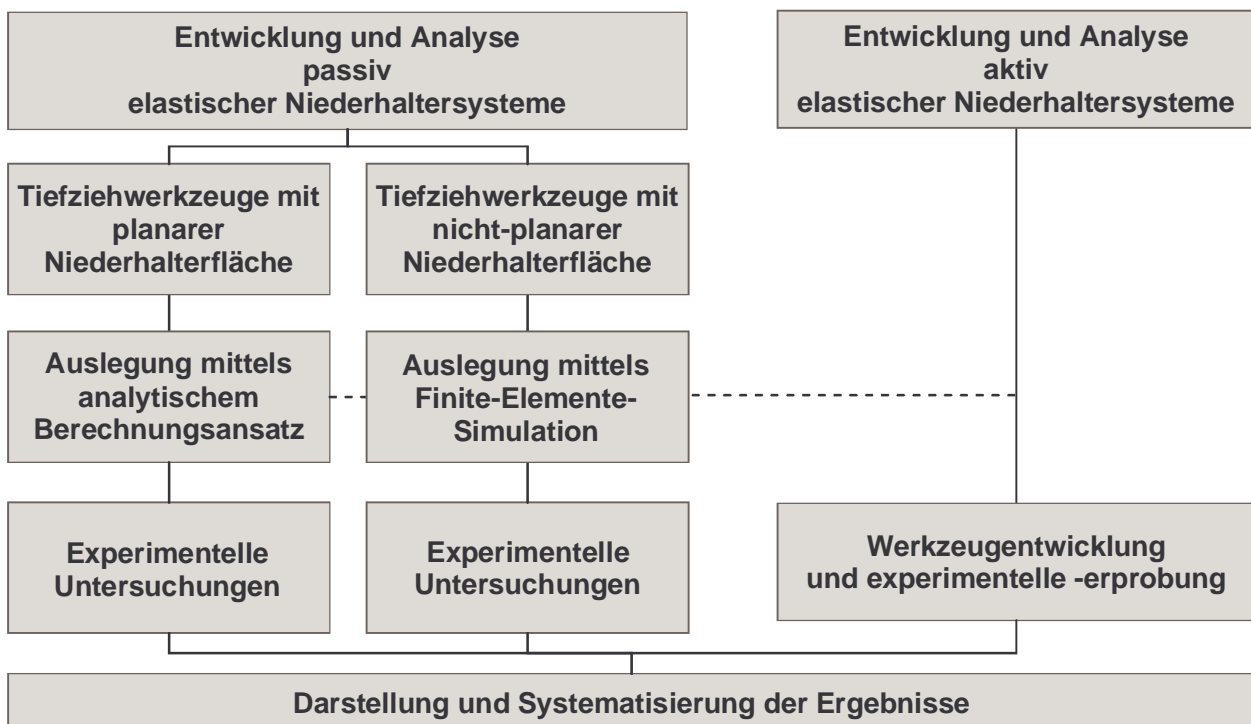


Abbildung 4.1: Vorgehensweise

Anhand eines pressenunabhängigen Werkzeugsystems mit integrierten Hydraulikzylindern, mit denen die Niederhalterkraft lokal beeinflusst werden kann, soll eine flexible und kostengünstige Werkzeugalternative zu den existierenden Pressen mit Vielpunktzieh-einrichtung untersucht werden. Anhand dieses sogenannten „aktiv elastischen“ Niederhaltersystems soll der Nachweis erbracht werden, daß die lokale Beeinflussung des Werkstoffflusses mittels aktiv elastischem Niederhalter zur Steigerung der Prozeßgrenzen und Verbesserung der Maß- und Formgenauigkeit der hergestellten Werkstücke beiträgt.

Abschließend wird analysiert, inwieweit mittels aktiv elastischem Niederhalter die Umformung der in der industriellen Praxis weitverbreiteten Tailored Blanks ohne Einarbeitung des Niederhalters, des Stempels und/oder des Ziehringes möglich ist. Hierfür werden sowohl Tailored Blanks mit definierter Schweißnahtlage senkrecht zur Ziehkante als auch Tailored Blanks mit beliebiger Schweißnahtlage eingesetzt. Diese Untersuchungen sollen den Nachweis der Erweiterung der Anwendungsbereiche einerseits und den Nachweis der Reduzierung des Einarbeitungsaufwandes andererseits erbringen.

4.2.1 Eingesetzte Versuchstechnik

Die experimentellen Untersuchungen wurden auf einer hydraulischen Tiefziehpresse des Herstellers HYDRAP PRESSEN, Typ HPDZb 63, durchgeführt (**Abbildung 4.2**). Diese Doppelständerpresse erreicht eine maximale Stößelkraft von 630 kN und eine maximale Ziehkissenkraft von 400 kN. Weitere technische Daten der Ziehpresse sind tabellarisch in **Anhang A-1** aufgeführt.

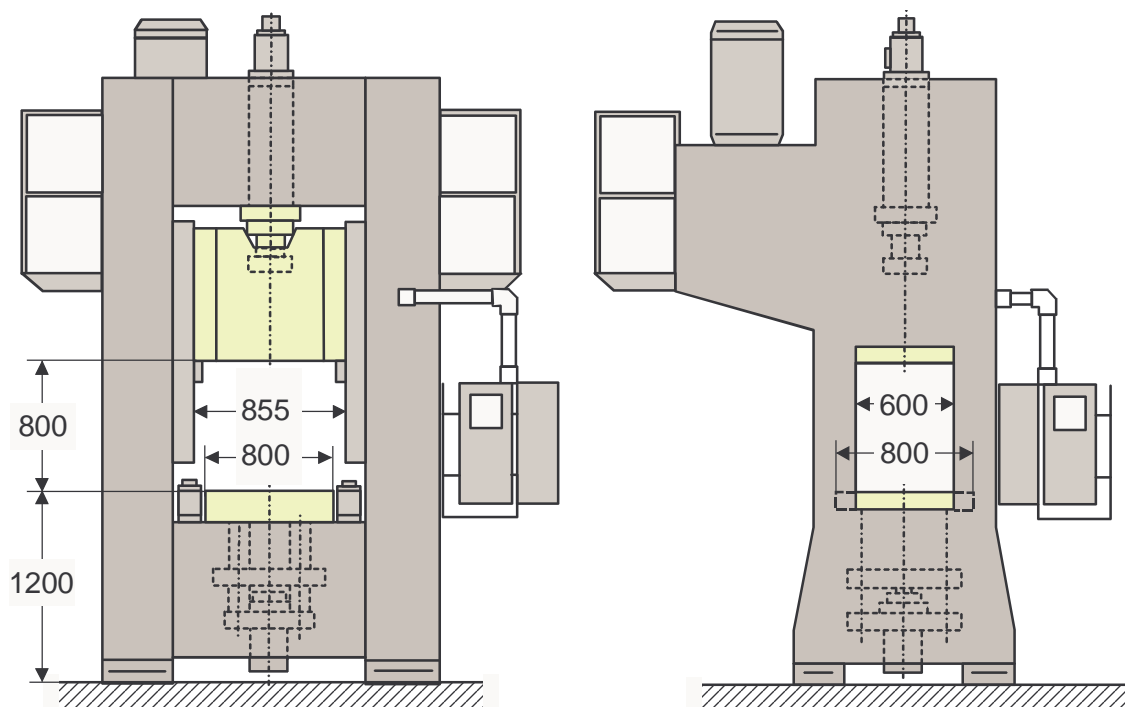


Abbildung 4.2: Hydraulische Ziehpresse der Firma HYDRAP, Typ HPDZb 63

Die Untersuchungen mit passiv elastischen Niederhaltern wurden in der Betriebsart „Verdrängen“ durchgeführt. Die dem Umformprozeß zur Verfügung stehende maximale Umformkraft ergibt sich somit aus der Differenz von maximaler Stößelkraft und eingestellter Ziehkissenkraft.

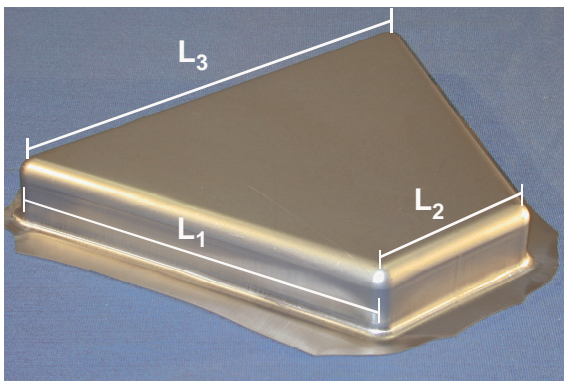
Die Untersuchungen mit aktiv elastischem Niederhalter wurden, bedingt durch das Funktions- und Wirkprinzip des Werkzeuges, in der Betriebsart „Gegenziehen“ durchgeführt (vgl. Kapitel 3.3.3). In dieser Betriebsart steht dem Umformprozeß die gesamte Ziehkissenkraft als Umformkraft zur Verfügung. Die Stößelkraft wirkt als Schließkraft des Werkzeuges und die Niederhalterkraft wird durch im Werkzeug integrierte Hydraulikzylinder aufgebracht. Für eine detaillierte Beschreibung des Werkzeuges mit aktiv elastischem Niederhalter wird auf Kapitel 7.1 verwiesen.

4.2.2 Untersuchte Werkzeuggeometrien

Für die Untersuchungen passiv elastischer Niederhaltersysteme wurden zwei verschiedene Werkzeuggeometrien eingesetzt. Hierbei handelt es sich zum einen um ein Modellwerkzeug für die Herstellung von trapezförmigen Ziehteilen und zum anderen um ein stilisiertes Praxiswerkzeug für die Herstellung von Behälterhälften. Diese Werkzeuggeometrien wurden ausgewählt, da sie sich in ihrer Komplexität, insbesondere in bezug auf die Gestaltung der Niederhalteraktivfläche, deutlich unterscheiden. Die relevanten geometrischen Abmessungen der Ziehteile können **Tabelle 4.1** und **Tabelle 4.2** entnommen werden.

Tabelle 4.1: Geometrische Abmessungen der untersuchten Ziehteilgeometrie beim Einsatz eines passiv elastischen Niederhaltersystems

<i>Ziehteilgeometrie</i>	
Geometrische Abmaße	$L_1 = 300 \text{ mm}$
	$L_2 = 110 \text{ mm}$
	$L_3 = 220 \text{ mm}$
Eckradius	$r_E = 10 \text{ mm}$
Ziehkantenradius	$r_M = 8 \text{ mm}$
Stempelkantenradius	$r_S = 10 \text{ mm}$
Ziehspalt	$u_z = 1,2 \text{ mm}$

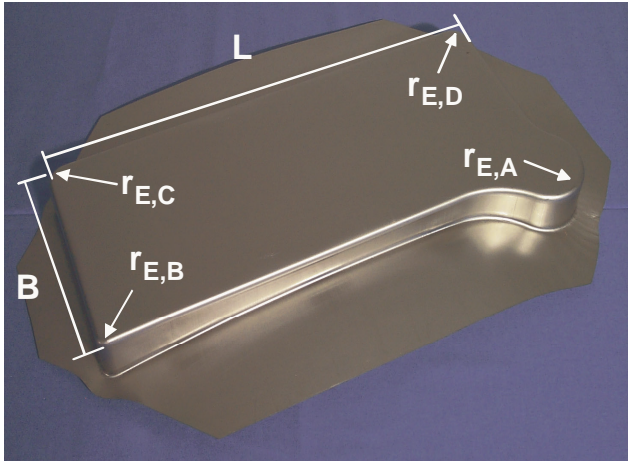


Das Bild zeigt ein 3D-Modell eines trapezförmigen Ziehteils. Die Abmessungen sind wie folgt definiert: L_1 ist die Länge der kürzeren Parallelseite, L_2 die Länge der längeren Parallelseite und L_3 die Höhe des Trapezes. Die Kanten sind abgerundet, was durch die verschiedenen Radien in der Tabelle (Eckradius, Ziehkantenradius, Stempelkantenradius) beschrieben wird. Ein Ziehspalt ist ebenfalls angedeutet.

Anhand der trapezförmigen Ziehteilgeometrie kann der Nachweis der Wirksamkeit passiv elastischer Niederhaltersysteme für das Tiefziehen mit ebenem Niederhalter erbracht werden. Diese Modellversuche haben im Vergleich zu Praxisversuchen den Vorteil, daß sich aufgrund der relativ einfachen Bauteilgeometrie Einflußgrößen auf den Umformprozeß leichter als in Praxiswerkzeugen identifizieren und quantifizieren lassen.

Tabelle 4.2: Geometrische Abmessungen der untersuchten Praxisgeometrie beim Einsatz eines passiv elastischen Niederhaltersystems

<i>Praxisgeometrie</i>	
Geometrische Abmaße	$L = 495 \text{ mm}$
	$B = 196 \text{ mm}$
Eckradien	$r_{E,A} = 40 \text{ mm}$
	$r_{E,B} = 10 \text{ mm}$
	$r_{E,C} = 20 \text{ mm}$
	$r_{E,D} = 20 \text{ mm}$
Ziehkantenradius	$r_M = 5 \text{ mm}$
Stempelkantenradius	$r_S = 5 \text{ mm}$
Ziehspalt	$u_Z = 1,2 \text{ mm}$

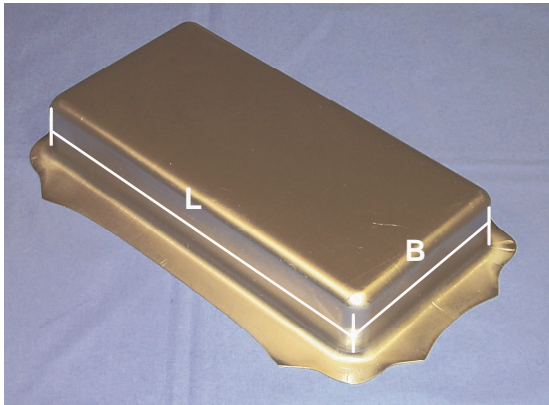


Anhand der komplexen Praxisgeometrie (stilisierte Behälterhälfte) sollen Erkenntnisse über das flexible Verhalten von Niederhaltersystemen mit nicht-planarer Niederhalteraktivfläche gewonnen werden, wie sie im praktischen Einsatz sehr häufig anzutreffen sind.

Die Untersuchungen zum Tiefziehen mit aktiv elastischem Niederhalter werden für ein Bauteil mit rechteckiger Grundgeometrie durchgeführt. Die geometrischen Abmessungen sind in **Tabelle 4.3** zusammengefasst.

Tabelle 4.3: Geometrische Abmessungen der untersuchten Ziehteilgeometrie beim Einsatz eines aktiv elastischen Niederhaltersystems

<i>Ziehteilgeometrie</i>	
Geometrische Abmaße	$L = 300 \text{ mm}$
	$B = 150 \text{ mm}$
Eckradius	$r_E = 15 \text{ mm}$
Ziehkantenradius	$r_M = 10 \text{ mm}$
Stempelkantenradius	$r_S = 10 \text{ mm}$
Ziehspalt	$u_Z = 1,2 \text{ mm}$



Die in Tabelle 4.3 aufgeführte Ziehteilgeometrie wurde bewußt ausgewählt, da hierfür sowohl ein Werkzeugsystem mit konventionell starrem als auch mit segmentiertem

Niederhalter existiert. Somit wird eine vergleichende Bewertung des Tiefziehens mit aktiv elastischem Niederhalter und konkurrierenden Werkzeugkonzepten ermöglicht.

4.2.3 Auswahl und Eigenschaften der Versuchswerkstoffe

Die Versuchswerkstoffe wurden nach zwei Kriterien ausgewählt. Zum einen sollten mit der Werkstoffauswahl möglichst viele relevante Werkstoffparameter abgedeckt werden, die eine Beurteilung der Wirksamkeit elastischer Niederhalter in Hinblick auf die Erweiterung der Prozeßgrenzen ermöglichen. Zum anderen sollte die Auswahl praxisnah sein, um eine breite Anwendbarkeit der Versuchsergebnisse zu gewährleisten.

Unter Berücksichtigung dieser Gesichtspunkte wurden für die Untersuchungen mit passiv elastischen Niederhaltern die folgenden Blechwerkstoffe ausgewählt:

- Ein weicher unlegierter Tiefziehstahl der Sorte DC04 (St1403) als Referenzwerkstoff in den Blechdicken $s_0 = 0,8$ und $1,0$ mm;
- ein mikrolegierter höherfester Stahl der Sorte H340 (ZStE340) in den Blechdicken $s_0 = 0,8$ und $1,0$ mm sowie
- die Aluminiumlegierung der Sorte AlMg4.5Mn0.4 (AA5182) in den Blechdicken $s_0 = 0,8$ und $1,0$ mm.

Für die Beurteilung der Wirksamkeit des aktiv elastischen Niederhalters wurden darüber hinaus höher- und hochfeste Stahlwerkstoffe eingesetzt, da dieses Werkstoffspektrum eine verstärkte Neigung zu rückfederungsbedingten Maß- und Formabweichungen aufweist. Für die experimentellen Untersuchungen zur Rückfederungsbeeinflussung mittels aktiv elastischem Niederhalter, in denen ermittelt werden soll, ob und in welchem Maße eine Rückfederungsbeeinflussung mittels lokal optimierter Niederhalterkraft-einleitung erfolgen kann, wurden die im folgenden aufgeführten Blechwerkstoffe ausgewählt:

- Ein weicher unlegierter Tiefziehstahl der Sorte DC05 (St1503) als Referenzwerkstoff in der Blechdicke $s_0 = 1,0$ mm;
- zwei mikrolegierte höherfeste Stähle der Sorten H340 (ZStE340) und H420 (ZStE420) jeweils in der Blechdicke $s_0 = 1,0$ mm sowie
- ein Dualphasenstahl der Sorte DD58X (DP600) in der Blechdicke $s_0 = 1,0$ mm.

Die Auswahl des gesamten Werkstoffspektrums erfolgte in Hinblick auf das zunehmende Einsatzpotential von höher- und hochfesten Stahlblechwerkstoffen als auch von Aluminiumblechwerkstoffen zur Gewichtsreduzierung im Automobilbau. Der analysierte Blechdickenbereich ist repräsentativ für die sogenannten Anbauteile (Innen- und Außentüren, Heck- und Frontklappe etc.) und wurde entsprechend den im Rahmen der

Untersuchungen zur Verfügung stehenden Versuchswerkzeuge und der maximalen Preßkraft der Umformpresse ausgewählt.

Die mechanischen Kennwerte der oben benannten Blechwerkstoffe wurden im Zugversuch nach /EN 10002/ und /EN 10130/ ermittelt. Zur statistischen Absicherung wurden je Probenentnahmerichtung (in Walzrichtung sowie unter 45° und 90° zur Walzrichtung) drei Proben je Werkstoff untersucht. Die ermittelten Werte sind tabellarisch in **Anhang A-2** und **Anhang A-3** aufgeführt.

4.2.4 Festlegung der Versuchsparameter

Die im Rahmen der Untersuchungen variierten Größen sind im wesentlichen Niederhalterkräfte und –druckverteilungen in Abhängigkeit der eingesetzten Werkzeugtechnik (starr, passiv elastisch und aktiv elastisch), um die Auswirkungen auf den Werkstofffluß, das Materialverhalten und damit auf das erreichte Ziehergebnis zu ermitteln. In **Tabelle 4.4** sind die variierten und konstanten Prozeßparameter aufgeführt.

Tabelle 4.4: Prozeßparameter der experimentellen Untersuchungen

<i>Konstante Größen</i>	
Zuschnittsgeometrie:	in Anlehnung an /AWF 5791/
Schmiermittelart, -menge, -viskosität:	Mineralöl, $\chi = 2 \text{ g/m}^2$, $\eta = 180 \text{ mm}^2/\text{s}$
Ziehgeschwindigkeit:	$v_{St} = 30 \text{ mm/s}$
<i>Variable Größen</i>	
Ziehtiefe:	$h = 20 \dots 86 \text{ mm}$ (Ziehhöhenbegrenzung konstruktiv bedingt)
Ziehteilgeometrie:	trapezförmig, rechteckig und stilisierte Behälterform (vgl. Kapitel 4.2.1)
Ziehverhältnis:	je nach Ziehteilgeometrie (vgl. Kapitel 4.2.2)
Blechwerkstoffe:	AlMg4.5Mn0.4, DC04, DC05, H340, H420, DD58X (vgl. Kapitel 4.2.3)
Blechdicke:	$s_0 = 0,8 \text{ und } 1,0 \text{ mm}$

Die Aktivelemente der eingesetzten Tiefziehwerkzeuge (Stempel, Ziehring etc.) wurden aufgrund der Praxisrelevanz aus dem ledeburitischen Kaltarbeitsstahl 1.2379 (X155CrVMo121) hergestellt. Auf Ausnahmen wird im Text explizit hingewiesen.

5 Theoretische und experimentelle Analyse passiv elastischer Niederhaltersysteme

Bei der Auslegung von Tiefziehwerkzeugen werden gegenwärtig Richtlinien angewendet, die eine sehr hohe Druck-, Biege- und Torsionssteifigkeit der Werkzeugaktivkomponenten Stempel, Niederhalter und Matrize vorsehen, um etwaige Störeinflüsse der Maschine durch eine hohe Eigensteifigkeit des Werkzeugsystems zu kompensieren. Hierdurch soll das Werkzeugsystem weitestgehend von der Presse entkoppelt werden. Jedoch wird bei der Dimensionierung der Werkzeuge nicht beachtet, daß eine hohe Werkzeugsteifigkeit für bestimmte Störgrößen, so z.B. unterschiedliche Pinolenlängen oder aber auch die Stößelkipfung, durchaus auch nachteilige Auswirkungen haben kann, weshalb die Werkzeuge pressenspezifisch eingearbeitet werden müssen. Des weiteren bieten moderne Tiefziehpressen eine Vielzahl von Verstellfunktionen, z.B. einzeln ansteuerbare Pinolen zur lokalen Niederhalterkrafteinleitung, denen eine hohe Werkzeugsteifigkeit entgegenwirkt, da hier die Kräfteinleitung häufig überproportional stark erfolgen muß, um überhaupt eine lokale Kraftwirkung in der Umformzone zu erreichen. Ziel muß es daher sein, Tiefziehwerkzeuge derart auszulegen, daß eine direkte Prozeßbeeinflussung durch eine steifigkeitsoptimierte Auslegung ermöglicht wird. Aufgrund der Tatsache, daß die Werkzeugaktivelemente Matrize und Stempel bzw. Ziehring und Stempel die Maß- und Formgenauigkeit der Ziehteile unmittelbar beeinflussen, ist eine prozeßverbessernde Wirkung durch eine steifigkeitsoptimierte Werkzeugauslegung ausschließlich anhand des Niederhalters zu erreichen.

Im Rahmen dieser Arbeit soll daher ein passiv elastischer Niederhalter, bei dem örtliche Elastizitäten durch eine gezielte Dimensionierung und Gestaltung der Niederhalteraktivfläche und des Grundkörpers zu realisieren sind, entwickelt werden. Das elastische Verhalten soll hierbei durch eine Verrippung des Niederhalters, ähnlich der einer Gußwerkzeug-Konstruktion, sowie durch eine Anpassung der Niederhalterplattendicke erzielt werden (**Abbildung 5.1**).

Der Grundgedanke der Auslegung des Niederhalters basiert auf der Annahme, daß dieser in der Lage sein soll, die infolge tangentialer Druckspannungen im Flanschbereich auftretenden Blechaufdickungen zu kompensieren. Eine hohe Nachgiebigkeit (Elastizität) ist daher insbesondere im Eckbereich nicht-rotationssymmetrischer Ziehteilgeometrien erwünscht, damit sich der Niederhalter in diesen Bereichen eigenständig an die Blechaufdickungen anpassen kann. Eine hohe Steifigkeit wird demgegenüber insbesondere an den langen geraden Ziehteilseiten entsprechender Ziehteilgeometrien angestrebt. In diesen Bereichen soll die Kontaktnormalspannung infolge der Niederhalterkraft im Flanschbereich erhöht werden, um den radialen Werkstofffluß derart zu beeinflussen, daß Einfallstellen durch stärkere Dehnungen des Materials in diesem Bereich vermieden werden können.

In **Abbildung 5.2** sind die wesentlichen Parameter für eine Optimierung der Niederhalterelastizität dargestellt.

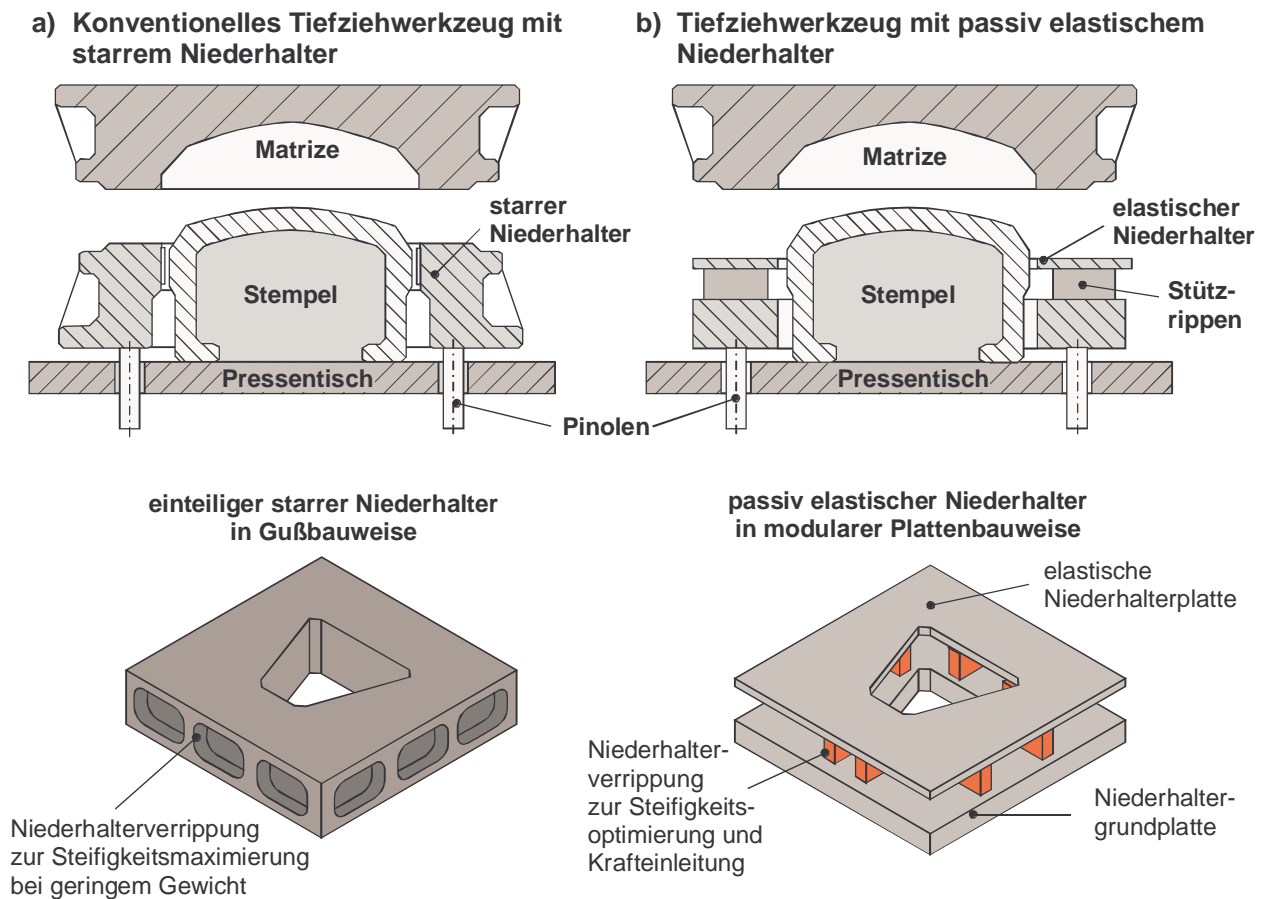


Abbildung 5.1: Vergleichende Gegenüberstellung eines konventionell starren und eines passiv elastischen Niederhalters

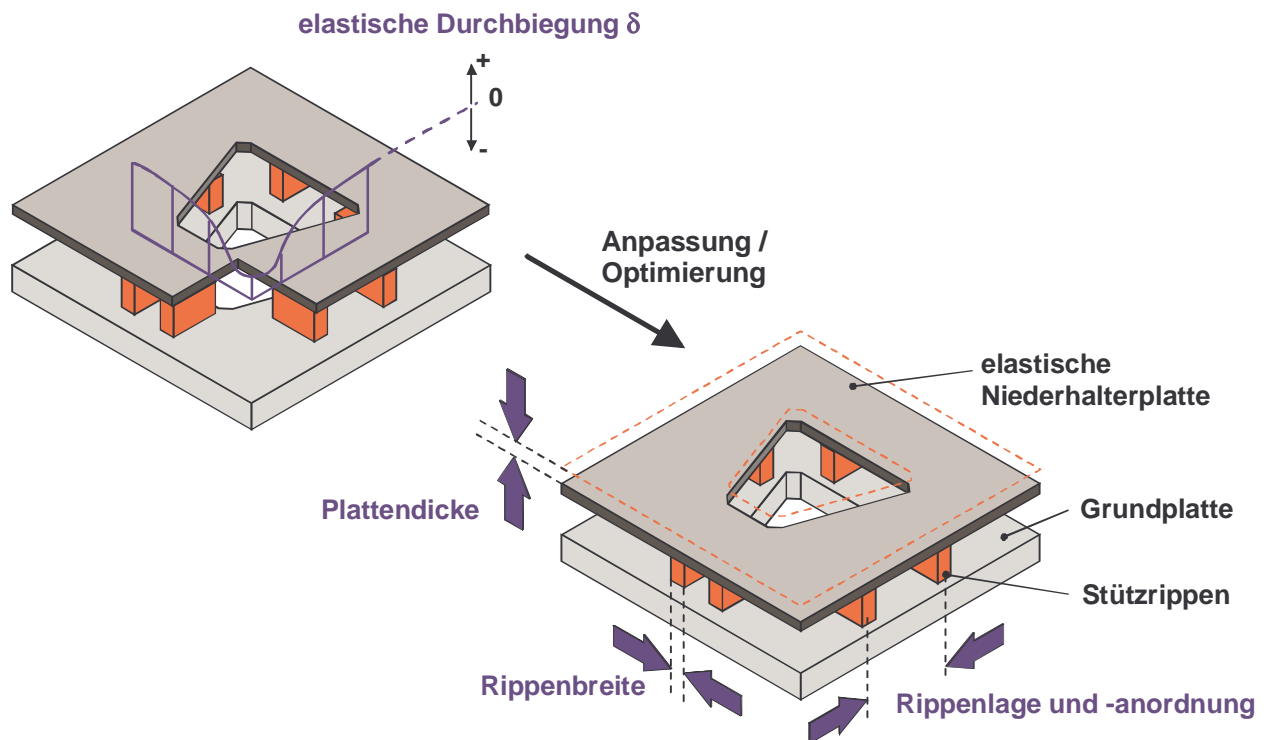


Abbildung 5.2: Parameter für die Optimierung der Niederhalterelastizität

Da die Niederhalterdimensionierung bislang nahezu ausschließlich auf dem Erfahrungswissen der Konstrukteure beruht und für die Gestaltung von passiv elastischen Niederhaltern keine Auslegungskriterien existieren, soll im folgenden Abschnitt ein Berechnungsansatz zur Auslegung passiv elastischer Niederhalter vorgestellt werden. Dieser Ansatz basiert auf Grundüberlegungen der Elastostatik. Die Ergebnisse dieses Berechnungsansatzes sollen anhand experimenteller Untersuchungen verifiziert werden. Hierdurch soll der Nachweis der Anwendbarkeit erbracht werden.

5.1 Analytisches Berechnungsmodell zur Auslegung passiv elastischer Niederhaltersysteme mit ebener Niederhalterfläche

In diesem Abschnitt wird ein analytisches elasto-mechanisches Berechnungsmodell vorgestellt, welches eine Abschätzung der elastischen Durchbiegungen in den Eckbereichen rechteckiger bzw. trapezförmiger Ziehteilgeometrien mit ebener Niederhalterfläche ermöglichen soll. Dies ist eine elementare Voraussetzung für eine steifigkeitsoptimierte Auslegung von Niederhaltersystemen.

Für die Herleitung des Berechnungsmodells werden folgende Annahmen zugrunde gelegt:

- Die Lagerung der Niederhalterplatte durch die Stützrippen wird als statisch bestimmt angesehen.
- Die maximale elastische Durchbiegung soll der maximalen Blechaufdickung im Eckbereich des Ziehteilflansches entsprechen.
- Maßnahmen zur Optimierung der Niederhalterelastizität beschränken sich auf die Ermittlung der optimalen Stützrippenlage bzw. -anordnung sowie der Anpassung der Niederhalterplattendicke.
- Die Ermittlung der optimalen Stützrippenlage bzw. -anordnung erfolgt unter Berücksichtigung der ziehteilbedingten Symmetrie.

Im folgenden Abschnitt wird das auf diesen Annahmen basierende analytische Berechnungsmodell ausführlich beschrieben.

5.1.1 Analytisches Berechnungsmodell zur Ermittlung der lokalen elastischen Durchbiegung des Niederhalters

Für die Entwicklung des analytischen Berechnungsansatzes wurde der auf Stützrippen gelagerte Niederhalter in separate Bereiche unterteilt, um ein mechanisches Ersatzsystem zu erhalten. Aus Sicht der Elastostatik kann dieses Ersatzsystem rechnerisch wie ein Balken behandelt werden, da es senkrecht zu seiner Längsachse belastet wird und außerdem Querschnittsabmessungen aufweist, die sehr viel kleiner sind als seine Länge. In **Abbildung 5.3** ist dieses Ersatzsystem prinzipiell dargestellt.

Die Orte der maximalen Blechaufdickung im Ziehteilflansch ($s_{FI,max}$) entsprechen den Orten mit den maximalen elastischen Durchbiegungen (δ_{max}) des Niederhalters

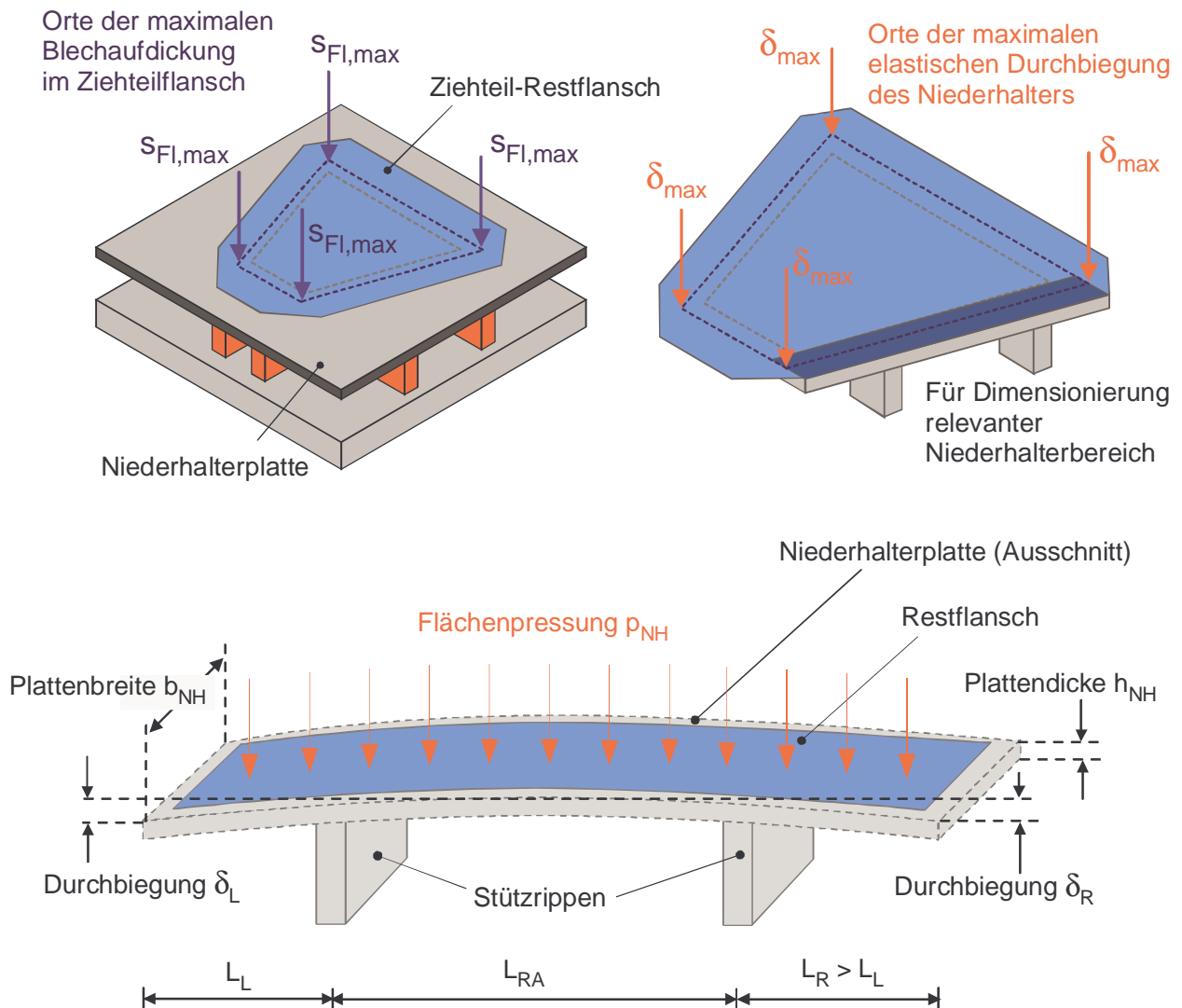


Abbildung 5.3: Schematische Darstellung der technologischen und geometrischen Zusammenhänge am passiv elastischen Niederhalter

Die maximale Durchbiegung des passiv elastischen Niederhalters soll sich in den Bereichen der maximalen Blechaufdickung im Flanschbereich des Ziehteils ergeben. Aus Untersuchungen von SOMMER /SOMM86/ ist bekannt, daß sich diese bei Ziehteilgeometrien rechteckiger Grundgestalt in den Eckbereichen in unmittelbarer Nähe der Ziehkante als Ursache der hier verstärkt auftretenden tangentialen Druckspannungen einstellen. Diese Tatsache wurde bei dem mechanischen Ersatzsystem berücksichtigt (vgl. Abbildung 5.3).

Für die Berechnung der elastischen Durchbiegung des Niederhalters ist die Kenntnis des Absolutbetrags der maximalen Blechaufdickung im Flanschbereich von Interesse. Dieser kann, wie auch der Ort der maximalen Blechaufdickung, mit ausreichender Genauigkeit durch FE-Berechnungen ermittelt werden.

Aus **Abbildung 5.4** geht hervor, daß bei einer Ziehtiefe von $h = 40 \text{ mm}$ die maximalen Blechaufdickungen in der oberen Ziehteilecke (spitzer Winkel) der untersuchten Ziehteilgeometrie $\Delta s = 0,187 \text{ mm}$ und in der unteren Ziehteilecke (stumpfer Winkel) der Ziehteilgeometrie $\Delta s = 0,129 \text{ mm}$ betragen.

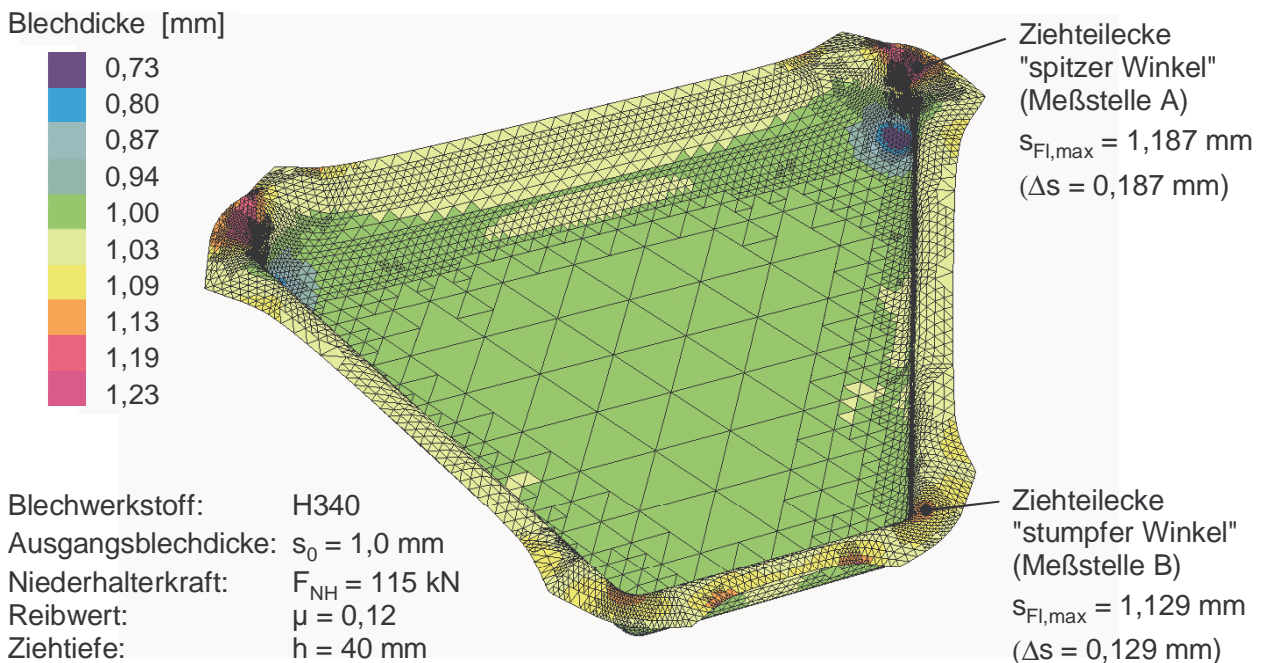


Abbildung 5.4: Blechdickenverteilung an der trapezförmigen Ziehteilgeometrie; starrer Niederhalter, Blechwerkstoff H340, Blechdicke $s_0 = 1,0 \text{ mm}$, Ziehtiefe $h = 40 \text{ mm}$; Ziehverhältnis $\beta_{f0} = 1,43$

Der passiv elastische Niederhalter muß in der Lage sein, diese Blechaufdickungen zu kompensieren, d.h. der Betrag der elastischen Durchbiegungen in den Ziehteilecken muß dem Absolutbetrag der Blechaufdickungen in diesen Bereichen entsprechen.

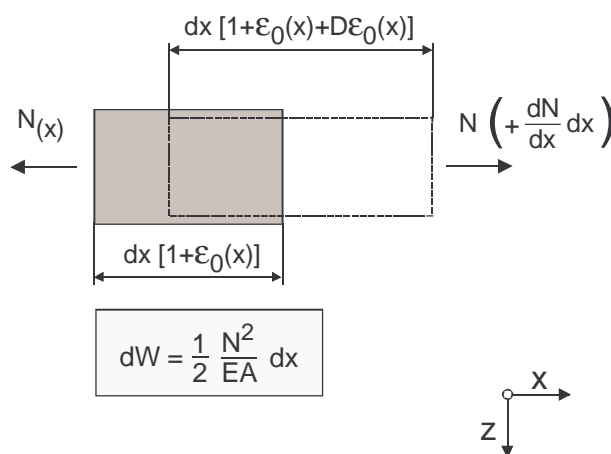
Aufgrund der unterschiedlichen Absolutbeträge der Blechaufdickungen kann nicht von einer symmetrischen Anordnung der Stützrippen in dem für die Auslegung relevanten Teilbereich des Niederhalters ausgegangen werden. Diesem Sachverhalt wurde durch die unsymmetrische Anordnung der Stützrippen bei der Erstellung des mechanischen Ersatzmodells Rechnung getragen (vgl. Abbildung 5.3). Im Bereich des stumpfen Eckwinkels wurde für die Berechnung eine kleinere freie Länge des Niederhalters angenommen als im Bereich des spitzen Eckwinkels. Diese Annahmen wirken sich direkt auf die elastische Durchbiegung des Niederhalters aus.

Für die Berechnung der elastischen Durchbiegung ist es erforderlich Grundgleichungen aufzustellen, die eine Bestimmung der inneren Spannungen und den daraus resultierenden Deformationen bei der Beanspruchung des Niederhalters durch die Wirkung äußerer Lasten ermöglichen. Unter Wirkung dieser äußeren Lasten (als wesentliche sei hier die Niederhalterkraft aufgeführt) deformiert sich der ursprünglich ebene Niederhalter. Die Formänderungen, die der Niederhalter erfährt, können idealisiert

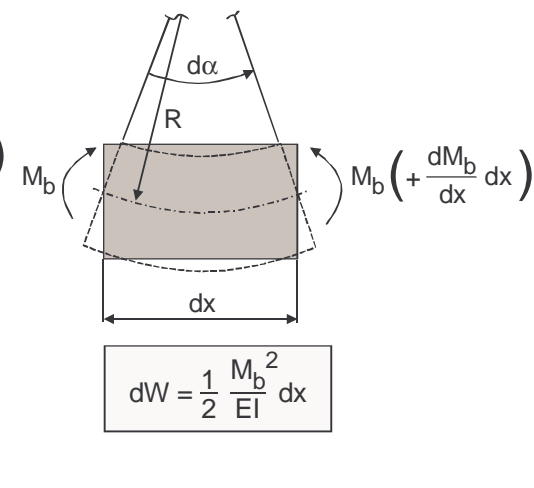
- basierend auf den Annahmen der elementaren Elastostatik – auf die Formänderungen eines Stabelementes zurückgeführt werden. Im wesentlichen sind dies (vgl. **Abbildung 5.5**):

- *Längenänderungen*, bei der nur die aus den Normalspannungen σ resultierende Normalkraft N Arbeit leistet (vgl. **Abbildung 5.5-a**),
- *Krümmungsänderungen*, bei denen nur das aus der Normalspannung σ resultierende Biegemoment M_b Arbeit leistet (vgl. **Abbildung 5.5-b**),
- von Querkraften Q hervorgerufene *Schubverformungen* (vgl. **Abbildung 5.5-c**) und
- *Drillungsänderungen*, bei der nur das aus den Schubspannungen τ resultierende Torsionsmoment M_t Arbeit leistet, sofern die Verwölbung des Querschnittes nicht behindert ist (vgl. **Abbildung 5.5-d**).

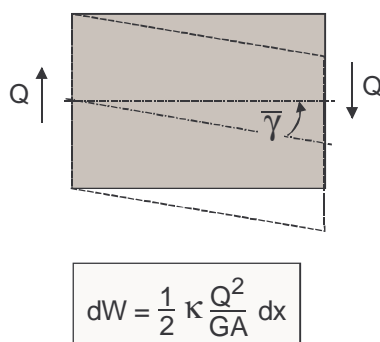
a) Längenänderung



b) Krümmungsänderung



c) Schubdeformation



d) Drillungsänderung

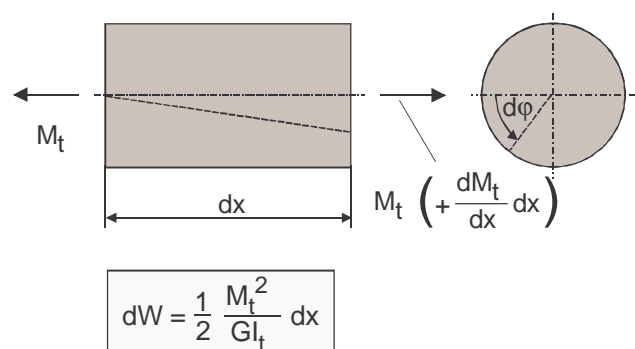


Abbildung 5.5: Formänderungen infolge (a) Zug-, (b) Biege-, (c) Schub- und (d) Torsionsbeanspruchung sowie die zugehörigen Anteile der Formänderungsarbeit /nach GÖLD88/

Addiert man diese Anteile der Formänderungsarbeit und integriert über die gesamte Stablänge, so erhält man:

$$W = \frac{1}{2} \cdot \int_0^l \left\{ \frac{N^2}{E \cdot A} + \frac{M_b^2}{E \cdot I} + \frac{M_t^2}{G \cdot I_t} + \kappa \cdot \frac{Q^2}{GA} \right\} dx \quad (5.1)$$

Diese Beziehung gilt unter der Annahme quasistatischer Formänderungsvorgänge linear-elastischer Körper unter der Voraussetzung, daß die Vorgänge isotherm ablaufen. Die Beschränkung auf linear-elastische Körper bedeutet, daß eine geometrische Linearität vorausgesetzt wird. Das heißt einerseits, daß die Verschiebungen der Körperpunkte sowie die Drehungen und Verzerrungen der Elemente so klein bleiben sollen, daß die Beziehungen zwischen den Verschiebungen, Verzerrungen und Drehungen als linear angenommen werden können und andererseits alle Kräfte am unverformten Körper angesetzt werden müssen.

Die Berechnung der elastischen Durchbiegung des Niederhalters auf Basis der Formänderungsarbeit soll nach der Methode der virtuellen Kräfte erfolgen. Diese Methode bietet die Option, reale Verschiebungen an beliebiger Stelle eines mechanischen Systems in beliebigen Richtungen als Folge beliebiger Beanspruchungen zu ermitteln. Hierfür wird eine virtuelle Kraft \bar{I} in Richtung der zu ermittelnden Verschiebung δ_{il} eingeführt, die vor der eigentlichen Belastung durch das gegebene Kräftesystem F_i herrscht. Bei der nachfolgenden Belastung durch F_i leistet die virtuelle Kraft \bar{I} die virtuelle Verschiebungsarbeit. Es gilt:

$$A_{il} = \bar{I} \cdot \delta_{il}. \quad (5.2)$$

Bei quasistatischen Formänderungsvorgängen ist die Arbeit aller eingebrachten Kräfte gleich der Formänderungsarbeit ($A_{il} = W_{il}$), d.h. für die virtuelle Formänderungsarbeit erhält man im vorliegenden Fall:

$$W_{il} = \bar{I} \cdot \delta_{il} = \int_0^l \left\{ \frac{\bar{N}_i \cdot N_l}{E \cdot A} + \frac{\bar{M}_{bi} \cdot M_{bl}}{E \cdot I} + \frac{\bar{M}_{ti} \cdot M_{tl}}{G \cdot I_t} + \kappa \cdot \frac{\bar{Q}_i \cdot Q_l}{G \cdot A} \right\} dx. \quad (5.3)$$

Hierin sind N_l , M_{bl} , M_{tl} und Q_l die zu der wirklichen Belastung durch die Kräfte F_i gehörenden Schnittgrößen und \bar{N}_i , \bar{M}_{bi} , \bar{M}_{ti} und \bar{Q}_i die zur virtuellen Belastung durch die Kraft \bar{I} gehörenden Schnittgrößen.

Die Gleichung (5.3) beinhaltet neben der Komponente zur Berechnung der Verschiebung infolge einer Biegebeanspruchung auch Komponenten zur Berechnung einer Verschiebung infolge Zug- bzw. Schubbeanspruchung. Im vorliegenden Fall kann davon ausgegangen werden, daß das Balkenelement unter der Wirkung der Querkraft keine Schubdeformationen erfährt. Es wird also von einem „schubstarr“ System ausgegangen. Des weiteren kann für die Berechnung der Durchbiegung des Niederhalters davon ausgegangen werden, daß das System keine Verschiebung infolge von Normalkräften (Längenänderung) sowie keine Verschiebung infolge eines Torsionsmomentes (Verdrillung) erfährt. Somit ist für die Berechnung der elastischen Durchbiegung ausschließlich die Verschiebung infolge einer Biegemomentbeanspruchung von Bedeutung, weshalb im folgenden ausschließlich auf die Formänderungsarbeit der Biegemomente

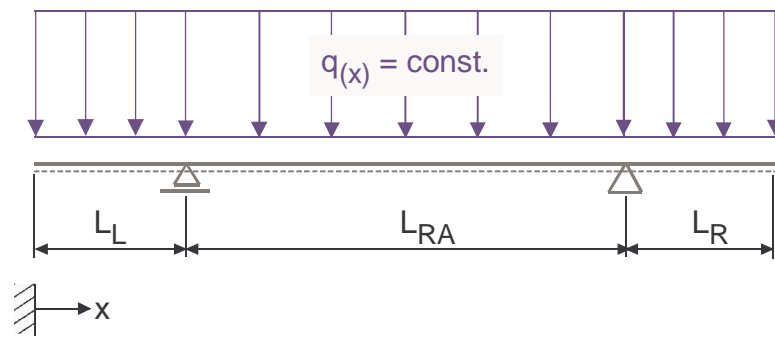
$$\bar{I} \cdot \delta_{il} = \int \frac{\bar{M}_{bi} \cdot M_{bl}}{E \cdot I} dx \quad (5.4)$$

zurückgegriffen werden soll.

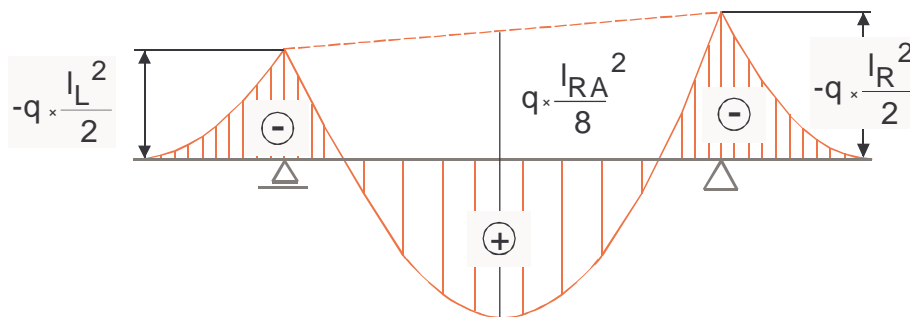
Mit Gleichung (5.4) erhält man die Durchbiegung δ_{il} an einer beliebigen Stelle i infolge einer Last F an der Stelle l , indem man zunächst den realen Momentenverlauf M_{bl} infolge der gegebenen Last F an der Stelle l ermittelt. Anschließend wird an der Stelle i eine dimensionslose Kraft „ \bar{I} “ beaufschlagt und die zugehörige Momentenlinie \bar{M}_{bi} ermittelt. Die Berechnung der Durchbiegung erfolgt dann durch einsetzen der Momentenfunktionen in (5.4) und Integration über der gesamten Balkenlänge.

Diese Vorgehensweise ist für das vorhandene System in **Abbildung 5.6** zusammenfassend dargestellt. **Abbildung 5.6-a** zeigt das vereinfachte System des Niederhalters mit seinen geometrischen Bezugsgrößen und der realen Last q , die im vorliegenden Fall der Flächenpressung unter dem Niederhalter p_{NH} entspricht und über die gesamte Systemlänge wirkt. In **Abbildung 5.6-b** sind die Funktionen für die in Teilbereiche aufgeteilte Momentenlinie infolge der realen Belastung durch die Flächenlast q aufgeführt. **Abbildung 5.6-c** zeigt die Biegemomentenfunktionen infolge der virtuellen Kraft \bar{I} , die an den äußeren Enden des Systems angebracht wird, um die elastische Durchbiegung des Niederhalters an diesen Stellen zu bestimmen. Bei der Auslegung wird davon ausgegangen, daß die Blechaufdickungen in den Eckbereichen aufgrund der unterschiedlichen Eckwinkel der Ziehteilgeometrie nicht den gleichen Absolutbetrag aufweisen werden. Für die Auslegung des Niederhalters ist daher vorab eine FE-Prozeßsimulation erforderlich, um die Absolutbeträge der maximalen Blechaufdickungen zu ermitteln.

a) Vereinfachtes Teilsystem



b) Maximalwerte des realen Biegemomentes



c) Maximalwerte der virtuellen Biegemomente an den freien Enden des passiv elastischen Niederhalters

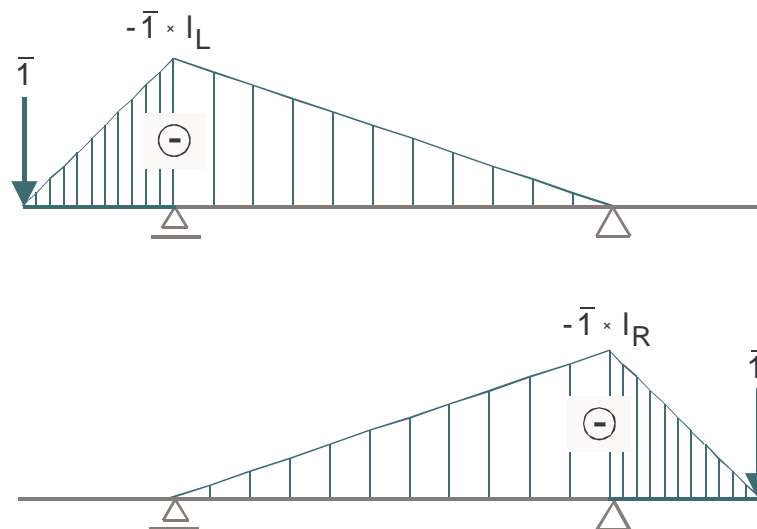


Abbildung 5.6: Reale Flächenlast und virtuelle Kraftgrößen am mechanischen Ersatzsystem des passiv elastischen Niederhalters

Die Berechnung der elastischen Durchbiegung erfolgt mit Hilfe der Gleichung (5.4) durch bereichsweise Multiplikation der realen und virtuellen Biegemomentenfunktionen und anschließender Integration. Dieser in der Mechanik häufig als Kopplung oder auch als Überlagerung zweier Zustandslinien /SZAB77, LEHM84/ bezeichnete Berechnungsschritt ist sehr rechenintensiv. Für lineare, quadratische und kubische Momentenverläufe sind die Werte dieser Integrallösungen daher häufig bereits in tabellarischer Form zusammengestellt /SCHN90/.

Für den vorliegenden Fall ergeben sich folgende Lösungen für die Integralwerte:

$$\begin{aligned} \bar{l} \cdot \delta_L = & \left\{ \frac{1}{4} \cdot \left[-\bar{l} \cdot L_L \right] \cdot \left[-q \cdot \frac{L_L^2}{2} \right] \cdot \frac{L_L}{E \cdot I} \right\} + \\ & \left\{ \frac{1}{6} \cdot \left[-\bar{l} \cdot L_L \right] \cdot \left[-2q \cdot \frac{L_L^2}{2} - q \cdot \frac{L_R^2}{2} \right] \cdot \frac{L_{RA}}{E \cdot I} \right\} - \\ & \left\{ \frac{1}{3} \cdot \left[-\bar{l} \cdot L_L \right] \cdot \left[-q \cdot \frac{L_{RA}^2}{8} \right] \cdot \frac{L_{RA}}{E \cdot I} \right\} \end{aligned} \quad (5.5)$$

und

$$\begin{aligned} \bar{l} \cdot \delta_R = & \left\{ \frac{1}{6} \cdot \left[-\bar{l} \cdot L_R \right] \cdot \left[-q \cdot \frac{L_L^2}{2} - 2q \cdot \frac{L_R^2}{2} \right] \cdot \frac{L_{RA}}{E \cdot I} \right\} - \\ & \left\{ \frac{1}{3} \cdot \left[-\bar{l} \cdot L_R \right] \cdot \left[-q \cdot \frac{L_{RA}^2}{8} \right] \cdot \frac{L_{RA}}{E \cdot I} \right\} + \\ & \left\{ \frac{1}{4} \cdot \left[-\bar{l} \cdot L_R \right] \cdot \left[-q \cdot \frac{L_R^2}{2} \right] \cdot \frac{L_R}{E \cdot I} \right\} \end{aligned} \quad (5.6)$$

Da die virtuelle Kraft \bar{l} ausschließlich für Rechenzwecke eingeführt wurde, können folgende vereinfachte Schreibweisen verwendet werden:

$$\delta_L = \frac{q}{E \cdot I} \cdot \left\{ \left[\left(\frac{L_L \cdot L_{RA}}{6} \right) \cdot \left(\frac{L_R^2}{2} + L_L^2 \right) \right] - \frac{L_L \cdot L_{RA}^3}{24} + \frac{L_L^4}{8} \right\} \quad (5.7)$$

und

$$\delta_R = \frac{q}{E \cdot I} \cdot \left\{ \left[\left(\frac{L_R \cdot L_{RA}}{6} \right) \cdot \left(\frac{L_L^2}{2} + L_R^2 \right) \right] - \frac{L_R \cdot L_{RA}^3}{24} + \frac{L_R^4}{8} \right\} \quad (5.8)$$

Das Flächenträgheitsmoment I muß für den entsprechenden Fall hergeleitet werden. Hierfür kann der Niederhalterschnitt auf die Grundgeometrie eines Rechteckes mit der Breite b und der Höhe h reduziert werden, für das das Flächenträgheitsmoment zweiter Ordnung für die Achse y , die durch den Schwerpunkt S verläuft, ermittelt werden kann (**Abbildung 5.7-a**).

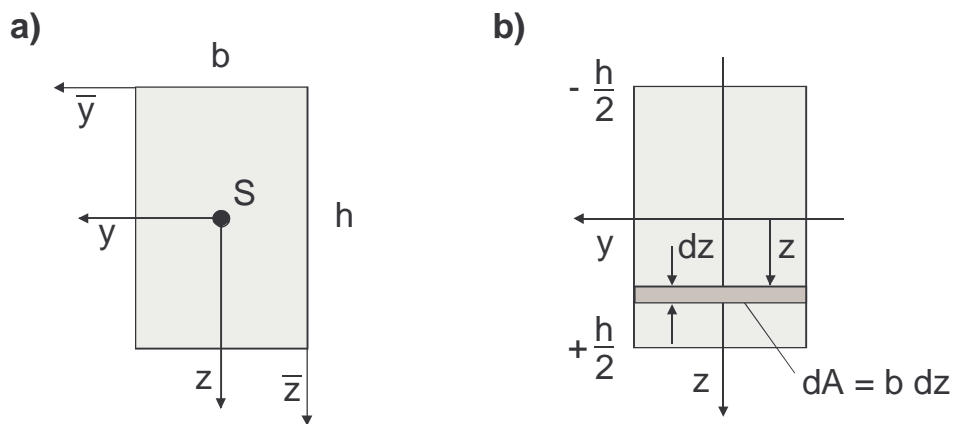


Abbildung 5.7: Darstellung der geometrischen Verhältnisse eines Rechteckelementes (a) zur Ermittlung des Flächenträgheitsmomentes zweiter Ordnung für ein definiertes Flächenelement dA (b)

Für die Bestimmung des Flächenträgheitsmomentes wird ein Flächenelement, wie in [Abbildung 5.7-b](#) dargestellt, angenommen, bei dem alle Punkte den gleichen Abstand z - von der y -Achse aufweisen:

$$I_y = \int z^2 dA = \int_{-h/2}^{h/2} z^2 (b dz) = \frac{b \cdot h^3}{12} \quad (5.9)$$

Mit Hilfe der Gleichungen (5.7) und (5.8) kann die Durchbiegung des passiv elastischen Niederhalters in den Punkten A und B rechnerisch ermittelt werden. Als Freiheitsgrade zur Optimierung der Elastizität können zum einen das Flächenträgheitsmoment I , das durch die Niederhalterplattendicke h_{NH} und -breite b_{NH} direkt beeinflusst wird, und der Abstand der Stützrippen herangezogen werden.

Im folgenden Abschnitt wird die optimale Durchbiegung δ_{opt} des passiv elastischen Niederhalters durch Variation der benannten Parameter (vgl. [Abbildung 5.2](#)) berechnet.

5.1.2 Analyse des Einflusses von Niederhalterdicke und Stützrippenlage auf die lokale elastische Durchbiegung

Die elastische Durchbiegung des Niederhalters in Abhängigkeit der Belastungen während des Tiefziehprozesses wird exemplarisch für den Werkstoff H340 mit einer Blechdicke von $s_0 = 1,0 \text{ mm}$ durchgeführt. Die Beeinflussung der Niederhalterelastizität soll hierbei ausschließlich durch die Variation der Stützrippenlage und -anordnung sowie über die Anpassung der Niederhalterplattendicke erfolgen (vgl. [Abbildung 5.2](#)).

Bei der Berechnung wird davon ausgegangen, daß die maximalen elastischen Durchbiegungen des Niederhalters zum Ziehende, in diesem Fall bei einer Ziehtiefe von $h = 40 \text{ mm}$, auftreten. In diesem Ziehstadium sind die Blechaufdickungen im Ziehteilflansch größtmöglich und die Flächenpressung hat ihren Maximalwert, bedingt durch die infolge des Flanscheinzuges resultierende Verkleinerung der Flanschfläche bei konstant eingestellter Niederhalterkraft, erreicht.

Für die Auslegung des passiv elastischen Niederhalters wurde im Rahmen dieser Arbeit eine Niederhalterkraft veranschlagt, die für den höherfesten Blechwerkstoff H340 etwa um den Faktor 3 höher lag als beim Tiefziehen mit starrem Niederhalter. Diese Abschätzung erfolgte aufgrund technologischer Parameter, die im Rahmen von experimentellen Voruntersuchungen ermittelt wurden sowie den Schlußfolgerungen, die anhand von FE-Prozeßsimulationen getroffen werden konnten. In **Abbildung 5.8** sind zur Bestätigung dieser Annahmen die in den experimentellen Untersuchungen eingestellten Niederhalterkräfte sowie die daraus resultierenden Flächenpressungen im Flanschbereich beim Tiefziehen mit starrem und passiv elastischem Niederhalter aufgeführt. Die Werte für die Flächenpressung wurden auf Basis der gemessenen Werte des Flanscheinzuges zu diskreten Zeitpunkten des Ziehprozesses errechnet.

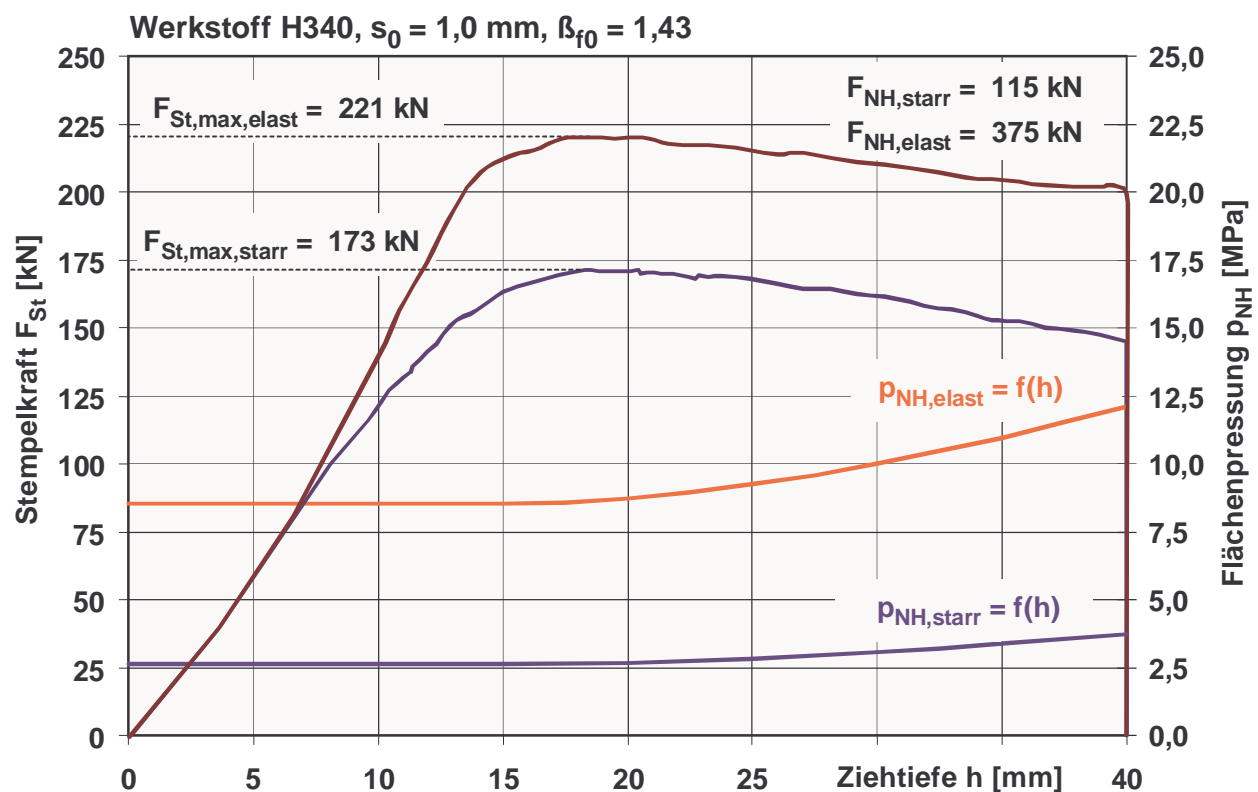


Abbildung 5.8: Ziehkraftbedarf und Flächenpressung beim Tiefziehen mit starrem und passiv elastischem Niederhalter, Werkstoff H340, Blechdicke $s_0 = 1,0 \text{ mm}$; Ziehverhältnis $\beta_{f0} = 1,43$; Ziehtiefe $h = 40 \text{ mm}$; Niederhalterkraft starrer Niederhalter $F_{NH,starr} = 115 \text{ kN}$; Niederhalterkraft passiv elastischer Niederhalter $F_{NH,elast} = 375 \text{ kN}$

Es wird ersichtlich, daß der Niederhalterkraftbedarf beim Tiefziehen mit elastischem Niederhalter um den Faktor 3 höher liegt als beim Tiefziehen mit starrem Niederhalter und rechtfertigt somit die getroffene Annahme. Für die der Berechnung zugrunde gelegten Ziehteilgeometrie und dem verarbeiteten Blechwerkstoff ergibt sich somit eine maximale Flächenpressung im Flanschbereich von $p_{NH,max} = 12 \text{ MPa}$ bei einer Ziehtiefe von $h = 40 \text{ mm}$ unter der Voraussetzung, daß der Niederhalter im gesamten Flanschbereich flächigen Kontakt zum Blechmaterial aufweist (ideal elastischer Niederhalter).

Eine Zusammenfassung der Parameter für die Variationsrechnung zur Optimierung der elastischen Durchbiegung des Niederhalters ist in **Tabelle 5.1** aufgelistet.

Tabelle 5.1: Konstante und variable Parameter für die Berechnung der Durchbiegung des passiv elastischen Niederhalters

	<i>Bezeichnung</i>	<i>Wert</i>
Konstante Parameter	E-Modul	210.000 MPa
	Stützrippenbreite	20 mm
Variable Parameter	Stützrippenabstand	100...160 mm
	Niederhalterplattendicke	10...30 mm
	Flächenpressung	3...20 MPa

Als Grundlage für die Berechnung der Durchbiegung des passiv elastischen Niederhalters in den Ziehteilecken „stumpfer Winkel“ (Durchbiegung δ_L) und „spitzer Winkel“ (Durchbiegung δ_R) werden die Gleichungen (5.7) und (5.8) zugrunde gelegt:

$$\delta_L = \frac{q}{E \cdot I} \cdot \left\{ \left[\left(\frac{L_L \cdot L_{RA}}{6} \right) \cdot \left(\frac{L_R^2}{2} + L_L^2 \right) \right] - \frac{L_L \cdot L_{RA}^3}{24} + \frac{L_L^4}{8} \right\}$$

und

$$\delta_R = \frac{q}{E \cdot I} \cdot \left\{ \left[\left(\frac{L_R \cdot L_{RA}}{6} \right) \cdot \left(\frac{L_L^2}{2} + L_R^2 \right) \right] - \frac{L_R \cdot L_{RA}^3}{24} + \frac{L_R^4}{8} \right\}.$$

Unter der Annahme, daß die Flächenlast des Ersatzsystems der maximalen Flächenpressung im Ziehteilflansch entspricht, gilt:

$$q = p_{NH,max} \cdot \quad (5.10)$$

Das Flächenträgheitsmoment kann mit Hilfe der Gleichung (5.9) berechnet werden, wobei b der vom Restflansch beaufschlagten Niederhalterplattenbreite b_{NH} und h der Niederhalterplattendicke h_{NH} des Ersatzsystems entspricht.

Eine Zusammenfassung der Ergebnisse für die Variationsrechnung zeigt **Tabelle 5.2**. Aufgeführt sind die geometrischen Abmaße für Stützrippenabstand und Niederhalterplattendicke, die die bestmögliche Übereinstimmung zwischen dem ortsabhängigen Maximalwert der Blechaufdickung und der elastischen Durchbiegung lieferten.

Tabelle 5.2: Zusammenfassende Darstellung der Ergebnisse der Variationsrechnung

<i>Blechauf- dickung [mm]</i>	<i>Durchbiegung [mm]</i>	<i>freie Länge [mm]</i>	<i>Stützrippen- abstand [mm]</i>	<i>Niederhalter- plattendicke [mm]</i>
$\Delta_{SR} = 0,186$	$\delta_R = 0,1847$	$L_R = 63,5$	$L_{RA} = 100$	$h_{NH} = 10$
$\Delta_{SL} = 0,129$	$\delta_L = 0,1322$	$L_L = 56,5$		

Aus obiger Tabelle 5.2 geht hervor, daß bei einer Niederhalterplattendicke von $h_{NH} = 10 \text{ mm}$ die Anordnung der Stützrippen mit einem Abstand von $L_{RA} = 100 \text{ mm}$ sowie einer freien Länge $L_L = 63,5 \text{ mm}$ und einer freien Länge $L_R = 56,5 \text{ mm}$ die besten Resultate in Hinblick auf die Niederhalterdurchbiegung in den Eckbereichen der Ziehteilgeometrie liefert (prozentuale Abweichung $< 3\%$).

Da bislang ausschließlich ein Teilsystem des Niederhalters betrachtet wurde, muß für die Gestaltung des gesamten Unterbaus die Anordnung der Stützrippen an den restlichen Seiten der trapezförmigen Ziehteilgeometrie in Abhängigkeit der bereits ermittelten geometrischen Parameter ebenfalls errechnet werden. Hierbei kann aus Symmetriegründen davon ausgegangen werden, daß die elastische Durchbiegung in den Eckbereichen des Niederhalters für die lange und kurze Stirnseite der Ziehteilgeometrie identisch sind ($\delta_R = \delta_L$). Somit ergeben sich für die Berechnung der Stützrippenpositionen an der langen Stirnseite der trapezförmigen Ziehteilgeometrie folgende Randbedingungen:

$$\delta_L = \delta_R = \delta = \frac{q}{E \cdot I} \cdot \left\{ \left[\left(\frac{L_L \cdot L_{RA}}{6} \right) \cdot \left(\frac{L_R^2}{2} + L_L^2 \right) \right] - \frac{L_L \cdot L_{RA}^3}{24} + \frac{L_L^4}{8} \right\} \stackrel{!}{=} 0,1847$$

und für die Berechnung der Stützrippenpositionen an der kurzen Stirnseite der trapezförmigen Ziehteilgeometrie die Randbedingungen:

$$\delta_L = \delta_R = \delta = \frac{q}{E \cdot I} \cdot \left\{ \left[\left(\frac{L_L \cdot L_{RA}}{6} \right) \cdot \left(\frac{L_R^2}{2} + L_L^2 \right) \right] - \frac{L_L \cdot L_{RA}^3}{24} + \frac{L_L^4}{8} \right\} \stackrel{!}{=} 0,1322$$

unter der Voraussetzung, daß die Stützrippen symmetrisch angeordnet werden und folgende Beziehung für die freien Längen gilt:

$$L_L = L_R = L.$$

Anhand der definierten Randbedingungen kann die geometrische Anordnung der Stützrippen sowohl an der kurzen wie auch an der langen Ziehteilseite - bei konstanten Prozeßbedingungen (Flächenpressung $p_{NH} = 12 \text{ MPa}$) und identischer Niederhalterplattendicke ($h_{NH} = 10 \text{ mm}$) - durch Variationsrechnungen bestimmt werden. Die Grenzwerte für die zu variierenden Parameter L und L_{RA} ergeben sich aus den geometrischen Randbedingungen der Ziehteilgeometrie. Für die lange Stirnseite gilt:

$$L_{RA,max} = 300 \text{ mm} \Rightarrow L = 0 \quad \text{und} \quad L_{RA,min} = 0 \Rightarrow L = 150 \text{ mm}$$

und für die kurze Stirnseite:

$$L_{RA,max} = 110 \text{ mm} \Rightarrow L = 0 \quad \text{und} \quad L_{RA,min} = 0 \Rightarrow L = 55 \text{ mm}.$$

In **Tabelle 5.3** sind die Berechnungsergebnisse für die optimale Anordnung der Stützrippen zusammenfassend aufgeführt.

Tabelle 5.3: Rechnerisch ermittelte Stützrippenanordnung (optimal) für den passiv elastischen Niederhalter mit trapezförmiger Ziehteilgeometrie

	<i>Anzahl der Stützrippen</i>	<i>Stützrippenabstand [mm]</i>	<i>Freie Längen [mm]</i>
Ziehteilseite	2	100	63,5 / 56,5
lange Stirnseite	2	158,6	70,7 / 70,7
kurze Stirnseite	1	-	55,0 / 55,0

Für die schmale Stirnseite der trapezförmigen Ziehteilgeometrie konnte unter Verwendung von zwei Stützrippen keine Anordnung ermittelt werden, welche die

Randbedingung gänzlich erfüllt. Aus diesem Grund wurde an dieser Stirnseite nur eine Stützrippe positioniert, da sich hier die rechnerisch geringsten Abweichungen zu den Randbedingungen ergaben.

Die besten Ergebnisse in Hinblick auf die elastische Durchbiegung der Niederhalterplatte wurden mit einer Dicke von $h_{NH} = 10 \text{ mm}$ erzielt. Jedoch zeigen sich in bezug auf die Dimensionierung der Niederhalterplattendicke Grenzen, die aus der Biegebelastung der Niederhalterplatte resultieren. Eine plastische Verformung der Niederhalterplatte muß in jedem Fall vermieden werden, weshalb zur Überprüfung der Dimensionierungsgrenze folgendes Auslegungskriterium herangezogen werden muß:

$$\sigma_{max} = \frac{|M_{b,max}|}{I} \cdot h_{NH} \leq \frac{1}{2} \sigma_{zul} \quad (5.11)$$

mit: $M_{b,max}$: maximales Biegemoment infolge der realen Beanspruchung
 I : Flächenträgheitsmoment
 h_{NH} : Niederhalterplattendicke
 σ_{zul} : zulässige Spannung

Die zulässige Spannung σ_{zul} entspricht im vorliegenden Fall der Dehngrenze $R_{p0,2}$, da eine plastische Verformung ausgeschlossen werden soll. Für die in Tabelle 5.3 aufgeführten Parameter ergibt sich eine maximale Grenzspannung von ca. 225 MPa. Diese liegt deutlich unterhalb der Fließgrenze des eingesetzten Werkzeugwerkstoffes 1.2379, weshalb eine plastische Verformung der Niederhalterplatte ausgeschlossen werden kann.

5.1.3 Umsetzung der Berechnungsergebnisse an einem Modellwerkzeug und Verifikation des Berechnungsmodells

Für die Verifizierung der Berechnungsergebnisse wurde ein konventionelles Modellwerkzeug starrer Bauart derart modifiziert, daß die elastischen Durchbiegungen in den Eckbereichen des Niederhalters realisiert werden konnten. Hierfür wurde die starre Niederhalterplatte des Werkzeuges gegen eine auf Stützrippen gelagerte elastische Niederhalterplatte ausgetauscht. **Abbildung 5.9** zeigt den prinzipiellen und realisierten Aufbau des Modellwerkzeuges mit passiv elastischem Niederhalter.

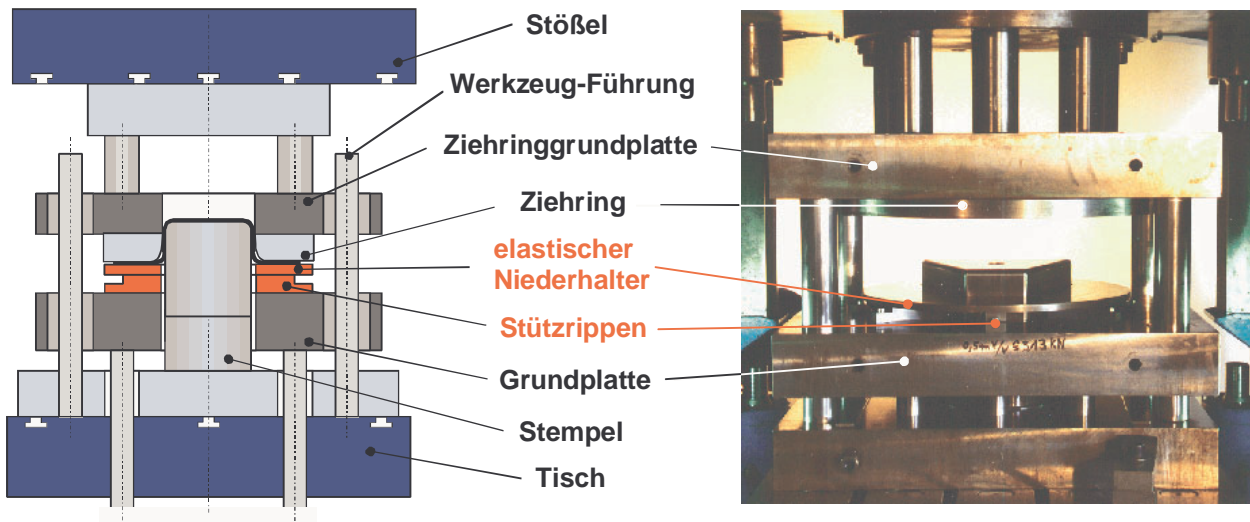


Abbildung 5.9: Prinzipieller und realisierter Aufbau des Tiefziehwerkzeugs mit passiv elastischem Niederhalter

Die Verifikation des Berechnungsmodells erfolgte anhand experimenteller Untersuchungen mit dem vorgestellten Werkzeugsystem. Hierfür wurde während des Ziehvorganges mit induktiven Wegaufnehmern die Niederhalterdurchbiegung ermittelt. Die Meßaufnehmer wurden zu diesem Zweck in den kritischen Eckbereichen der Trapezgeometrie unmittelbar an der Ziehringrundung positioniert. **Abbildung 5.10** zeigt die im Rahmen der Auslegung des Niederhalters berechnete Anordnung der Stützrippen (vgl. auch Tabelle 5.3) sowie die Meßstellen für die Ermittlung der Niederhalterdurchbiegung.

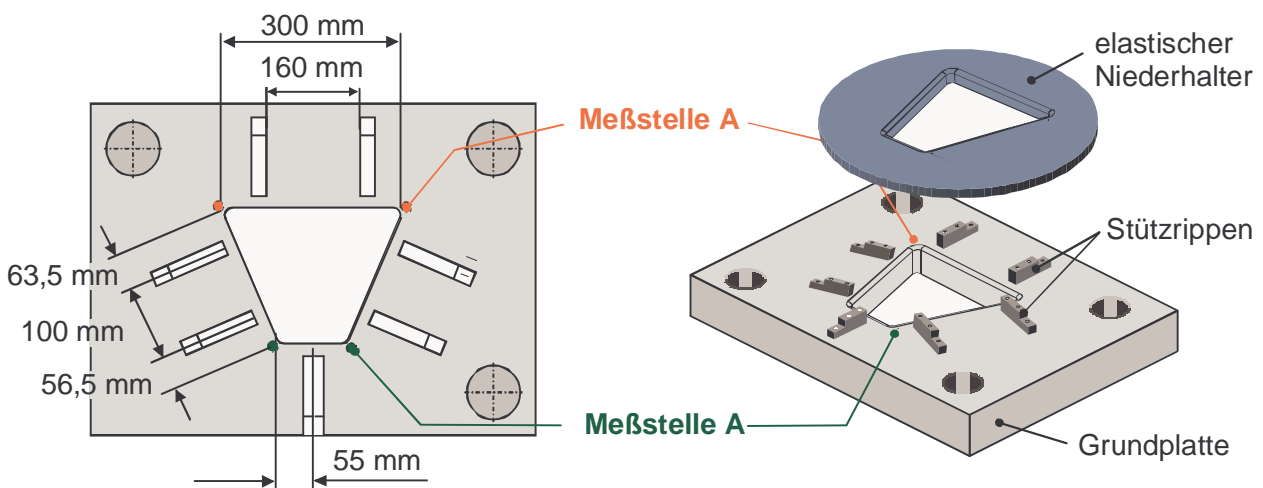


Abbildung 5.10: Anordnung der Stützrippen und Lage der Meßstellen zur Erfassung der Niederhalterdurchbiegung

In den **Abbildungen 5.11 und 5.12** sind die gemessenen Durchbiegungen des elastischen Niederhalters in Abhängigkeit vom Ziehweg für die Werkstoffe DC04 und H340 dargestellt.

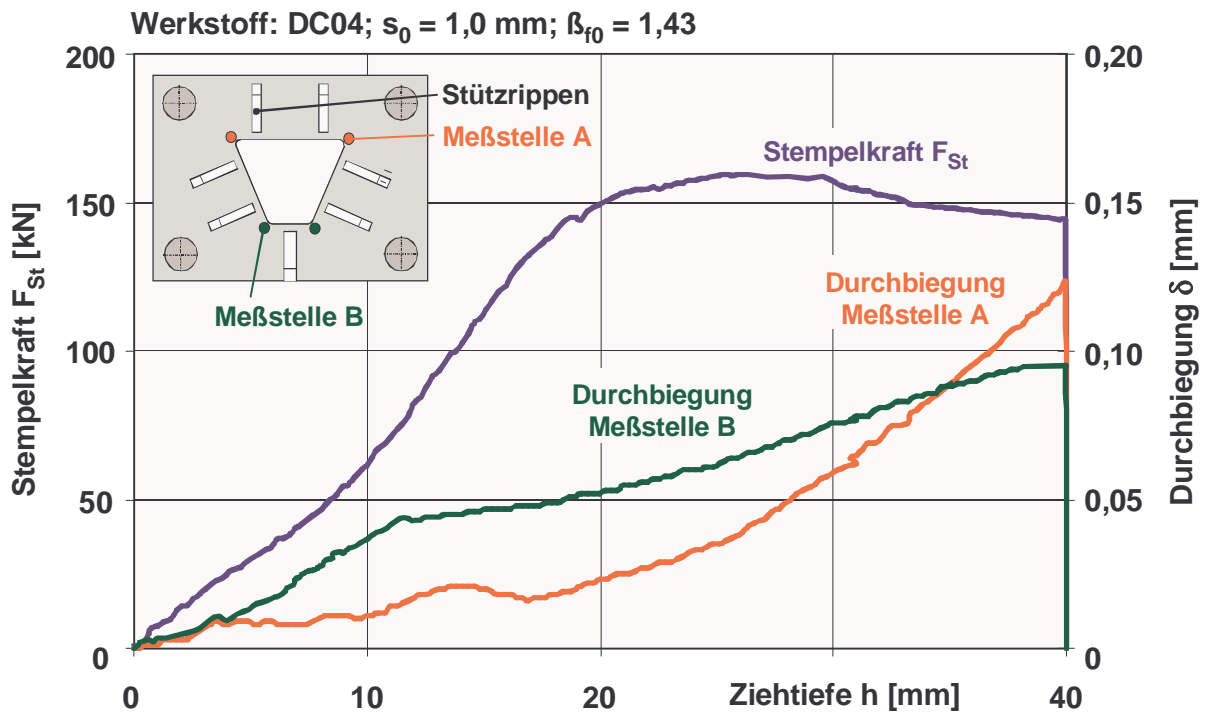


Abbildung 5.11: Durchbiegung in den Ziehtielecken des passiv elastischen Niederhalters; Blechwerkstoff DC04; Blechdicke $s_0 = 1,0 \text{ mm}$; Niederhalterkraft $F_{NH} = 300 \text{ kN}$; Ziehverhältnis $\beta_{f0} = 1,43$

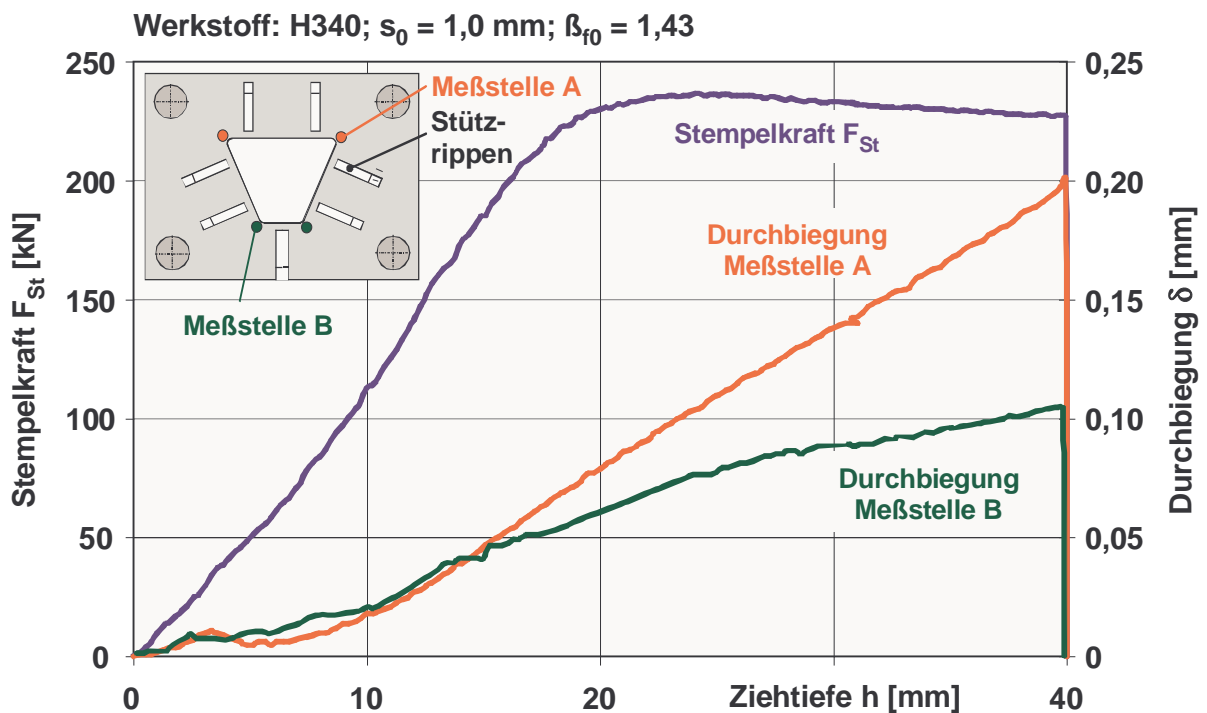


Abbildung 5.12: Durchbiegung in den Ziehtielecken des passiv elastischen Niederhalters; Blechwerkstoff H340; Blechdicke $s_0 = 1,0 \text{ mm}$; Niederhalterkraft $F_{NH} = 375 \text{ kN}$; Ziehverhältnis $\beta_{f0} = 1,43$

Die maximalen Durchbiegungen wurden an der Meßstelle A im Bereich des spitzen Winkels der Trapezgeometrie gemessen. Die im Vergleich zum stumpfen Winkel große „freie Fläche“ im Eckbereich der Ziehteilgeometrie bewirkt eine optimal-elastische Anpassung des Niederhalters an die Gegebenheiten im Ziehteilflansch. Für den mikrolegierten höherfesten Werkstoff H340 wurde im Bereich der Meßstelle A der größte Absolutwert für die Niederhalterdurchbiegung ermittelt (0,201 mm). Ursache hierfür ist der infolge der erhöhten Werkstofffestigkeit größere Kraftbedarf für die Anpassung des Niederhalters an die Gegebenheiten im Ziehteilflansch, was sich ebenfalls in der höheren erforderlichen Niederhalterkraft ($F_{NH,H340} = 375 \text{ kN}$) im Vergleich zum Werkstoff DC04 ($F_{NH,DC04} = 300 \text{ kN}$) widerspiegelt.

Die Verifikation des analytischen Berechnungsmodells erfolgte durch den Vergleich der berechneten und experimentell ermittelten maximalen elastischen Durchbiegungen zum Ziehende ($h = 40 \text{ mm}$) für die Umformung der Blechwerkstoffe DC04 und H340 (**Abbildung 5.13**).

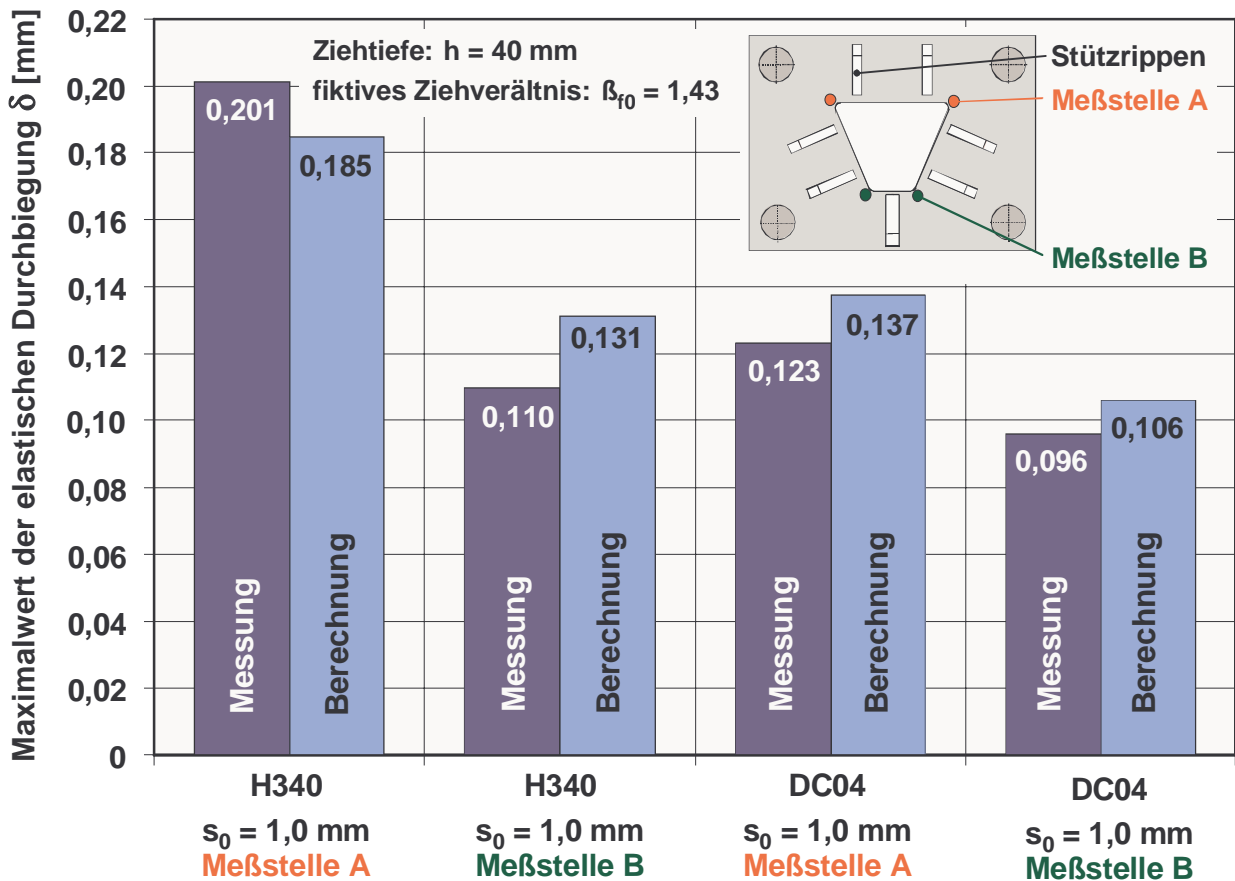


Abbildung 5.13: Vergleich der experimentell ermittelten und theoretisch berechneten Maximalwerte der Niederhalterdurchbiegung in den Ziehteilecken des passiv elastischen Niederhalters bei der Umformung der Blechwerkstoffe DC04 und H340; Blechdicke $s_0 = 1,0 \text{ mm}$; Ziehverhältnis $\beta_{f0} = 1,43$

Aus Abbildung 5.13 wird ersichtlich, daß die errechneten Maximalwerte der elastischen Durchbiegung gut mit den experimentell ermittelten Werten übereinstimmen, wodurch die hohe Berechnungsgenauigkeit des Ansatzes bestätigt wird. Lediglich für den Blechwerkstoff H340 im Bereich der Meßstelle B ist ein überdurchschnittlich erhöhter Wert für die Abweichung zwischen gemessenen und berechneten Wert festzustellen. Diese Abweichung kann durch die Tatsache begründet werden, daß bei der Berechnung der Anzahl und Anordnung der Stützrippen entlang der kurzen Stirnseite der trapezförmigen Ziehteilgeometrie, aufgrund der geometrischen Abmessungen des Ziehwerkzeuges, Zugeständnisse an die Positionierung und Anzahl der Stützrippen gemacht werden mußten, was sich in den experimentell ermittelten Werten widerspiegelt. Weiterhin wirkt sich die Wahl einer idealisierten Niederhalterplattenbreite bei der Berechnung der Durchbiegung im Bereich des stumpfen Winkels nachteilig auf die Berechnungsgenauigkeit aus. Dennoch kann festgehalten werden, daß unabhängig vom eingesetzten Versuchswerkstoff und mit einer durchschnittlichen Abweichung von ca. 12 % die Berechnungsmethode eine hinreichend genaue analytische Vorhersage der Niederhalterelastizität ermöglicht und somit ein geeignetes Mittel für die Auslegung von elastischen Niederhaltern für Tiefziehwerkzeuge darstellt. Dies ist, insbesondere vor dem Hintergrund, daß bislang keine Erfahrungswerte für die Auslegung von passiv elastischen Niederhaltern existieren, eine wesentliche Auslegungshilfe und stellt ein sehr gutes Hilfsmittel für den Konstrukteur dar.

5.2 Experimentelle Grundlagenuntersuchungen zum Tiefziehen mit passiv elastischen Niederhaltern

Anhand der im folgenden erläuterten experimentellen Untersuchungen soll die Wirksamkeit passiv elastischer Niederhaltersysteme nachgewiesen werden.

5.2.1 Ermittlung des Arbeitsbereiches / Gutteilfensters

In den Untersuchungen zur vergleichenden Ermittlung der Prozeßgrenzen beim Umformen mit starrem und passiv elastischem Niederhalter wurde das Auftreten von Falten und Reißen bei unterschiedlichen Ziehverhältnissen und Niederhalterkräften untersucht. Aus den Daten wurden die Gutteilfenster (Arbeitsbereiche) für beide Niederhalterbauformen ermittelt (Abbildung 5.14 und Abbildung 5.15).

Anhand des Werkstoffes DC04 konnte nachgewiesen werden, daß sich der Arbeitsbereich bei Verwendung eines elastischen Niederhalters einerseits deutlich vergrößert und andererseits zu höheren Niederhalterkräften hin verschiebt (Abbildung 5.14). Die höheren erforderlichen Niederhalterkräfte resultieren aus der Vergrößerung der vom Niederhalterdruck beaufschlagten Flanschfläche, was zu einer verminderten Flächenpressung in den Eckbereichen führt. Zur Unterdrückung der Faltenbildung in diesen Bereichen ist daher eine Erhöhung der Gesamtkraft erforderlich. Die deutliche Vergrößerung des Gutteilfensters geht einher mit einer geringeren erforderlichen Einstellgenauigkeit der Niederhalterkraft an der Umformmaschine. Dieser Sachverhalt kann

exemplarisch verdeutlicht werden: Um für die untersuchte Ziehteilgeometrie das Ziehverhältnis $\beta_{f0} = 1,45$ zu erreichen, muß die erforderliche Niederhalterkraft für den starren Niederhalter auf ca. 10 kN genau eingestellt werden. Verglichen mit dem passiv elastischen Niederhalter ist dieser Einstellbereich um den Faktor 10 geringer, da für diese Niederhaltervariante die Niederhalterkraft im Bereich von ca. 100 kN variiert werden kann. Hieraus kann die Schlußfolgerung gezogen werden, daß passiv elastische Niederhaltersysteme eine geringere Einstellgenauigkeit in bezug auf die Niederhalterkraft aufweisen, was sich wiederum positiv auf die Prozeßsicherheit auswirkt.

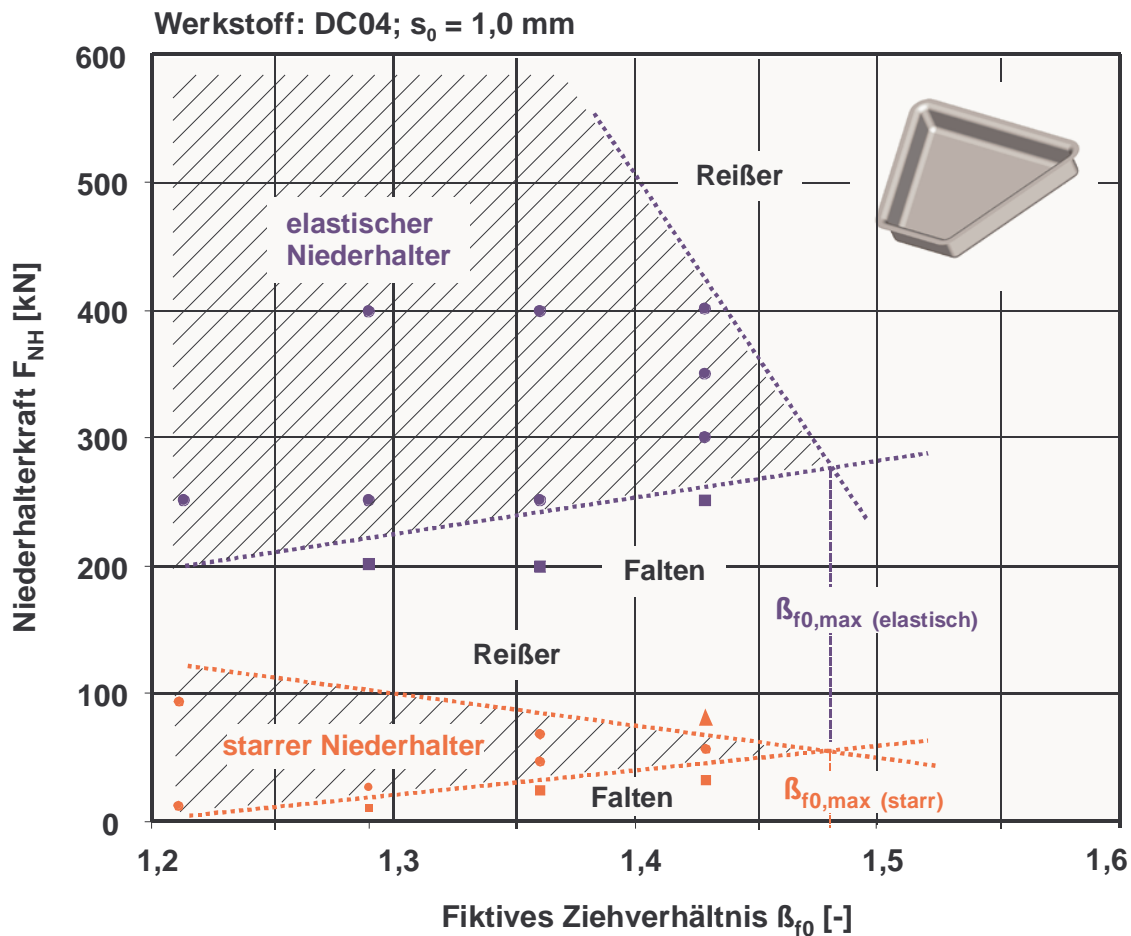


Abbildung 5.14: Vergleichende Darstellung des Gutteilfensters für das Tiefziehen mit starrem und passiv elastischem Niederhalter; Werkstoff DC04; Blechdicke $s_0 = 1,0 \text{ mm}$

Für den Werkstoff H340 ist das Gutteilfenster in Abbildung 5.15 dargestellt. Prinzipiell gelten in bezug auf die Einstellgenauigkeit der Niederhalterkraft die gleichen Aussagen wie für den Werkstoff DC04, lediglich mit anderen Absolutwerten.

Bei der vergleichenden Gegenüberstellung der Gutteilfenster der Werkstoffe DC04 (Abbildung 5.14) und H340 (Abbildung 5.15) wird ersichtlich, daß die Einstellung der Niederhalterkraft bei Verwendung eines elastischen Niederhalters in einem geringeren Maße vom Blechwerkstoff abhängig ist als beim Einsatz starrer Niederhalter. Die

Arbeitsbereiche der elastischen Niederhalter für die untersuchten Blechwerkstoffe überschneiden sich, d.h. die Niederhalterkrafteinstellungen für den Werkstoff H340 können ebenso für den Werkstoff DC04 genutzt werden. Demgegenüber müssen die Niederhalterkräfte des starren Niederhalters zwingend dem eingesetzten Werkstoff angepaßt werden, um Gutteile zu erhalten.

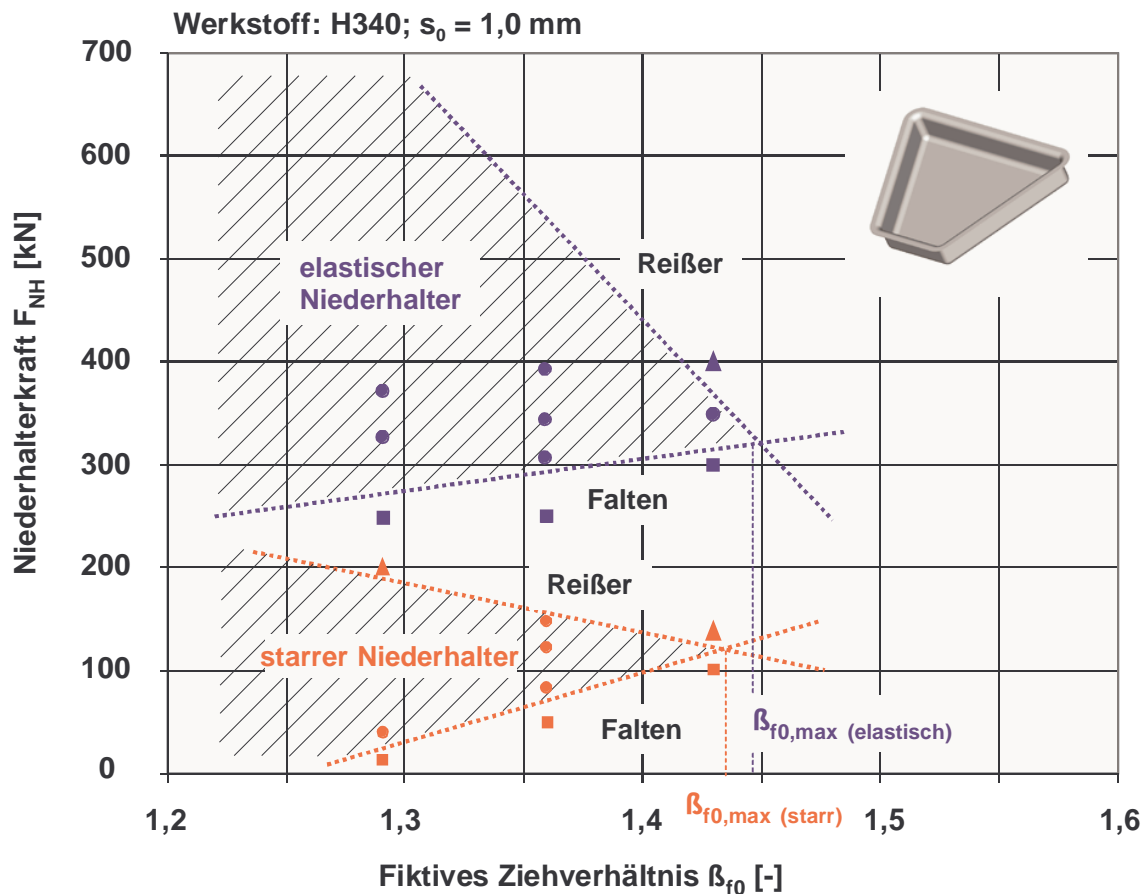


Abbildung 5.15: Vergleichende Darstellung des Gutteilfensters für das Tiefziehen mit starrem und passiv elastischem Niederhalter; Werkstoff H340; Blechdicke $s_0 = 1,0 \text{ mm}$

Darüber hinaus konnte in den Untersuchungen zur Ermittlung der Prozeßgrenzen eine Steigerung des fiktiven Grenzziehverhältnisses $\beta_{f0,max}$ für den Blechwerkstoff H340 bei Einsatz des passiv elastischen Niederhalters nachgewiesen werden.

5.2.2 Blechdickenänderungen infolge der Umformung

Die Messung des Blechdickenverlaufs wurde an charakteristischen Ziehtteilen durchgeführt. Ausgewählt wurden die jeweils besten Ziehergebnisse für das Ziehverhältnis $\beta_{f0} = 1,43$ bei einer Ziehhöhe von $h = 40 \text{ mm}$. Die Blechdickenmessung erfolgte jeweils von einem definierten Startpunkt, der ca. 40 mm von der Stempelkantenrundung entfernt auf dem Ziehteilboden lag, über die Zarge bis zum Flanschaußenrand entlang einer

definierten Meßspur. Der Abstand der Meßpunkte auf dieser Spur betrug 5 mm. Da die maximale Werkstoffbeanspruchung aufgrund der geometrischen Verhältnisse im Eckbereich des oberen spitzen Winkels der Trapezgeometrie auftritt, wird ausschließlich dieser Bereich untersucht und bewertet.

Die Ergebnisse der Untersuchungen sind in den **Abbildung 5.16** bzw. **Abbildung 5.17** in absoluten Werten bezogen auf die Ausgangsblechdicke für die Werkstoffe DC04 und H340 exemplarisch dargestellt, anhand derer die Wirksamkeit des elastischen Niederhalters verdeutlicht werden kann.

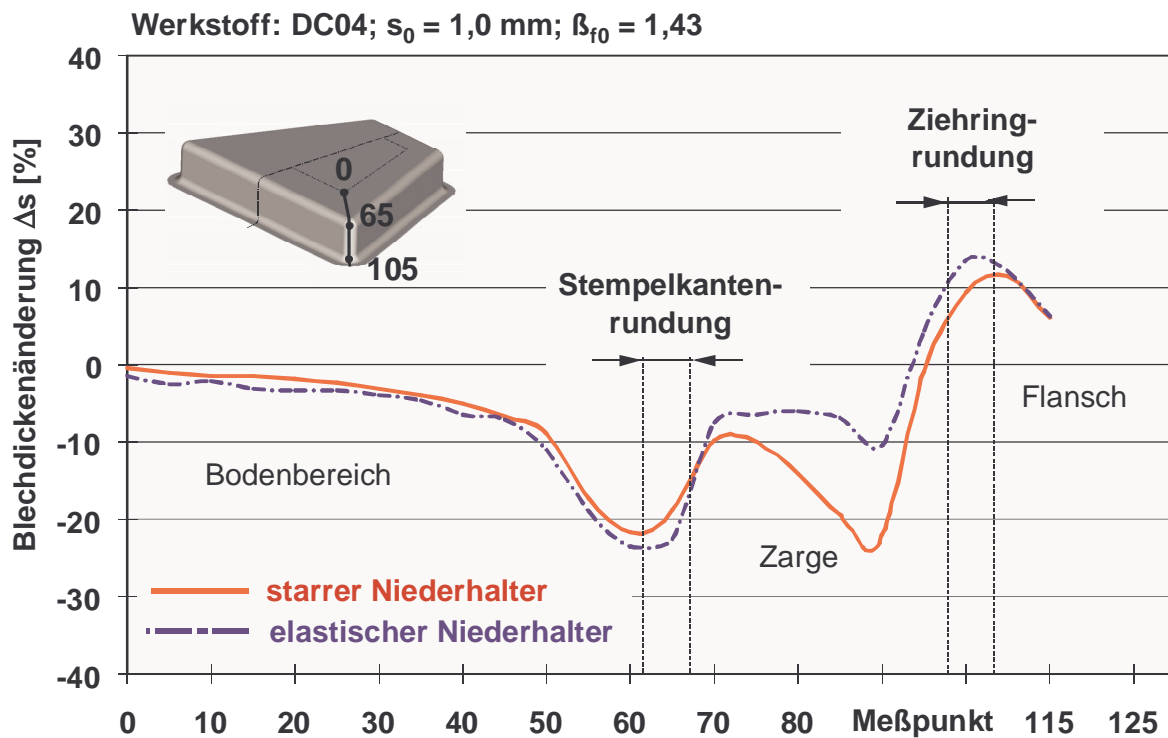


Abbildung 5.16: Blechdickenänderungen im Ziehteil für die verschiedenen Niederhaltervarianten; Werkstoff DC04; Blechdicke $s_0 = 1,0 \text{ mm}$; Ziehverhältnis $\beta_{f0} = 1,43$; Ziehtiefe $h = 40 \text{ mm}$

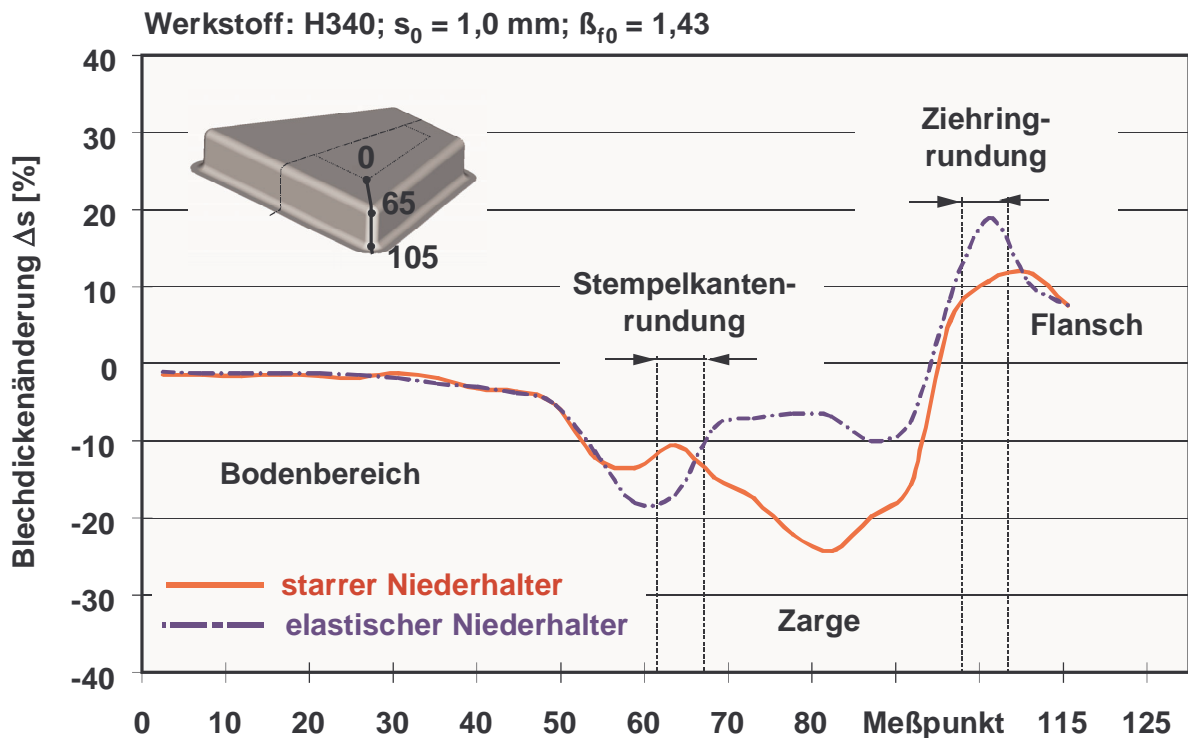


Abbildung 5.17: Blechdickenänderungen im Ziehteil für die verschiedenen Niederhaltervarianten; Werkstoff H340; Blechdicke $s_0 = 1,0 \text{ mm}$; Ziehverhältnis $\beta_{f0} = 1,43$; Ziehtiefe $h = 40 \text{ mm}$

Wenngleich beim Einsatz des passiv elastischen Niederhalters mit deutlich höheren Niederhalterkräften gearbeitet wurde, konnte, verglichen mit dem starren Niederhalter, im Bereich der Stempelkantenrundung keine wesentliche Abnahme der Blechdicke festgestellt werden. Weiterhin wurde im Zargenbereich des Ziehteils für den elastischen Niederhalter, verglichen mit dem starren Niederhalter, eine wesentlich geringere Blechdickenabnahme ermittelt, was sich positiv auf die Rißvermeidung und somit auf das Grenzziehverhältnis auswirkt. Die geringere Blechdickenabnahme des passiv elastischen Niederhalters läßt sich auf den bereits beschriebenen günstigeren Werkstofffluß aus dem Flansch- in den Zargenbereich infolge der erhöhten Nachgiebigkeit dieser Niederhaltervariante zurückführen.

5.2.3 Intensität und Verteilung der Flächenpressung im Flanschbereich

Zur Aufnahme der Kontaktnormalspannungen des Ziehteilflansches am Niederhalter wurden Druckmeßfolien der Firma FUJI /FUJI90/ vom Typ Prescale „Two sheet“ verwendet. Diese Druckmeßfolien stellen ein Meßmittel dar, um Flächenpressungsverteilungen in größeren Bereichen zu erfassen. Sie werden vom Hersteller mit den in **Tabelle 5.4** dargestellten Empfindlichkeitsstufen und Abmessungen angeboten:

Tabelle 5.4: Empfindlichkeitsstufen, Meßbereiche und Abmessungen der Druckmeßfolien vom Typ FUJI Prescale „Two sheet“ /FUJI90/

<i>Druckmeßfolien vom Typ FUJI Prescale „Two sheet“</i>		
<i>Empfindlichkeitsstufe</i>	<i>Meßbereich</i>	<i>Abmessung</i>
Ultra Super Low Pressure	0,2 - 0,6 MPa	270 mm x 4 m
Super Low Pressure	0,5 - 2,5 MPa	270 mm x 5 m
Low Pressure	2,5 - 10 MPa	270 mm x 10 m
Medium Pressure	10 - 50 MPa	270 mm x 10 m

Die Anwendung der Folie geschieht in der Kombination zweier unterschiedlicher Folien „Typ-A“ und „Typ-C“ (**Abbildung 5.18**). Auf der A-Folie befindet sich eine gleichmäßige Schicht von Mikrokapseln, in denen eine Druckfarbe eingeschlossen ist. Die C-Folie ist sehr gleichmäßig mit einer Entwicklerschicht in Form von Mikrospitzen überzogen. Bei der Druckmessung werden beide Folien in der dargestellten Anordnung mit ihren beschichteten Seiten aufeinandergelegt. Bei Druckbelastung, die Belastungsdauer der Folie sollte entweder kürzer als 5 Sekunden oder länger als 2 Minuten betragen, platzen die Mikrobälchen der A-Folie und der farbbildende Stoff reagiert mit dem Entwickler der C-Folie auf dieser zu einem roten Farbstoff. Da bei kleinerem Druck zuerst die größeren Farbbälchen platzen und erst mit zunehmendem Druck auch die kleineren, ist eine Zuordnung zwischen Druck und Farbintensität möglich. Mit Hilfe einer Kalibrierkurve wird in Abhängigkeit von Temperatur und Luftfeuchtigkeit der Farbintensität ein konkreter Druckwert zugeordnet.

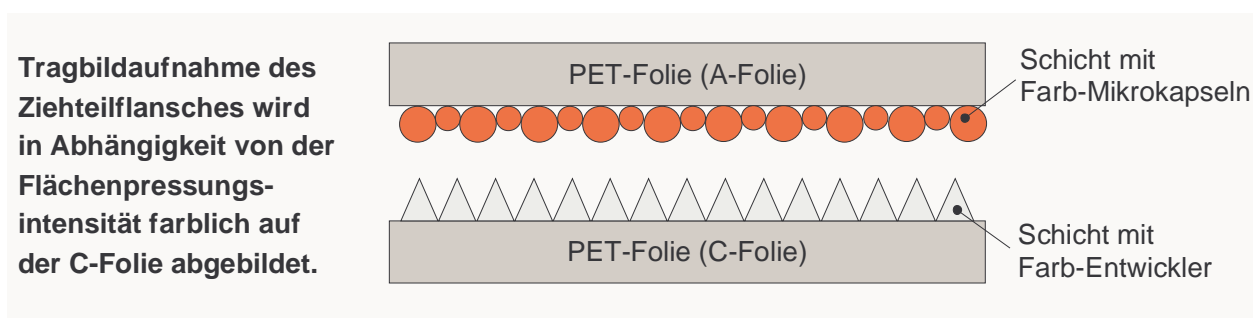


Abbildung 5.18: Funktionsprinzip der Druckmeßfolien vom Typ FUJI Prescale „Two sheet“

Die Aufnahme der spezifischen Flächenpressung am Flansch erfolgte nach folgender Vorgehensweise: Um eine Aussage über die Abhängigkeit der Flansch-Flächenpressung vom Ziehweg treffen zu können, wurde das Ziehteil zunächst auf eine definierte Ziehtiefe (h_1) gezogen. Anschließend wurde das Werkzeug geöffnet und zwischen Blech und Niederhalter die Druckmeßfolie plaziert. Das Werkzeug wurde wieder zusammen-

gefahren, die gleiche Niederhalterkraft wie zuvor aufgebracht und das Ziehteil auf die endgültige Ziehtiefe h gezogen ($h = h_1 + \Delta h$; mit: $\Delta h \geq 2 \text{ mm}$). Nach einer Haltedauer von ca. 2 Minuten wurde die Folie entlastet und dem Werkzeug entnommen. Als Ergebnis kann anhand der Druckmeßfolie die spezifische Niederhalterpressung für den verformten Flansch bei der jeweils zuvor gezogenen Ziehtiefe beurteilt werden.

In den Untersuchungen wurden die Auswirkungen der Niederhalterelastizität auf die Prozeßgrenzen und das Ziehergebnis ermittelt. **Abbildung 5.19** und **Abbildung 5.20** zeigen die Verteilung der Flächenpressungen im Ziehteilflansch. Diese wurden mit den beschriebenen Druckmeßfolien aufgenommen und für die unterschiedlichen Niederhaltervarianten (starr und elastisch) vergleichend gegenübergestellt und bewertet. Diese Bewertung wurde anhand des jeweils besten Ziehergebnisses vorgenommen. Die Einstellung der Niederhalterkraft erfolgte sowohl für den starren als auch für den passiv elastischen Niederhalter unmittelbar unterhalb der werkstoffspezifischen Reißergrenze, so daß bei ansonsten konstanten Prozeßparametern (Schmierzustand, Ziehverhältnis etc.) die maximal versagensfrei ertragbaren Flächenpressungen im Ziehteilflansch realisiert werden konnten. Beim starren Niederhalter lagen diese, wie den Abbildungen 5.19 und 5.20 entnommen werden kann, immer deutlich unterhalb derer des passiv elastischen Niederhalters. Weiterhin konnten deutlich gleichmäßigere Flächenpressungen im Flanschbereich des Ziehteils beim Einsatz des elastischen Niederhalters nachgewiesen werden.

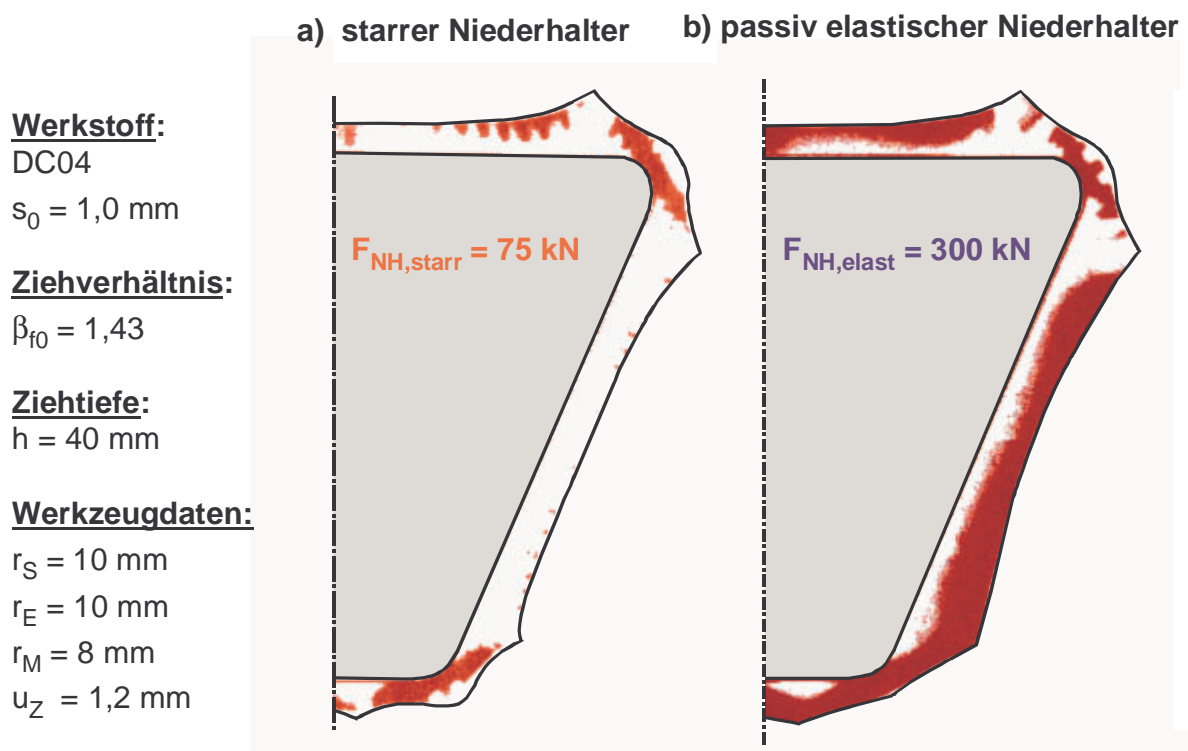


Abbildung 5.19: Tragbildaufnahmen des Ziehteilflansches für die unterschiedlichen Niederhaltervarianten; Werkstoff DC04; Blechdicke $s_0 = 1,0 \text{ mm}$

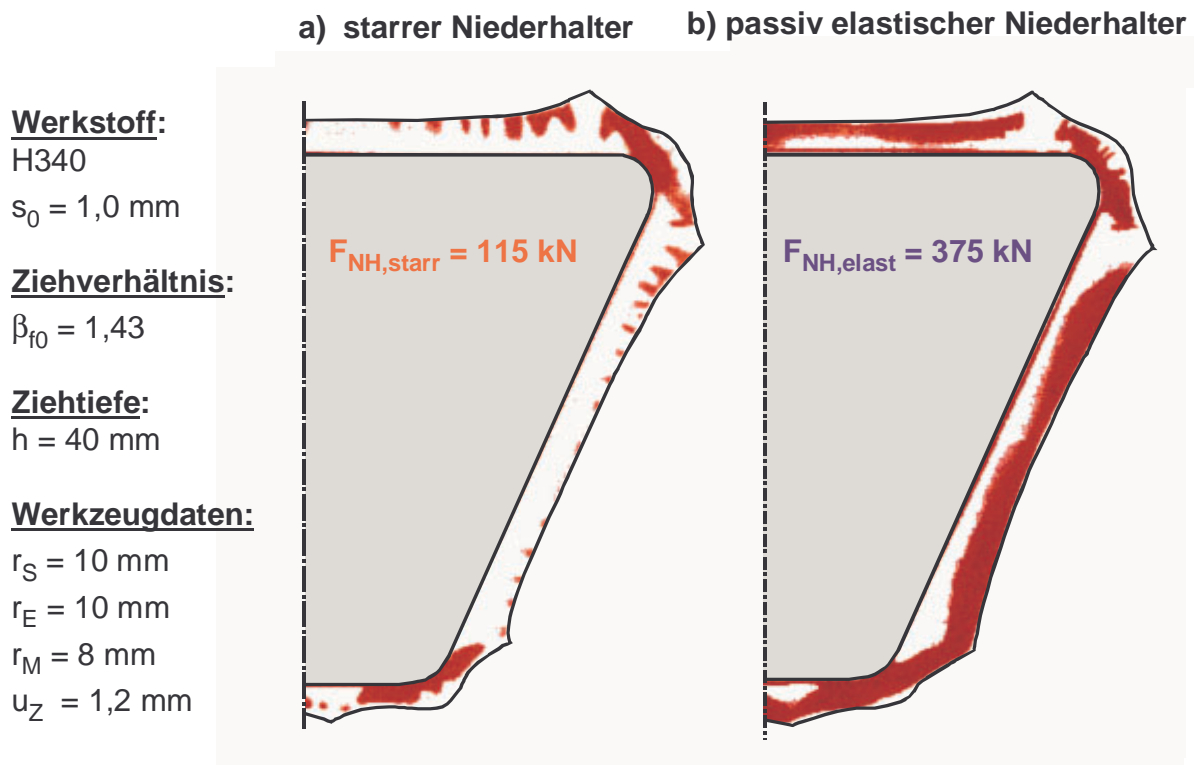


Abbildung 5.20: Tragbildaufnahmen des Ziehteilflansches für die unterschiedlichen Niederhaltervarianten; Werkstoff H340; Blechdicke $s_0 = 1,0 \text{ mm}$

Beim starren Niederhalter sind die lokalen Aufdickungen des Flanschmaterials und die damit verbundene Entlastung der langen geraden Ziehteilseiten problematisch. Die nahezu über dem gesamten Flanschbereich gleichmäßig verteilte Flächenpressung beim elastischen Niederhalter verdeutlicht, daß bei dieser Variante eine eigenständige Anpassung an die Blechdickenänderungen im Ziehteilflansch erreicht wird. Die für die elastische Anpassung des Niederhalters notwendigen Niederhalterkräfte liegen in etwa um den Faktor 3 höher als bei der Verwendung eines konventionellen starren Niederhalters.

Die höheren erforderlichen Niederhalterkräfte resultieren zum einen aus der Tatsache, daß der Niederhalter zur Vergrößerung der vom Niederhalterdruck beaufschlagten Flanschfläche und damit zur vollständigen Anpassung an die Blechdickenunterschiede im Flanschbereich elastisch verformt werden muß. Zum anderen vergrößert sich durch die elastische Verformung des Niederhalters die von der Niederhalterkraft beaufschlagte Flanschfläche, was zu einer Verminderung der mittleren Flächenpressung führt. Zur Unterdrückung der Faltenbildung ist daher ebenfalls eine Erhöhung der Niederhalterkraft erforderlich. Dennoch konnte in den Untersuchungen festgestellt werden, daß trotz der erforderlichen höheren Niederhalterkräfte beim Einsatz elastischer Niederhaltersysteme ein Versagen der Bauteile erst bei größeren Ziehwegen, verglichen mit dem starren Niederhalter, auftrat. Dies ist vor allem auf den wesentlich günstigeren Werkstofffluß infolge der gleichmäßigeren Flächenpressung im Flanschbereich zurückzuführen.

5.2.4 Flanscheinzugverhalten

Der unterschiedliche Materialeinzug im Flanschbereich für die unterschiedlichen Niederhalterbauformen ist in **Abbildung 5.21** für die Versuchswerkstoffe DC04 und H340 dargestellt. In der Draufsicht sind die Außenkonturen der Flansche, ausgehend von einem achteckigen Zuschnitt bei einer Ziehtiefe von $h = 40 \text{ mm}$ und einem Ziehverhältnis von $\beta_{f0} = 1,43$, gegenübergestellt.

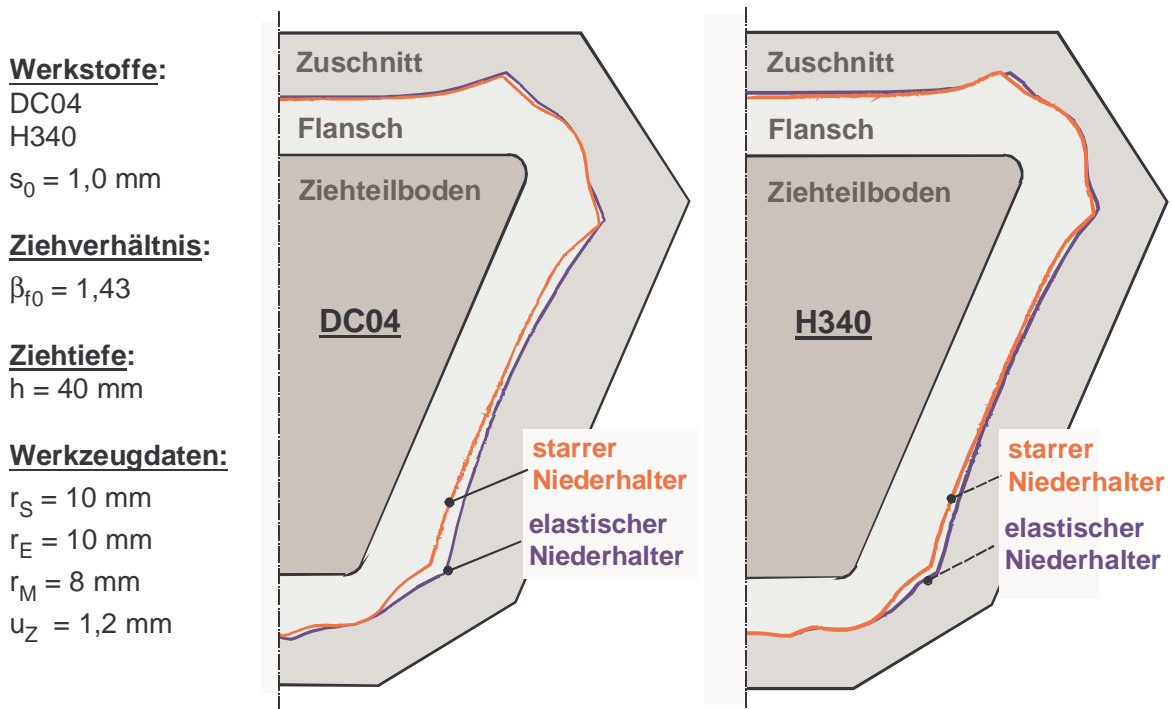


Abbildung 5.21: Qualitativer Vergleich der Flanschkonturen an Ziehteilen aus den Blechwerkstoffen DC04 und H340 für die unterschiedlichen Niederhaltervarianten

Die Vermessung der Flanschkonturen zeigt, daß der Restflansch im Bereich der geraden Ziehteilseiten beim nachgiebigen Niederhalter größer ist als beim starren Werkzeug (Abbildung 5.21). Hier wird offenkundig, daß der Blechwerkstoff bei nachgiebigen Systemen aufgrund der im Vergleich zum starren Werkzeug größeren Flächenpressung stärker ausgestreckt wird. Höhere radiale Dehnungen, die eine stärkere Plastifizierung des Blechwerkstoffes und somit eine bessere Maßhaltigkeit der Ziehteile bewirken, sind die Folge. Darüber hinaus werden Ziehteilfehler in Form von Falten und Einfallstellen in diesen Bereichen vollständig vermieden.

5.2.5 Kompensation von Maschinenkipnungen

Während des Tiefziehvorgangs können infolge außermittiger Krafteinleitungen Kippungen auftreten, die zu einer unsymmetrischen Verteilung der Niederhalterkraft in Umfangsrichtung des Ziehteils führen können. Dies führt einerseits zu hohen örtlichen

Pressungen im Flanschbereich und damit zum Versagen des Werkstücks aufgrund des beeinflussten Werkstoffflusses, andererseits können Falten 1. Art im Ziehteilflansch entstehen. Derartige Ziehteilfehler sind nahezu ausschließlich durch zeitaufwendige Nacharbeiten am Ziehwerkzeug zu vermeiden.

In **Abbildung 5.22** sind die Auswirkungen voreingestellter Maschinenkipnungen auf die Tragbilder des starren und passiv elastischen Niederhalters für die entlastete Ziehteilseite dargestellt.

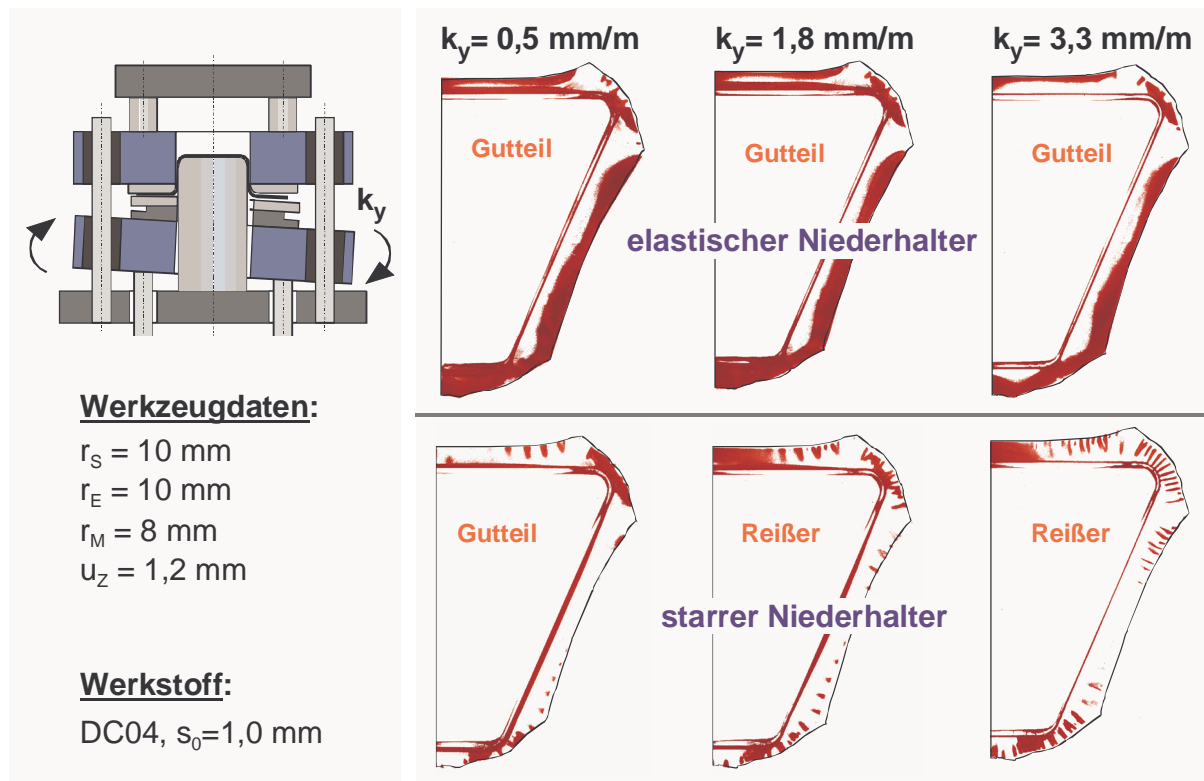


Abbildung 5.22: Auswirkung der Kippung auf die Tragbilder beim Tiefziehen mit starrem und passiv elastischem Niederhalter

Es wird deutlich, daß beim starren Niederhalter infolge der Kippung Falten 1. Art in der entlasteten Ziehteilseite entstehen, die selbst bei einer geringfügigen Kippung von $k_y = 0,5 \text{ mm/m}$ ersichtlich sind (Abbildung 5.22). Ab einer eingestellten Kippung von $k_y = 1,8 \text{ mm/m}$ kommt es beim starren Niederhalter infolge des behinderten Werkstoffflusses an der belasteten Flanschseite der Ziehteilgeometrie zu Reißern. Hingegen konnte beim Tiefziehen mit passiv elastischem Niederhalter festgestellt werden, daß Kippungen bis zu einem Wert von $k_y = 3,3 \text{ mm/m}$ ausgeglichen werden, ohne daß eine Faltenbildung oder Reißer eintritt. Zurückzuführen ist dies vornehmlich auf die aus dem elastischen Verhalten des Niederhalters resultierende homogenere Verteilung der Flächenpressung im Ziehteilflansch. Im Gegensatz zum starren Niederhalter ist der passiv elastische Niederhalter in der Lage, die aus der Maschinenkippfung resultierenden lokalen Flächenpressungen in benachbarte Bereiche

weiterzuleiten, wodurch lokal überhöhte Spannungspitzen bis zu einer Kippung von $k_y = 3,3 \text{ mm/m}$ vermieden werden.

In **Abbildung 5.23** und **Abbildung 5.24** sind zur Verdeutlichung der Auswirkungen einer Maschinenkipfung auf den Werkstofffluß exemplarisch die Blechdickenverläufe in der entlasteten (Abbildung 5.23) und der belasteten Hälfte (Abbildung 5.24) des trapezförmigen Ziehteils aus dem Blechwerkstoff DC04 für eine Kippung von $k_y = 1,8 \text{ mm/m}$ dargestellt.

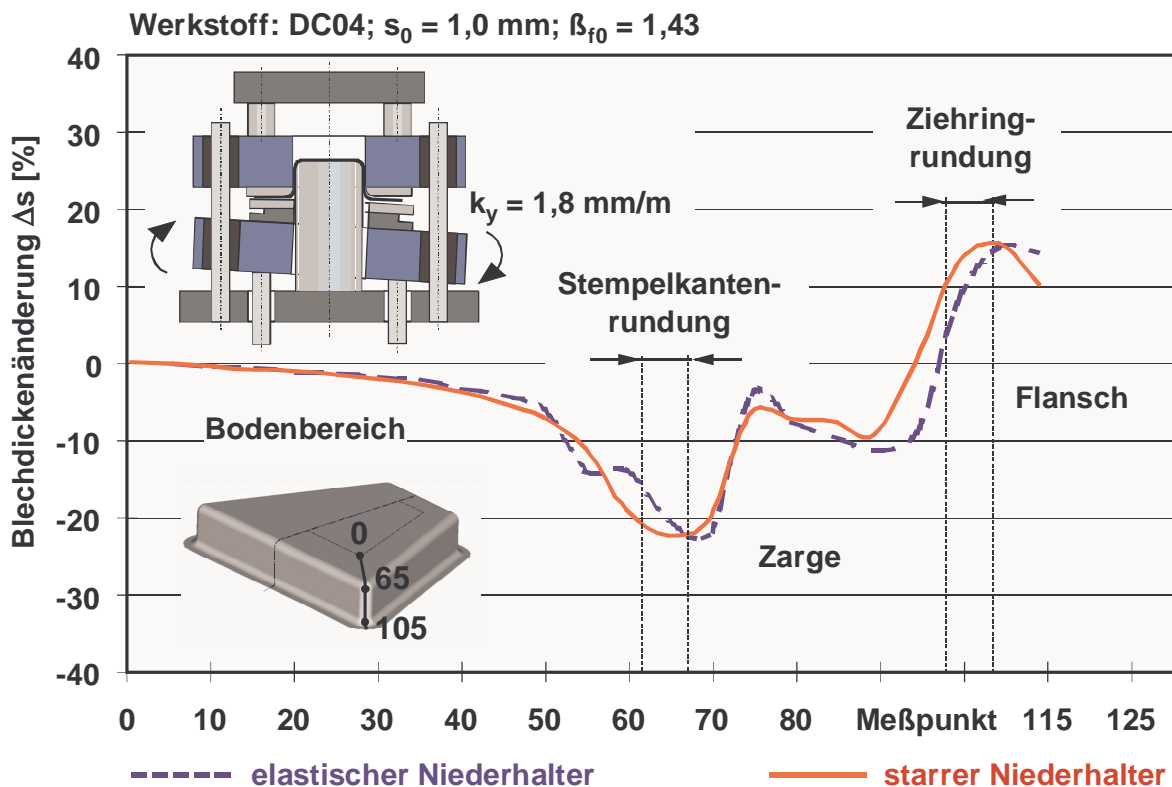


Abbildung 5.23: Verlauf der Blechdickenänderung in der entlasteten Ziehteilecke am trapezförmigen Ziehteil, umgeformt mit starrem und passiv elastischem Niederhalter bei einer Kippung von $k_y = 1,8 \text{ mm/m}$; Werkstoff DC04; Blechdicke $s_0 = 1,0 \text{ mm}$; Ziehverhältnis $\beta_{f0} = 1,43$; Ziehtiefe $h = 40 \text{ mm}$

Durch Abbildung 5.23 wird verdeutlicht, daß bei einer Kippung von $k_y = 1,8 \text{ mm/m}$ keine signifikanten Unterschiede im Verlauf der Blechdicke in der entlasteten Ziehteilecke erkennbar sind. Die maximale Blechdickenabnahme am Auslauf der Stempelkantenrundung im Bereich der Ziehteilzarge beträgt für beide Niederhaltervarianten ca. 20 %.

Demgegenüber konnte in der belasteten Ziehteilecke eine deutliche Abnahme der Blechdicke (Blechdickenabnahme $> 40 \%$) im Bereich der Ziehteilzarge für den starren Niederhalter festgestellt werden (Abbildung 5.24). Diese Blechdickenabnahme konnte auch visuell am Ziehteil in Form eines Anrisses lokalisiert werden. Bei der elastischen Niederhaltervariante hingegen wurde lediglich eine maximale Blechdickenabnahme von

kann geschlossen werden, daß der Materialfluß aus dem Flanschbereich in die Ziehteilzarge infolge der lokal überhöhten Flächenpressungen stark beeinträchtigt wird.

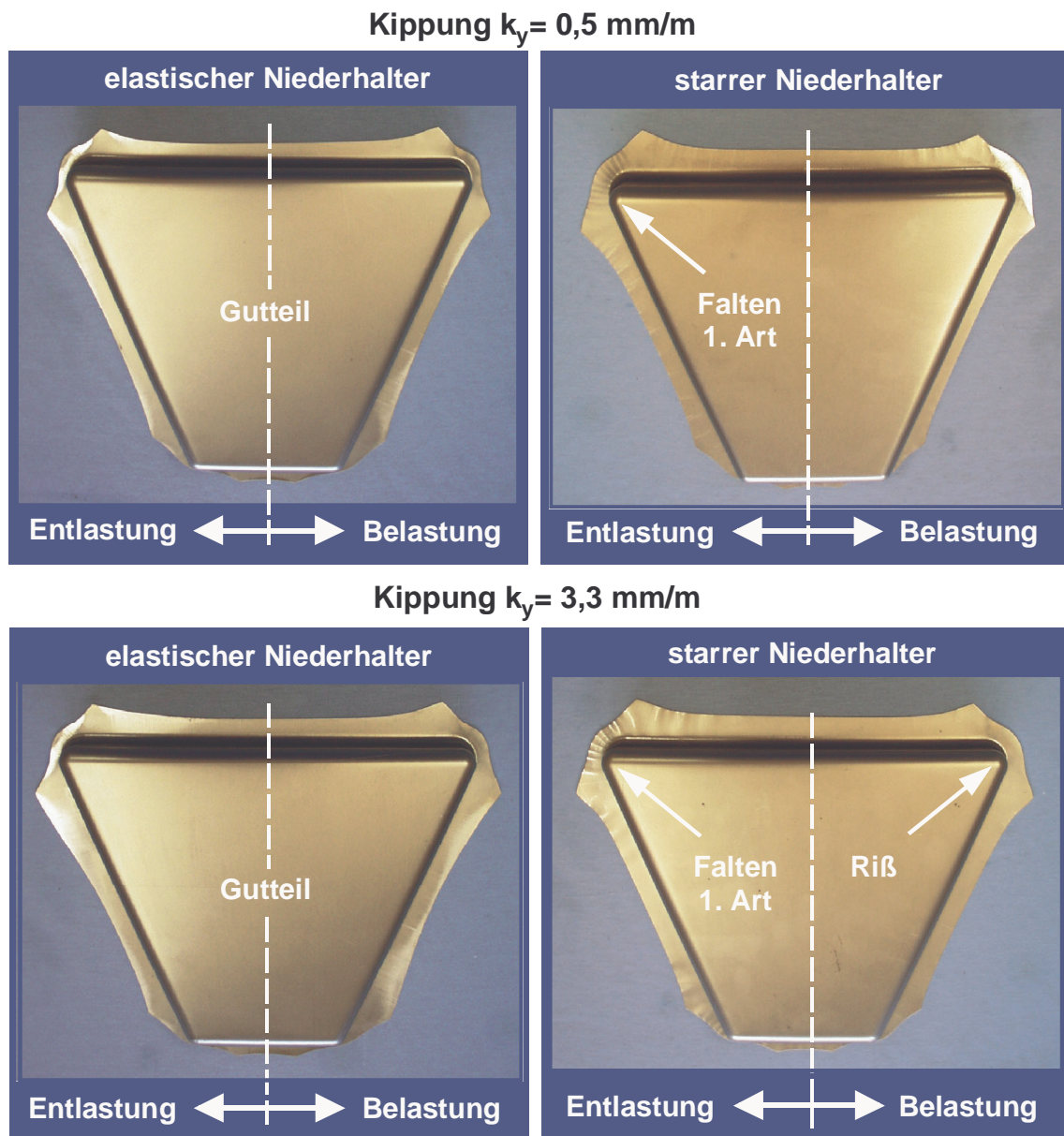


Abbildung 5.25: Auswirkungen voreingestellter Maschinenkippen auf die Ziehteilqualität beim Tiefziehen mit starrem und passiv elastischem Niederhalter; Werkstoff DC04; Blechdicke $s_0 = 1,0 \text{ mm}$; Ziehverhältnis $\beta_{f0} = 1,43$; Ziehtiefe $h = 40 \text{ mm}$

Als Fazit dieses Untersuchungspunktes kann festgehalten werden, daß die Bauform des passiv elastischen Niederhalters im Gegensatz zum starren Niederhalter in der Lage ist, voreingestellte Maschinenkippen zu kompensieren. Dies wirkt sich einerseits positiv auf die Prozeßstabilität aus, da z.B. verschleißbedingte Ungenauigkeiten in den Maschinenführungen kompensiert werden können und trägt andererseits dazu bei, die Prozeßanlaufzeiten nach einem Werkzeugwechsel zu reduzieren, da aufwendige

Anpassungsarbeiten für die Abstimmung zwischen Werkzeug und Presse entfallen können. Weiterhin besteht die Möglichkeit, durch den Einsatz passiv elastischer Niederhalter den Aufwand manueller Tuschierarbeiten am Werkzeug deutlich zu reduzieren und hierdurch Kosten zu sparen.

6 Einsatz der Finite-Elemente-Simulation zur Auslegung passiv elastischer Niederhalterssysteme

Die Finite-Elemente-Methode (FEM) ist ein numerisches Näherungsverfahren, bei dem die reale Struktur durch ein Berechnungsmodell ersetzt wird, das aus einer Vielzahl gleichartiger Elemente besteht, die an ihren Eckpunkten bzw. an ihren Seitenkanten durch Knoten miteinander verbunden sind. Die Größe dieser Elemente wird so gewählt, daß das Verschiebungs- und/oder Spannungsfeld im Element möglichst einfach durch Näherungsfunktionen beschrieben werden kann und der dabei entstehende lokale Fehler begrenzt bleibt /BESD95/.

Im Bereich der Blechumformung entwickelte sich die FEM, insbesondere für die Auslegung von Tiefziehprozessen, in den letzten Jahren zu einem wirksamen Instrument, um bereits in der Planungsphase alle als umformtechnisch kritisch einzustufenden Bauteile analysieren und optimieren zu können. Hierfür werden aus lokalen Verformungsparametern wie Verschiebungen, Spannungen, Dehnungen und lokalen Kräften konstruktionsrelevante Ergebnisgrößen (Blechausdünnung, Faltenbildung etc.) abgeleitet.

Für die FE-Simulation des klassischen Tiefziehens werden die Aktivflächen der Tiefziehwerkzeuge derzeit mittels Starrkörperelemente modelliert, so daß die Elastizität der Werkzeuge und der Umformmaschine selten Eingang in die Berechnungen findet. Zukünftiges Ziel sollte es daher sein, auf Basis der FE-Simulation mit elastischen Werkzeugen belastungsangepaßte Blechhalter mit einer definierten Nachgiebigkeit zu konstruieren, um die Prozeßstabilität zu erhöhen /SCHU99/.

Im folgenden Kapitel soll dieser Forderung durch die exemplarische Auslegung eines elastischen Niederhalters mit nicht-planarer Niederhalterfläche auf Basis von Simulationsrechnungen nachgekommen werden. Mit der hier verwendeten komplexen Niederhaltergeometrie sollen Erkenntnisse über das flexible Verhalten von Niederhaltersystemen mit dreidimensionaler Oberflächengestalt gewonnen werden, wie sie im praktischen Einsatz häufig anzutreffen sind.

6.1 Beschreibung des eingesetzten FE-Systems

Die FE-Simulationen im Rahmen dieses Arbeitspunktes wurden mit dem dynamisch expliziten FEM-Programm PAM-STAMP durchgeführt. Dieses Programm löst Algorithmen mit einem expliziten „Solver“ und kann, obwohl es ursprünglich für die Simulation von Hochgeschwindigkeitsprozessen, wie z. B. der Crashsimulation, entwickelt wurde, auch für die Simulation „quasi-statischer“ Tiefziehprozesse eingesetzt werden.

Bei der dynamisch expliziten FEM wird wie in linearen Berechnungen das kinetische Gleichgewicht der Struktur zum Zeitpunkt t betrachtet, um direkt ohne Iteration die Knotenverschiebungen zum Zeitpunkt $t + \Delta t$ zu ermitteln /ELDS96/. Zu Beginn eines jeden Zeitschrittes lautet die Bewegungsgleichung /ROLL00/:

$$M \cdot \ddot{x}^t + C \cdot \dot{x}^t + K \cdot x^t = F^t. \quad (6.1)$$

Zur Integration wird überwiegend ein zentrales Differenzen-Schema als expliziter Zeitintegrationsoperator verwendet, welches durch die beiden Gleichungen

$$x^{t+\Delta t} = x^t + \Delta t^{t+\Delta t} \cdot \dot{x}^{t+\Delta t/2} \quad (6.2)$$

und

$$\dot{x}^{t+\Delta t/2} = \dot{x}^{t-\Delta t/2} + \ddot{x}^t \cdot \frac{\Delta t^{t+\Delta t} + \Delta t^t}{2} \quad (6.3)$$

gegeben ist.

Bei der Simulation von Blechumformprozessen haben sich für die Elementformulierungen Schalen- und auch Volumenelemente durchgesetzt, da Membranelemente häufig Nachteile bezüglich der Ergebnisgenauigkeit aufweisen. Diese liegen in der Tatsache begründet, daß Membranelemente nur Kräfte in der Ebene aber keine Biegemomente berücksichtigen können, wie sie zum Beispiel an Stempel- und Ziehkanten auftreten. Diesem Nachteil wird durch den Einsatz von Schalenelementen begegnet, bei denen Normalspannungen jedoch meist vernachlässigt werden. Bei der Verwendung von Volumenelementen ist zu beachten, daß diese Elementformulierung einen sehr hohen numerischen Aufwand, vorwiegend bei großflächigen dünnen Strukturen, bedeutet. Dies beruht auf der Tatsache, daß bei der Diskretisierung mit Volumenelementen mindestens vier Elementlagen übereinander liegen sollten /KÖST00/, um komplexe Biegevorgänge genau abbilden zu können. Diese Vervierfachung der Elementanzahl wirkt sich besonders im Falle einer adaptiven Netzverfeinerung erheblich auf die Rechendauer aus.

6.2 Beschreibung des FE-Modells

Unter Berücksichtigung dieser Vorbemerkungen wurde das FE-Modell für den vorliegenden Anwendungsfall erstellt (**Abbildung 6.1**). Bei der Modellierung wurde davon ausgegangen, daß der passiv elastische Niederhalter auf Widerlagern in den Eckbereichen fest gelagert ist und die Beeinflussung der Steifigkeit des Niederhalters durch Stützelemente im Unterbau erreicht wird.

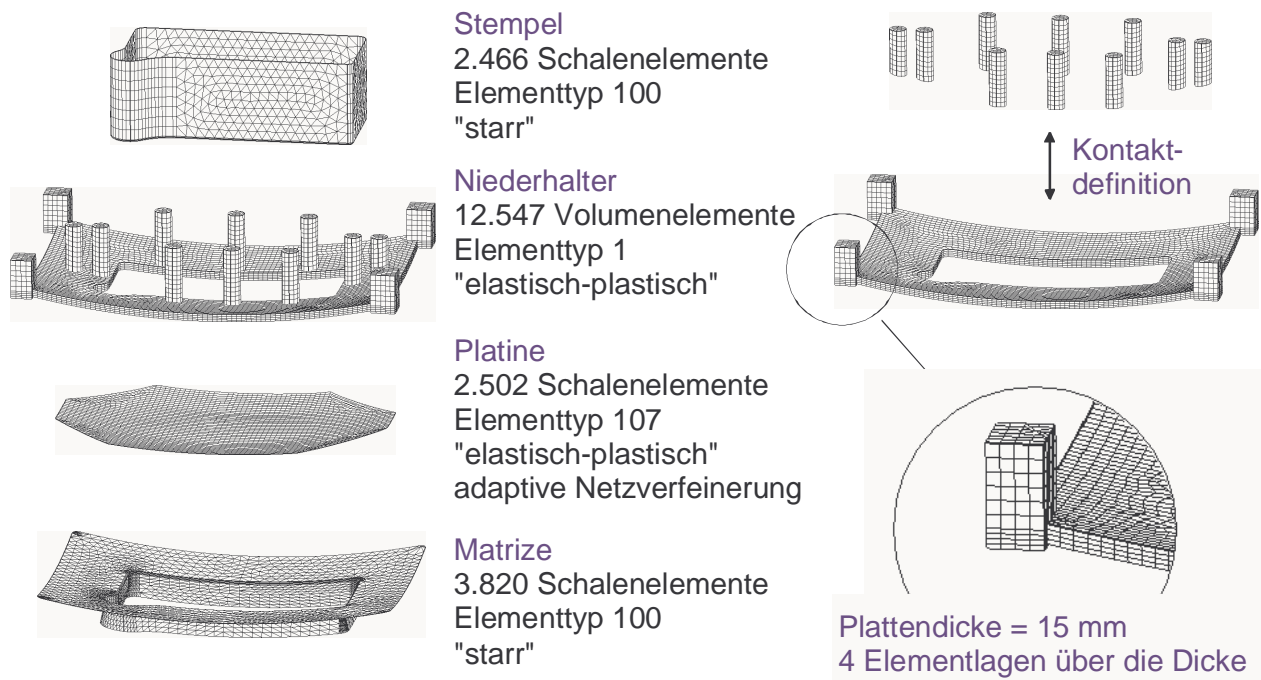


Abbildung 6.1: FE-Modell für die Prozeßsimulation mit passiv elastischem Niederhalter /DOEG99/

Für die formgebenden Werkzeugkomponenten Stempel und Ziehring wurden entsprechend den obigen Ausführungen Schalenelemente als Starrkörper verwendet (Elementtyp 100: Nullmaterial für Schalenelemente). Die Verwendung starrer Körper stellt für die Beschreibung der Werkzeuge die derzeit gängige Vorgehensweise bei numerischen Simulationen von Blechumformprozessen dar.

Für die Berechnung der elastischen Durchbiegungen des Niederhalters erfolgte die Diskretisierung dieses Werkzeugelementes mit Volumenelementen (Elementtyp 1: elastisch-plastisches Materialverhalten für Volumenelemente). Diese Diskretisierung des Niederhalters erfordert zum einen eine feinere Elementierung, da die Kontaktfläche des Werkzeuges mit dem Blech durch die an der Oberfläche befindlichen Segmente der Volumenelemente gebildet wird. Zum anderen wurden für die Berücksichtigung der elastischen Biegeeffekte vier Elementlagen übereinander gelegt. Die Beschreibung des Kontaktes zwischen Niederhalter und Blech erfolgt in PAM-STAMP durch einen sogenannten Penalty-Algorithmus, bei dem eine Durchdringung der Werkzeugkontaktfläche durch eine Reaktionskraft aus dem Werkstück unterbunden wird. Die Lagerung der Niederhalterplatte auf den Stützelementen erfolgte durch eine Elementverbindung.

Da die Geometrie des Niederhalters nicht eben ist, was häufig eine besondere Schwierigkeit bei der Verwendung expliziter FE-Programmsysteme darstellt, wurde die maximal zulässige Geschwindigkeit während des Schließvorganges des Niederhalters durch Geschwindigkeitsrandbedingungen begrenzt. Wird dies bei einer nicht ebenen Niederhalterform unterlassen, kann dies zu hohen Geschwindigkeiten des Niederhalters und somit zu hohen Geschwindigkeiten in Teilbereichen des Flansches führen, was

unerwünschte und nicht realistische dynamische Effekte im Bereich der freien Platine zur Folge haben kann.

Die Diskretisierung der Platine erfolgte mit Schalenelementen (Elementtyp 107: Anisotropes elastisch-plastisches Materialverhalten für Schalenelemente mit KRUPOWSKI'scher Stoffgesetzformulierung). Für eine genaue Abbildung des realen Tiefziehprozesses wurden der FE-Simulation die mechanischen Kennwerte des Zugversuchs nach /EN 10002/ und /EN 10130/ zugrundegelegt (vgl. Anhang A-2 und Anhang A-3). Die Beschreibung der Reibung erfolgte nach dem COULOMB'schen Reibgesetz (Reibwert $\mu = konst. = 0,12$).

Ziel der im folgenden Abschnitt beschriebenen FE-Variationsrechnungen war die Ermittlung einer homogenen Flächenpressungsverteilung im Flanschbereich des Ziehteils in Abhängigkeit Stützrippenanordnung und -lage sowie der daraus resultierenden elastischen Niederhalterdurchbiegung. Darüber hinaus sollten Dimensionierungsgrenzen ermittelt werden, anhand derer eine sichere Auslegung des passiv elastischen Niederhalters gewährleistet wird. Hierfür wurden die Anordnung der Stützrippenlage, die Niederhalterplattendicke und die Niederhalterkraft bei ansonsten konstanten Randbedingungen (Blechwerkstoff und -dicke sowie Reibwert) variiert.

Unabhängig von der eingesetzten Niederhalterbauform (starr oder passiv elastisch) wurde als optimale Niederhalterkraft $F_{NH,opt}$ für die Bewertung der Flächenpressungsverteilung im Ziehteilflansch diejenige Kraft definiert, bei der das Bauteil gerade nicht durch Ribbildung versagt. Der Wert für die optimale Niederhalterkraft $F_{NH,opt}$ liegt somit unmittelbar unterhalb der werkstoffspezifischen Reißergrenze. Hierdurch sollte gewährleistet werden, daß eine Faltenbildung im Flanschbereich gänzlich vermieden wird, um die Beurteilung der Flächenpressung ausschließlich auf Basis der Blechaufdickung zu ermöglichen.

6.3 Auslegung des passiv elastischen Niederhaltersystems mittels FE-Simulation

6.3.1 Einfluß der Niederhalterelastizität auf die Flächenpressung im Ziehteilflansch

In **Abbildung 6.2** ist die Kontaktnormalspannung σ_n zu diskreten Zeitpunkten des Tiefziehprozesses dargestellt. Die FE-Berechnungen wurden für den Blechwerkstoff H340 ($s_0 = 0,8 \text{ mm}$) durchgeführt. Es wird ersichtlich, daß die Niederhalterkraft aufgrund der Elastizität des Niederhalters weitestgehend homogen in die Blechplatine eingeleitet wird. Hierdurch werden lokale Spannungsspitzen weitestgehend vermieden bzw. treten im Vergleich zum starren Niederhalter erst bei deutlich größeren Ziehtiefen in der gleichen Intensität auf.

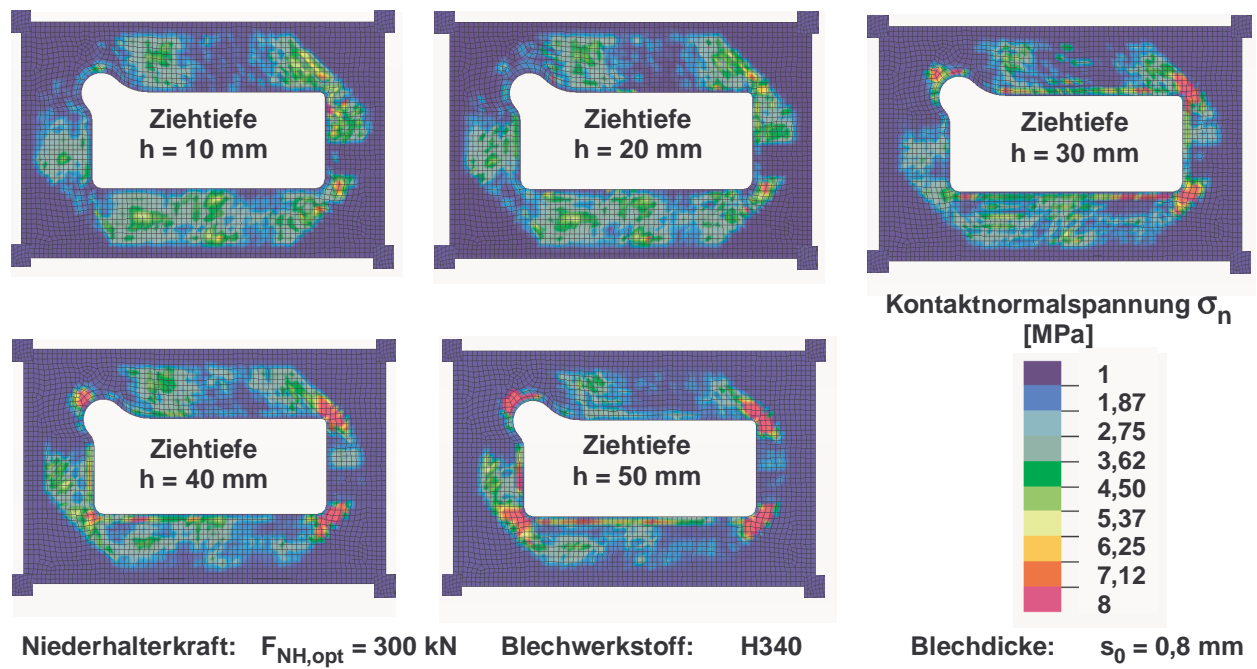


Abbildung 6.2: Kontaktnormalspannungen im Flanschbereich des passiv elastischen Niederhalters

Die Verteilung der Kontaktnormalspannungen σ_n beim starren Niederhalter verhält sich demgegenüber völlig anders (**Abbildung 6.3**).

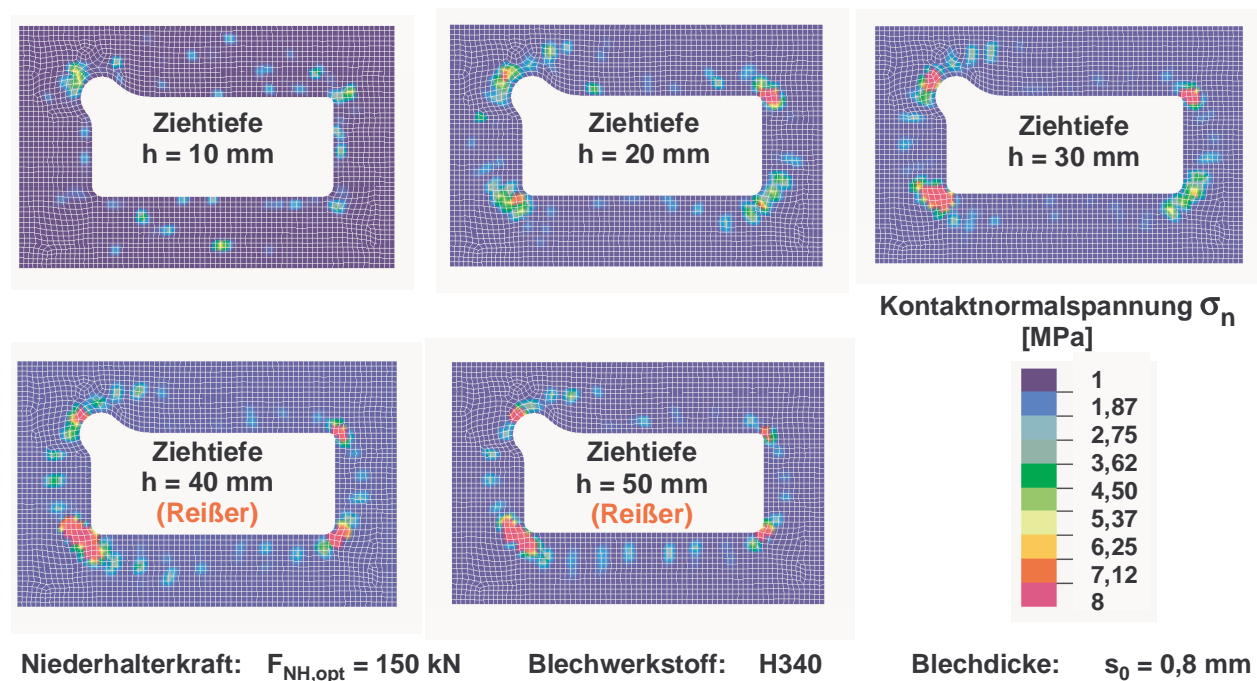


Abbildung 6.3: Kontaktnormalspannungen im Flanschbereich des starren Niederhalters

Wie die FE-Simulation zeigt, verursachen hier die durch den Ziehprozeß hervorgerufenen lokalen Blechaufdickungen eine Vielzahl von einzelnen Kontaktpunkten zwischen Niederhalter und Blechwerkstoff mit erhöhter Flächenpressung. Diese ungleichmäßige Belastung begünstigt die Entstehung von Falten 1. Art in den Bereichen, in denen nur eine unzureichende Kontaktnormalspannung eingeleitet wird. Mit zunehmender Ziehtiefe tritt, infolge des eingeschränkten Werkstoffflusses in den Bereichen der lokal überhöhten Flächenpressung, ein Ziehteilversagen durch Reißbildung ein.

Bei der Simulation des Ziehprozesses lassen sich die Vorteile des elastischen Niederhalters deutlich erkennen (**Abbildung 6.4**). Im Verlauf des Prozesses ist bis zu einer Ziehtiefe von $h = 50 \text{ mm}$ keine Faltenbildung zu beobachten.

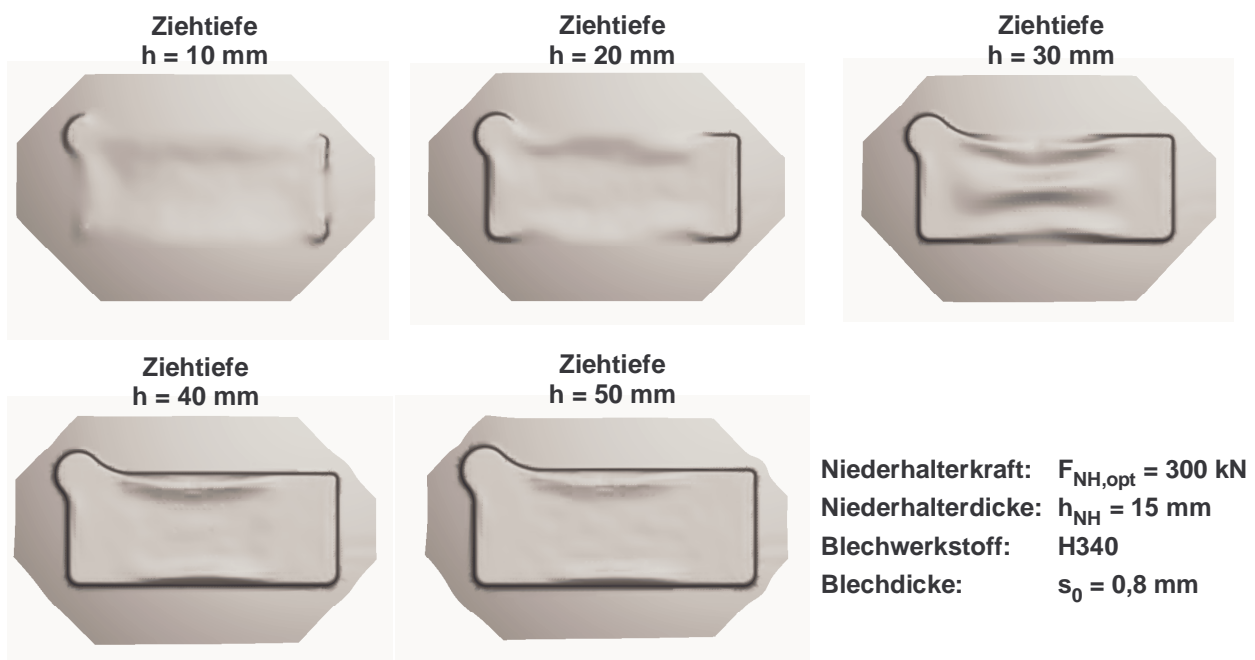


Abbildung 6.4: FE-Simulation des Ziehprozesses mit passiv elastischem Niederhalter (schattierte Ansicht des Ziehteils)

Im Gegensatz hierzu entstehen bei der starren Variante an den Eckradien eine Reihe von Falten, die im weiteren Verlauf, ab einer Ziehtiefe von $h = 40 \text{ mm}$, zu Reißern im Blech führen (**Abbildung 6.5**).

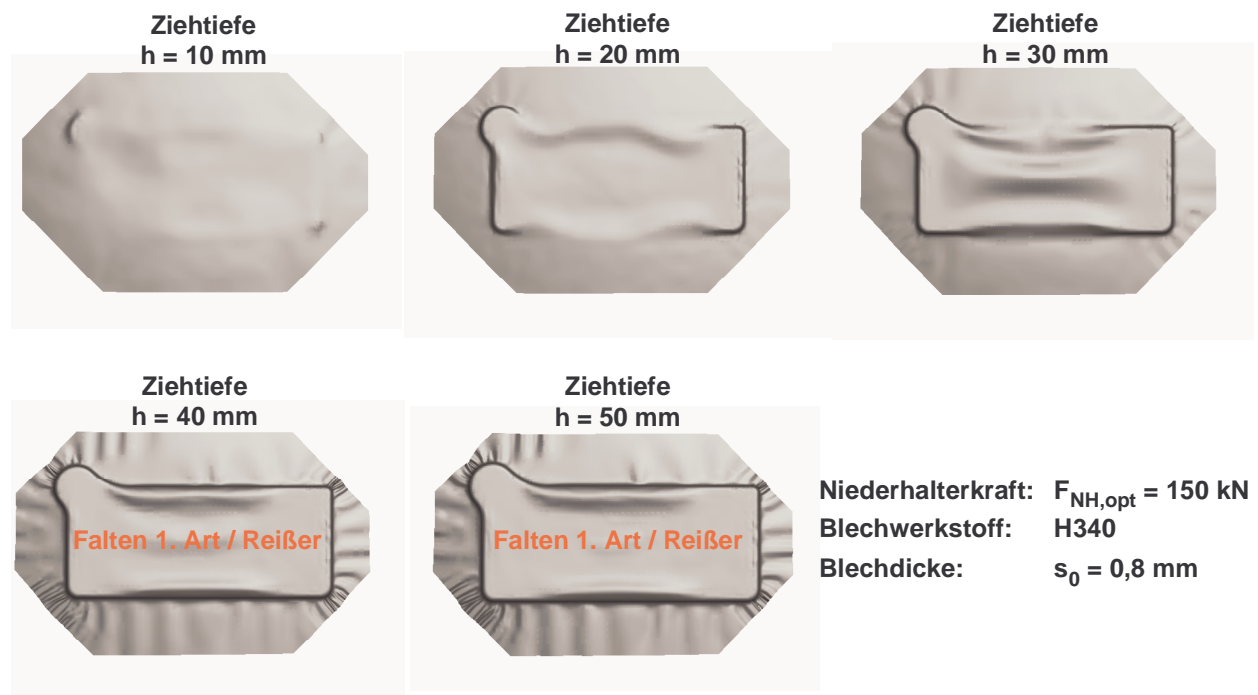


Abbildung 6.5: FE-Simulation des Tiefziehprozesses mit starrem Niederhalter (schattierte Ansicht des Ziehteils)

Bedingt durch die Wölbung der Niederhalteraktivfläche taucht der Ziehstempel zuerst mit den Ecken in das Ziehteil ein und formt diese aus. Der Tiefziehprozeß setzt daher geometriebedingt nicht an allen Stellen gleichzeitig ein. Während an den äußeren Rändern des Ziehteils der Stempel bereits völlig am Blech anliegt und den Werkstoff einzieht, hat der Stempel im Bereich der Ziehteilmitte noch keinen Kontakt mit dem Blechwerkstoff.

Während des gesamten Ziehprozesses wird bei beiden Niederhaltervarianten der Ziehteilboden durch den Stempel nicht vollständig ausgestreckt. Die Abmessungen der nach dem Ziehprozeß bleibenden Falten im Boden sind jedoch beim starren Niederhalter deutlich größer (vgl. Kapitel 6.4.3).

6.3.2 Ermittlung der lokalen elastischen Durchbiegungen mittels FE-Simulation

In **Abbildung 6.6** sind die für verschiedene diskrete Ziehtiefen auftretenden elastischen Durchbiegungen δ des passiv elastischen Niederhalters dargestellt. Die FE-Berechnungen wurden für den Blechwerkstoff H340 mit einer Blechdicke von $s_0 = 0,8 \text{ mm}$ und einer Niederhalterkraft von $F_{NH} = 300 \text{ kN}$ durchgeführt. Die maximal zu realisierende Ziehtiefe betrug $h_{max} = 50 \text{ mm}$. Die Anordnung der Stützelemente des passiv elastischen Niederhalters, wie sie im Rahmen der FE-Simulationen angenommen wurde, ist schematisch in **Abbildung 6.7** dargestellt. Weiterhin wurde den Berechnungen eine Niederhalterplattendicke von $h_{NH} = 15 \text{ mm}$ zugrundegelegt.

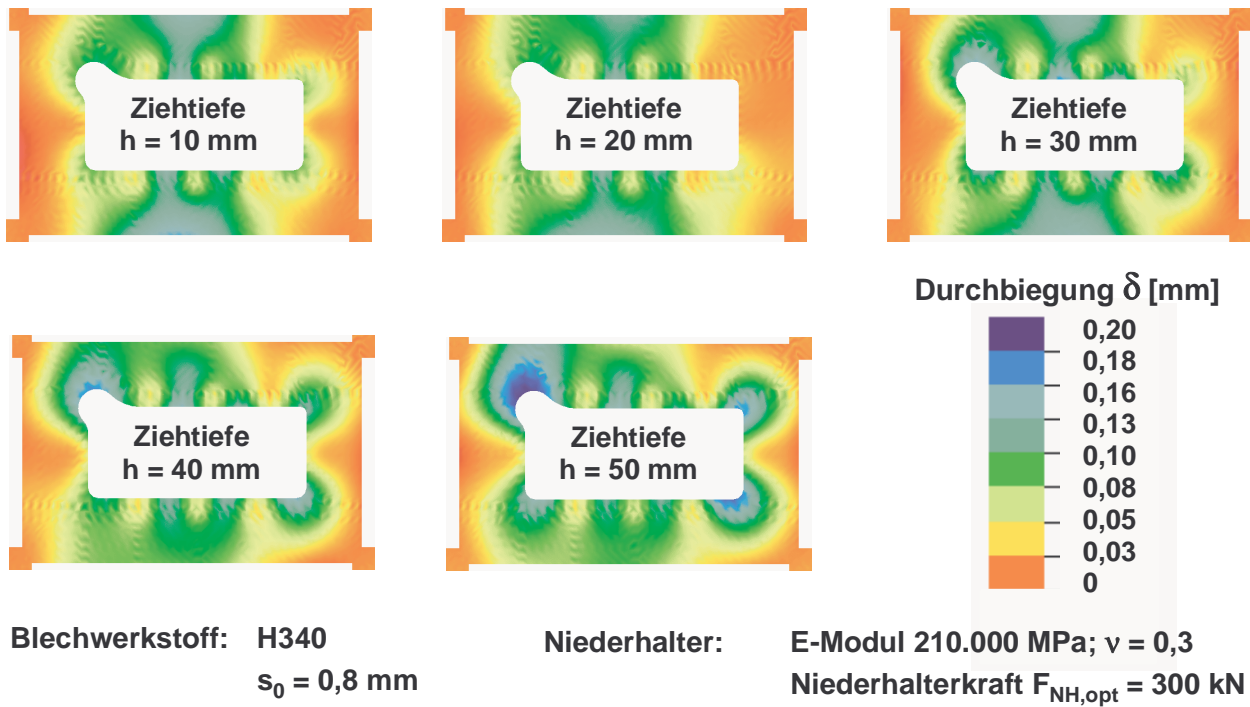


Abbildung 6.6: Durchbiegung des passiv elastischen Niederhalters

Anhand Abbildung 6.7 wird ersichtlich, daß die größten elastischen Durchbiegungen an den Ziehteilcken vorzufinden sind. Hier treten elastische Durchbiegungen der Niederhalterplatte bis zu $\delta = 0,21$ mm auf. Im Bereich der Widerlager sind hingegen keine elastischen Durchbiegungen der Niederhalterplatte ersichtlich.

Wie in Kapitel 6.4.2 noch gezeigt werden wird, stimmen die Bereiche und Absolutbeträge der maximalen Blechaufdickungen am Ziehteil sehr gut mit den Zonen der maximalen elastischen Niederhalterdurchbiegung überein. Die elastische Niederhalterplatte ist folglich in der Lage, sich an die Blechdickenunterschiede im Ziehteilflansch anzupassen. Somit kann bereits an dieser Stelle die Aussage getroffen werden, daß eine Auslegung elastischer Niederhaltersysteme mit Hilfe der FE-Simulation, unter Beachtung der Prozeßrandbedingungen, sehr gut möglich ist.

6.3.3 Berechnung der auftretenden Belastungen am elastischen Niederhalter

Die Darstellung der Vergleichsspannungsverteilung nach v. Mises im passiv elastischen Niederhalter läßt Rückschlüsse auf die Belastungen im Niederhalter zu (Abbildung 6.7). Die berechneten Werte sind als unkritisch anzusehen, da sie betragsmäßig deutlich unterhalb der Fließgrenze des eingesetzten Werkzeugwerkstoffes 1.2842 liegen und daher von diesem ohne plastische Verformungen zu ertragen sind.

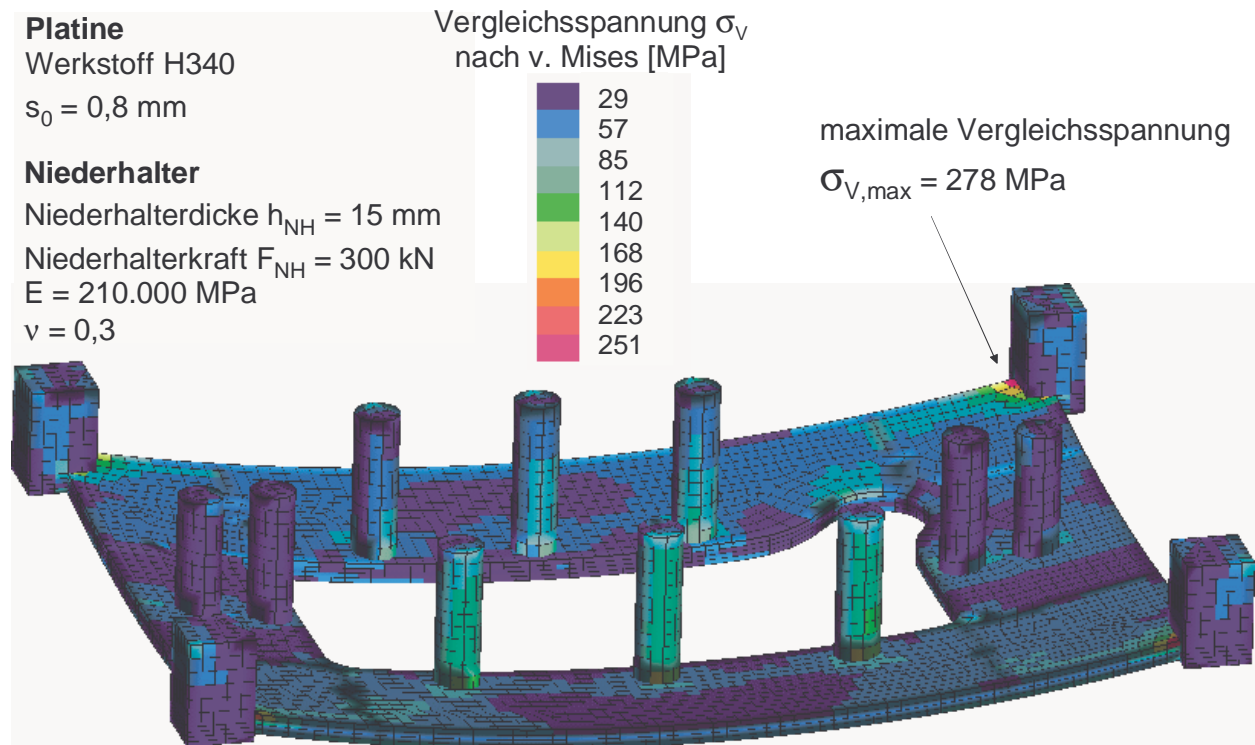


Abbildung 6.7: Vergleichsspannung nach v. Mises im passiv elastischen Niederhalter für eine Niederhalterplattendicke von $h_{NH} = 15 \text{ mm}$; Ziehtiefe $h = 50 \text{ mm}$; optimale Anordnung der Stützelemente basierend auf FE-Variationsrechnungen /DOEG99/

Aufgrund der durch die FE-Simulation erlangten Erkenntnisse über den Tiefziehprozeß und den im Niederhalter auftretenden Belastungen infolge der elastischen Durchbiegung δ wird für das zu konstruierende Niederhaltersystem eine Niederhalterplattendicke von $h_{NH} = 15 \text{ mm}$ gewählt.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, daß eine Dimensionierung der elastischen Niederhalterplatte mittels FEM-Variationsrechnungen sehr gute Ergebnisse liefert und die Auswirkungen einer variablen Anordnung der Stützelemente auf die Niederhalterelastizität eindeutig vorhergesagt werden können.

6.4 Experimentelle Untersuchungen zum Abgleich der FE-Simulationsergebnisse

Für die experimentellen Untersuchungen wurde ein bereits existierendes Tiefziehwerkzeug für die Herstellung einer Behälterhälfte in den Dimensionen $495 \text{ mm} \times 196 \text{ mm}$ (vgl. Tabelle 4.2) modifiziert. Die Aktivteile Stempel und Matrize wurden nicht geändert, lediglich der Niederhalter wurde zur Realisierung einer definierten Elastizität entsprechend den Ergebnissen der FE-Berechnungen neu konstruiert. In **Abbildung 6.8** ist das realisierte Werkzeugsystem mit elastischem Niederhalter, welches für die experimentellen Untersuchungen eingesetzt wurde, dargestellt.

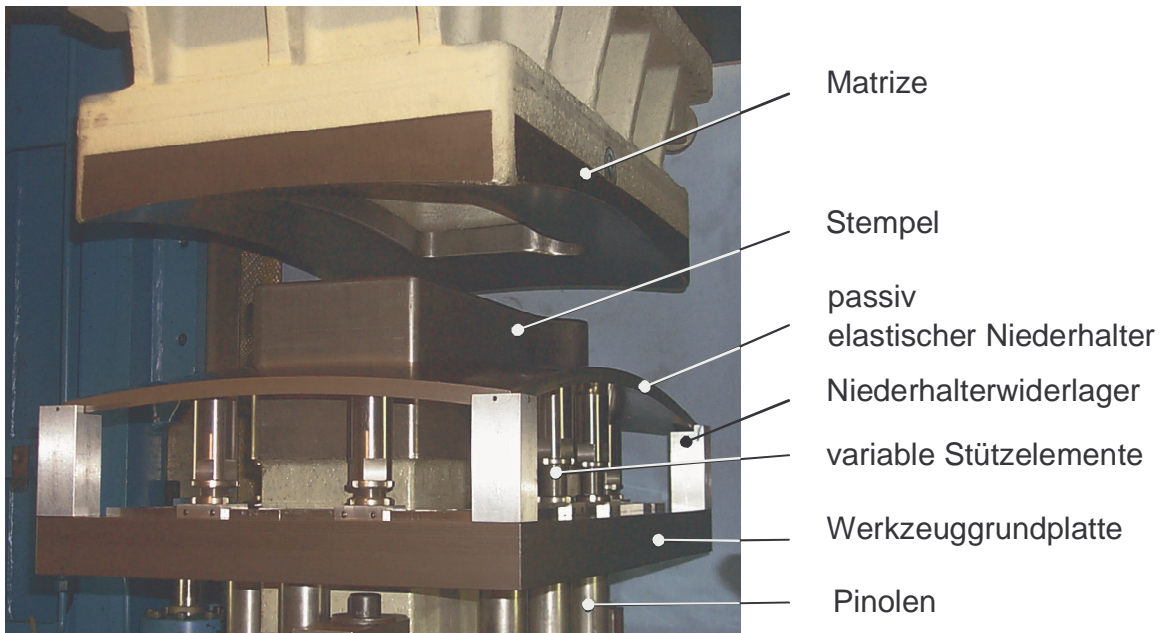


Abbildung 6.8: Versuchswerkzeug mit passiv elastischem Niederhalter

Anhand der im folgenden beschriebenen experimentellen Untersuchungen soll einerseits der praxisrelevante Nachweis der Wirksamkeit von passiv elastischen Niederhaltersystemen für eine komplexe Ziehteilgeometrie mit unebener Niederhalterfläche erbracht werden. Zum anderen sollen die Ergebnisse der FE-Berechnungen praxisnah abgeglichen werden, um eine Beurteilung hinsichtlich der Anwendbarkeit der Finite-Elemente-Simulation für die Auslegung elastischer Niederhalter treffen zu können.

6.4.1 Umsetzung der Simulationsergebnisse an einem Praxiswerkzeug

6.4.1.1 Beschreibung der Konstruktion

Als Grundlage für den zu konstruierenden passiv elastischen Niederhalter diene ein vorhandenes Modellwerkzeug, für das ausschließlich die Niederhaltersektion entsprechend den FEM-Ergebnissen modifiziert wurde. Als Besonderheit weisen Niederhalter und Ziehring eine dreidimensional kugelförmig gewölbte Wirkfläche auf. Für die Konstruktion und Auslegung des Niederhaltersystems ist auf die nachfolgenden Punkte zu achten:

- Die Niederhalterplatte soll funktionsbedingt elastisch verformbar sein und der die Elastizität bestimmende Unterbau des Niederhalters soll derart dimensioniert werden, daß eine Gesamtniederhalterkraft von $F_{NH,ges} = 400 \text{ kN}$ (entspricht der maximalen Ziehkissenkraft der eingesetzten Versuchspresse) eingeleitet werden kann.
- Die Auflagerstützen der Niederhalterplatte sollen aus Gründen der Anpassungsfähigkeit auf der Grundplatte frei positionierbar sein. Dies erfordert aufgrund der Wölbung des Niederhalters eine Adaptionfähigkeit der Stützelemente hinsichtlich Höhe und Neigung.

Bei der Konzeption des Niederhalters wurde davon ausgegangen, daß die üblicherweise eingesetzten Pinolen, welche auf dem Ziehkissen positioniert werden, die Niederhalterkraft nicht direkt auf die elastische Niederhalterplatte übertragen können, da sich aufgrund der Wölbung des Niederhalters eine Höhendifferenz der Pinolen ergeben würde, die ausschließlich durch deren Höhenanpassung kompensiert werden könnte. Darüber hinaus ist eine freie Positionierung der Krafteinleitungspunkte aufgrund des definierten Pinolenbildes im Pressentisch nicht möglich.

Bei der Variante des passiv elastischen Niederhalters werden daher variable Stützelemente unterhalb der elastischen Niederhalterplatte positioniert (**Abbildung 6.9**). Diese sind aufgrund ihrer konstruktiven Gestaltung in der Höhe verstellbar und durch ein am Kopfende jeder Stütze befindliches Kugelsegment in der Lage, sich an die Neigung der Niederhalterkrümmung anzupassen. Sämtliche Stützelemente besitzen ein gemeinsames Widerlager - die Niederhaltergrundplatte – in welche die notwendige Niederhaltergesamtkraft eingeleitet wird. Die Stützelemente übertragen die Niederhaltergesamtkraft direkt in die Umformzone. Hierfür werden die Stützelemente entlang der Kontur des die Niederhalterplatte durchdringenden Stempels positioniert. Durch die Möglichkeit der freien Positionierung der Stützelemente kann die Niederhaltersteifigkeit bzw. -elastizität direkt beeinflusst werden.

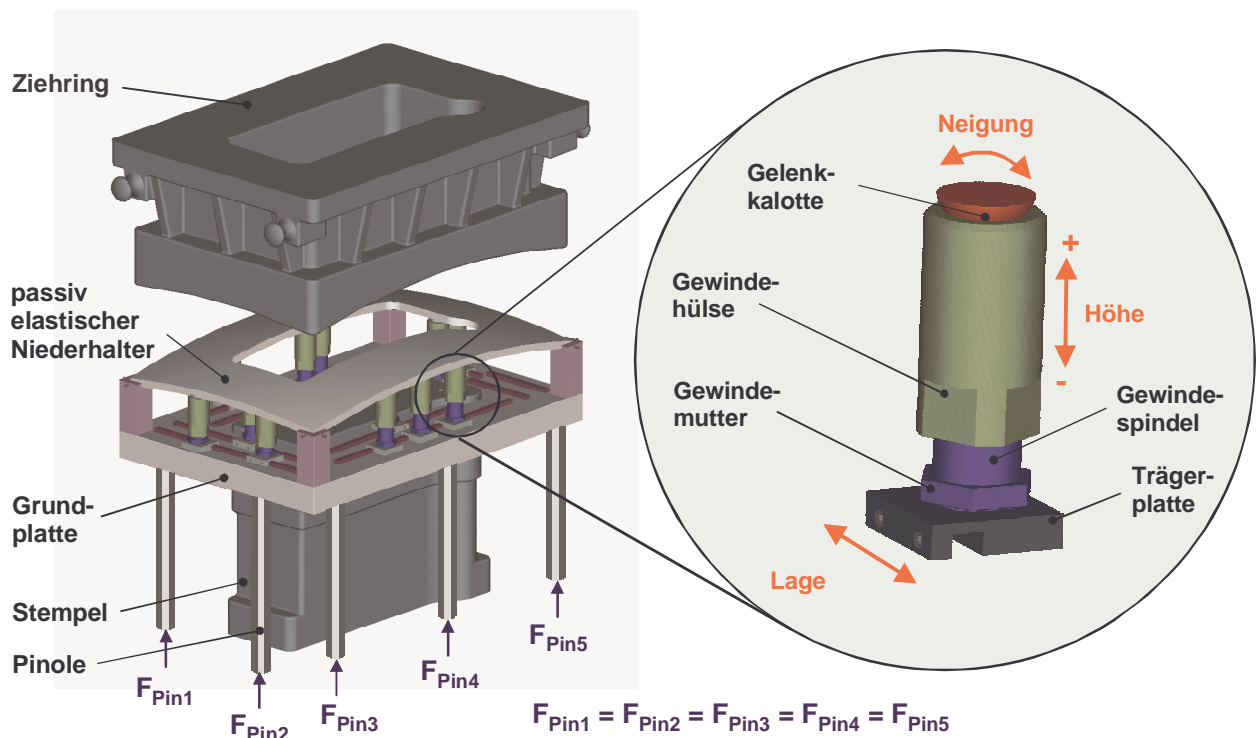


Abbildung 6.9: Niederhalter mit Stützsäulen als Unterbau

Bedingt durch die Wölbung der Niederhalterplatte müssen die Stützelemente einen Höhenunterschied ausgleichen. Die Höhe $h_{(xR)}$, von der Grundplatte bis zur Anlage an die

gewölbte Niederhalterplatte, läßt sich analytisch durch Betrachtung der geometrischen Beziehungen bestimmen (**Abbildung 6.10**).

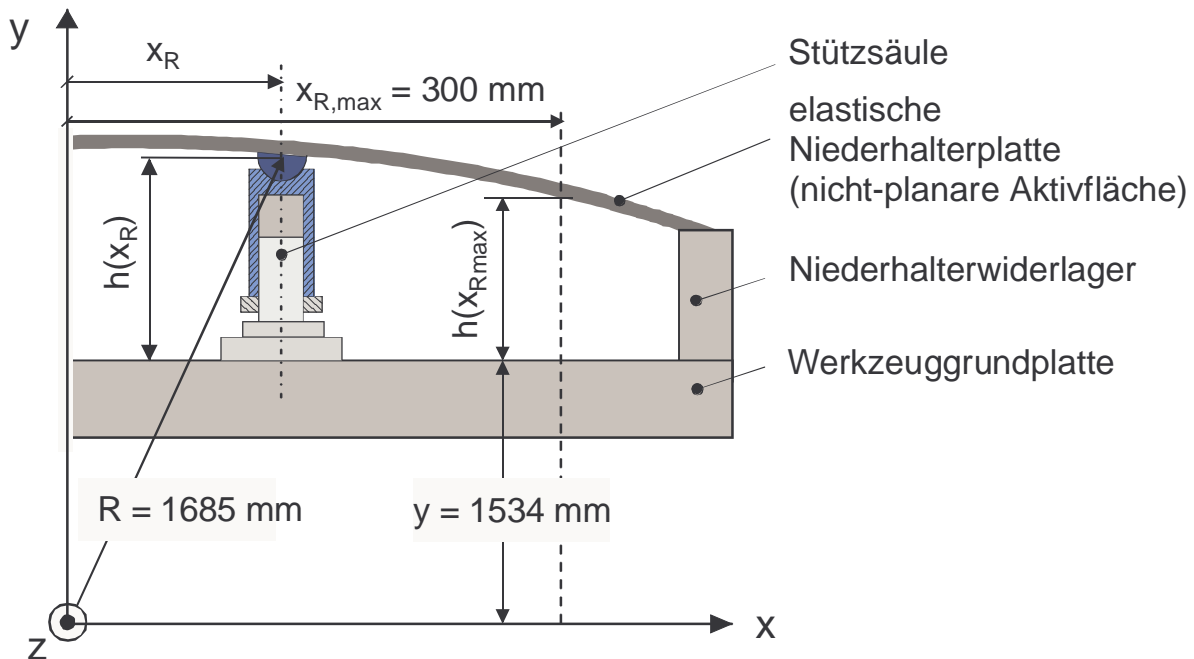


Abbildung 6.10: Darstellung der geometrischen Verhältnisse am passiv elastischen Niederhalter mit nicht-planarer Niederhalteraktivfläche

Aus **Abbildung 6.10** wird ersichtlich, daß die Höhe $h_{(x_R)}$ vom horizontalen Abstand der Stütze zur senkrechten Kugelachse abhängig ist und mittels der nachfolgenden Gleichung bestimmt werden kann:

$$h_{(x_R)} = \left(\sqrt{R^2 - x_R^2} \right) - y. \quad (6.4)$$

Für eine reproduzierbare Positionierung der Stützelemente zur Beeinflussung der Niederhalterelastizität wurden auf der Niederhaltergrundplatte Führungsbahnen entlang der geraden Ziehteilseiten vorgesehen. Die nachfolgende Grafik (**Abbildung 6.11**) zeigt exemplarisch den Höhenverlauf entlang der acht möglichen Verschiebewege im ersten der vier Grundplattenquadranten.

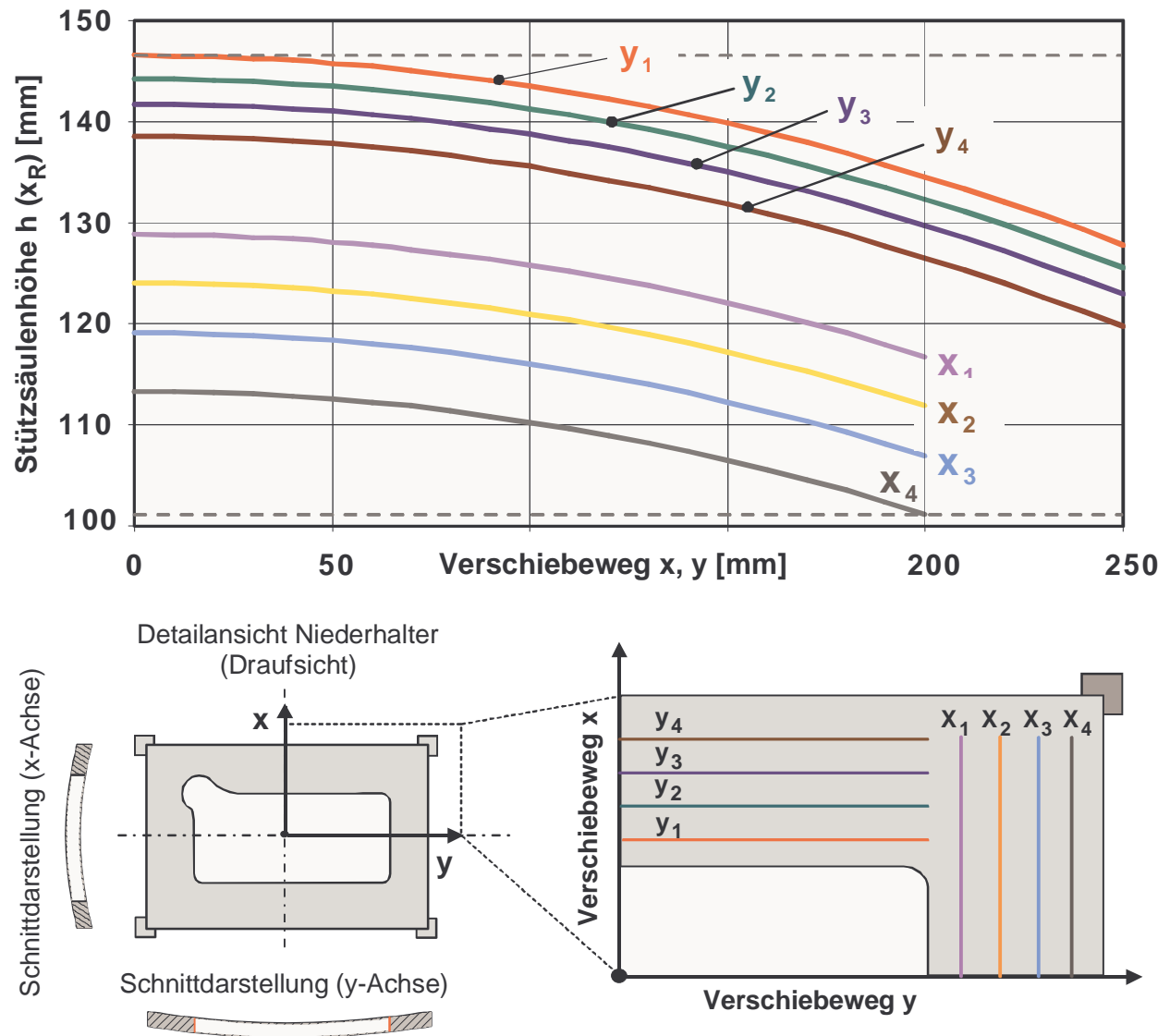


Abbildung 6.11: Exemplarische Darstellung der Höhenlinien $h(x_R)$ auf verschiedenen Bahnen in Abhängigkeit vom Verschiebeweg

Für die Funktionsfähigkeit des Niederhalters ist die Gestaltung und Dimensionierung der Stützelemente von entscheidender Bedeutung, weshalb im folgenden Abschnitt detaillierter auf die Auslegung dieser Elemente eingegangen werden soll.

6.4.1.2 Auslegung der Stützelemente

Da sich infolge der freien Positionierung der Stützelemente unterschiedlich starke Belastungen für die Gesamtstruktur ergeben, erfolgt die Auslegung und Dimensionierung des Unterbaus, respektive der Stützelemente, in Hinblick auf maximal übertragbare Kräfte und Biegemomente mittels mechanischer Betrachtungen.

Bei der Auslegung der Stützen wurde davon ausgegangen, daß die eingeleitete Kraft als Einzelkraft direkt auf die Gelenkstütze einwirkt. Für diesen Fall von „freier“ Biegung wird eine kombinierte Belastung durch Kräfte und hierdurch bedingte Momente in der

Baugruppe hervorgerufen. Dieser Belastungsfall stellt gewissermaßen einen Sonderfall dar, da hierbei die aus der Niederhalterkraftbeaufschlagung resultierenden Wechselwirkungen infolge von Relativbewegungen an den Berührflächen Stütze/Niederhalterplatte unberücksichtigt bleiben.

Die Krafteinleitung in die Stütze erfolgt stets senkrecht zur tangentialen Berührebene mit der inneren Kugelfläche der Niederhalterplatte auf das Kugelgelenksegment. Aus Sicherheitsgründen werden die Stützelemente für eine maximale Kraft von $F_{max} = F_{50} = 50 \text{ kN}$, das entspricht 1/8 der maximal zur Verfügung stehenden Niederhalterkraft von $F_{NH} = 400 \text{ kN}$, ausgelegt. Für die Umformversuche sind zwölf bewegliche Stützelemente und vier ortsfeste Niederhalterwiderlager vorgesehen. Bei gleichmäßiger Krafteinleitung in alle Stützelemente ergibt dies eine Beanspruchung von ca. 25 kN pro Stützelement. Da es sich bei dem Ziehteil um eine annähernd symmetrische Geometrie handelt, kann dies mit guter Näherung angenommen werden.

Geometrisch kann die in die Stütze eingebrachte Kraft in eine Normal- und eine Querkraftkomponente zerlegt werden. Nachfolgend ist der Zusammenhang zwischen Normal- und Querkraft in Abhängigkeit der Lage des Stützelementes zur Zentrumsachse x_R angegeben. Die Belastung kann für die Dauer eines Umformvorgangs als quasi-statisch angesehen werden.

$$F_y(x_R) = N(x_R) = \cos\left(\frac{x_R}{R}\right) \cdot F_{max} \quad (6.5)$$

$$F_x(x_R) = H(x_R) = \sin\left(\frac{x_R}{R}\right) \cdot F_{max} \quad (6.6)$$

Durch die nicht senkrechte Krafteinleitung werden zusätzlich Momente in die Gewindespindel eingebracht, die zusammen mit der Normal- und Querkraft die Gewindespindel vornehmlich auf Biegung belasten.

Für die Veranschaulichung des Lastverhaltens an dem Stützelement ist in **Abbildung 6.12** ein mechanisches Modell dargestellt. Hiernach überträgt sich die eingeleitete Kraft F ungehindert durch die Rotationsachse des Gelenkkörpers direkt auf die Hülse. Konstruktionsbedingt kann die Belastung nur in einer Ebene, welche die Zentrumsachse sowie die Stützsäulennormale schneidet und immer in Richtung des Kugelmittelpunktes der Niederhalterplattenwölbung zeigt, erfolgen.

In diesem Fall wird davon ausgegangen, daß an der Hülse selbst keine Verformungen stattfinden und diese somit als starrer Körper betrachtet werden kann. Die Hülse fungiert hier als dreiwertiges Lager, das sowohl Quer- und Normalkräfte als auch ein Moment aufnehmen kann. Die Reaktionskräfte H und N sowie das Moment M_0 greifen idealisiert gemeinsam an der senkrechten Achse der Stützsäule bei halber Einschraublänge l_e an.

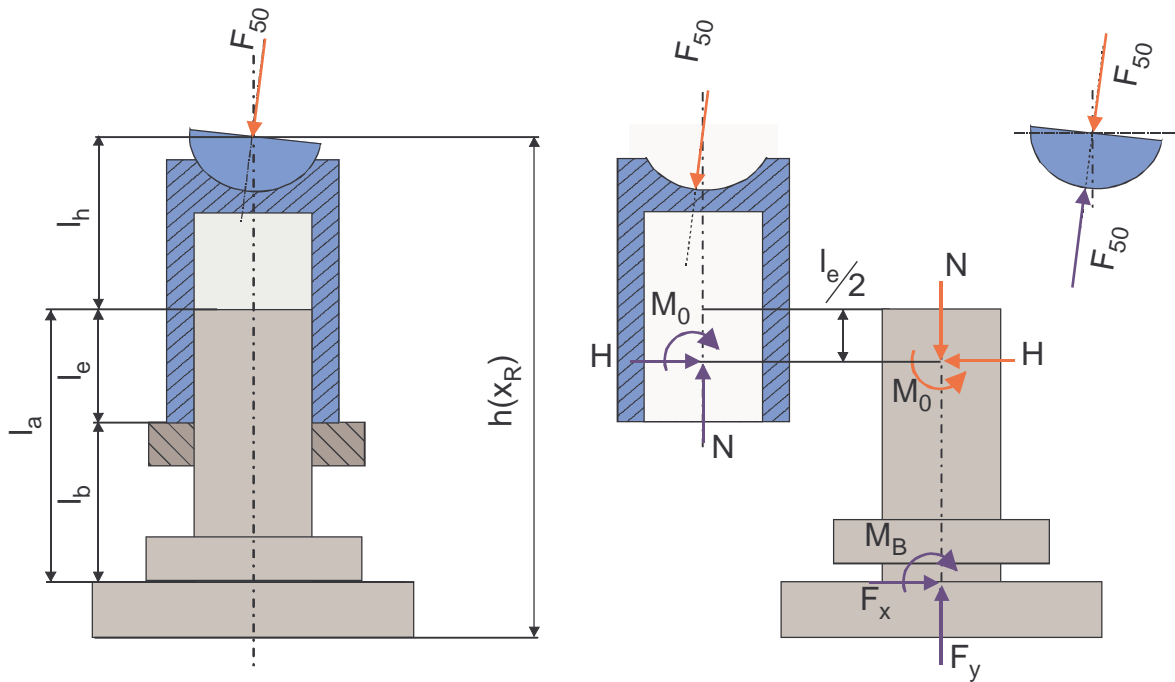


Abbildung 6.12: Kräfte und Momente an dem freigeschnittenen Stützelement

Für die maximale Biegespannung an der Einspannstelle der Gewindespindel gilt unter Berücksichtigung der vorliegenden geometrischen Bedingungen und Annahme der Euler-Bernoulli-Hypothese /SZAB77/:

$$\sigma_{b,max} = \frac{F_y(x_R)}{A} + \frac{M_b(x_R)}{W} \quad (6.7)$$

mit

$$A = \frac{\pi}{4} \cdot d_k^2 \quad (6.8)$$

und

$$W = \pi \cdot \frac{d_k^3}{32} \quad (6.9)$$

folgende Beziehung:

$$M_b(x_R) = F_x(x_R) \cdot \left(l_b(x) + \frac{l_e(x_R)}{2} \right) + M_0(x_R) \quad (6.10)$$

mit

$$M_0(x_R) = F_y(x_R) \cdot \Delta x_{R,u} + F_x(x_R) \cdot \left(l_h(x_R) + \frac{l_e(x_R)}{2} \right). \quad (6.11)$$

In **Abbildung 6.13** sind, in Abhängigkeit vom radialen Abstand einer Stützsäule von der Zentrumsachse (x_R), die auf diese einwirkenden Kraft- und Momentenverläufe wiedergegeben. Angenommen wurde hier eine maximale Belastung von $F_{max} = 50 \text{ kN}$ senkrecht zur tangentialen Berührebene zwischen Gelenkcalotte und Niederhalterplatte.

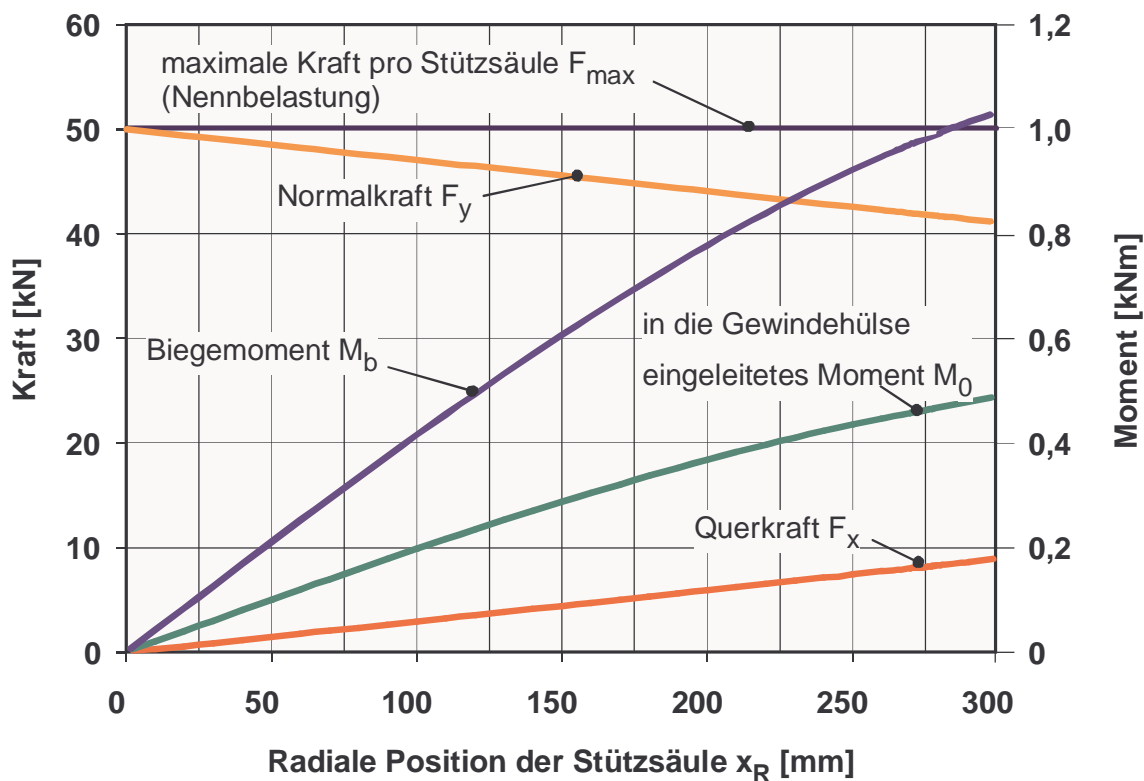


Abbildung 6.13: Kraft- und Momentenverläufe in Abhängigkeit vom Positionierabstand der Stützsäule zur senkrechten Zentrumsachse des Niederhalters

Aus dem oben hergeleiteten mechanischen Modell können direkt die Gleichungen für die Biegelinie unter den Einzelbeanspruchungen gewonnen werden. Unter der Annahme einer dehntarrenden Säule kann die Längenänderung infolge der Normalkraft vernachlässigt werden.

Durch Superposition lassen sich die Biegelinien der Einzelbelastungen addieren und ergeben zusammen mit den geometrischen Randbedingungen die Gleichungen der Biegelinie /SCHN89/:

$$EI \cdot w(x_R) = \left[\frac{F_x(x_R)}{6} \cdot \left[3 \cdot x_R^2 \cdot \left(l_b(x_R) + \frac{l_e(x_R)}{2} \right) - x_R^3 + \left\langle x_R - \left(l_b(x_R) + \frac{l_e(x_R)}{2} \right) \right\rangle^3 \right] + \frac{M_0(x_R)}{2} \cdot \left[x_R^2 - \left\langle x_R - \left(l_b(x_R) + \frac{l_e(x_R)}{2} \right) \right\rangle^2 \right] \right] \quad (6.12)$$

$$\left\langle x_R - \left(l_b(x_R) + \frac{l_e(x_R)}{2} \right) \right\rangle^n = \begin{cases} \left(\left\langle x_R - \left(l_b(x_R) + \frac{l_e(x_R)}{2} \right) \right\rangle \right)^n & \text{für } x_R > \left(l_b(x_R) + \frac{l_e(x_R)}{2} \right) \\ 0 & \text{für } x_R < \left(l_b(x_R) + \frac{l_e(x_R)}{2} \right) \end{cases} \quad (6.13)$$

mit

$$I = \frac{\pi \cdot d_k^4}{64}. \quad (6.14)$$

Das elastische Verhalten und damit auch die Biegung des Systems ist abhängig von der Position der Stützsäulenbaugruppe auf der Grundplatte. Nahezu alle Parameter der Gleichung sind direkt oder indirekt abhängig von dem radialen Abstand x_R zur Mittelpunktsachse (siehe auch Abbildung 6.10).

In **Abbildung 6.14** sind für verschiedene mögliche radiale Positionen x_R der Stützsäulen deren mechanische Auslenkungen im Verhältnis zur Stützhöhe bei einer Kraftbeaufschlagung von $F_{50} = 50 \text{ kN}$ aufgetragen.

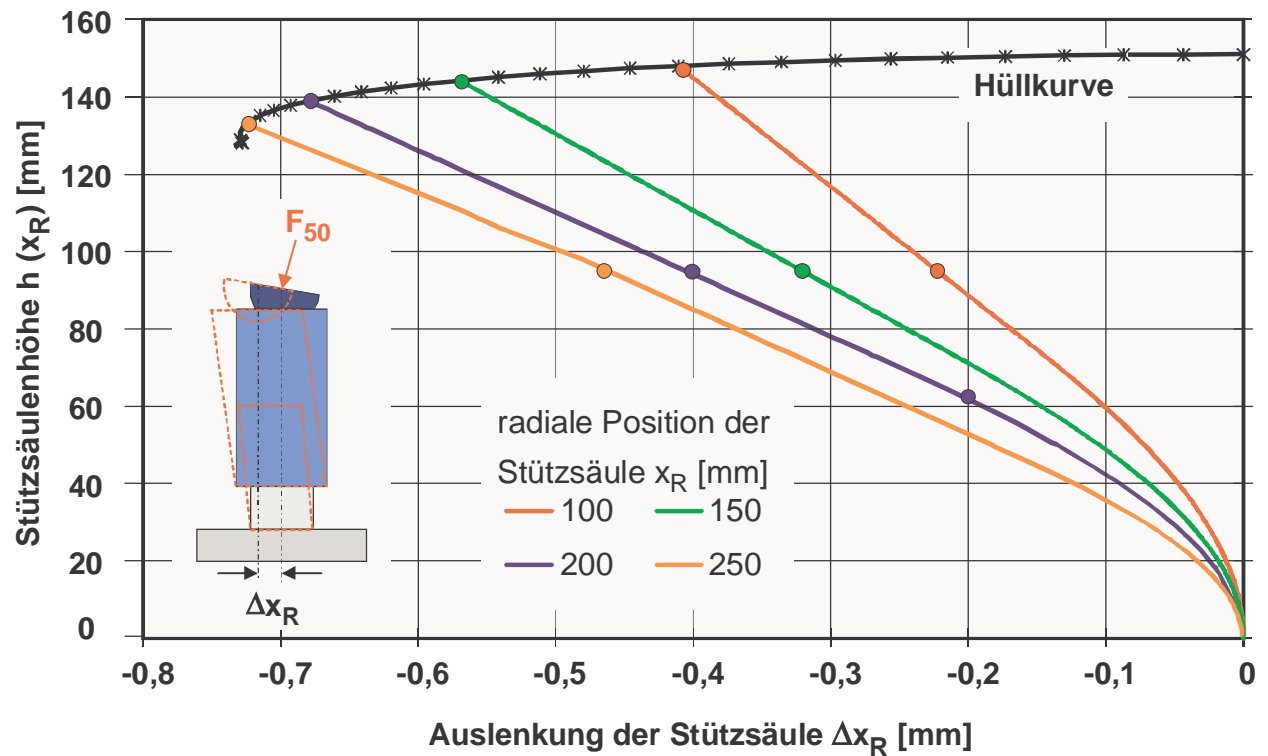


Abbildung 6.14: Graphische Darstellung der elastischen Verformungen infolge Biegebeanspruchung an einer Stützsäule unter einer Lasteinwirkung von $F_{50} = 50 \text{ kN}$

Die Endpunkte der Kurven ergeben die maximalen Auslenkungen der Stützsäulen $\Delta x_{R,max}$ im Kontaktpunkt zur elastischen Niederhalterplatte. Die Hüllkurve der maximalen Auslenkungen ergibt sich durch eine Verbindungslinie, die alle maximalen Auslenkungen der Stützsäulen infolge Biegebeanspruchung für alle möglichen radialen Abstände miteinander verbindet (vgl. Abbildung 6.14). Der Verlauf der Kurven beschreibt die Auslenkung der Stützsäule als Funktion der Stützsäulenhöhe, wobei der Wert Null den Kontaktpunkt der Stützsäule mit der Niederhaltergrundplatte und der Maximalwert den Kontaktpunkt mit der elastischen Niederhalterplatte definiert. Anhand dieses Diagramms ist es somit möglich, die elastischen Verformungen der Stützsäulen infolge einer Biegebeanspruchung, die aus der Niederhalterkraftbeaufschlagung resultiert, in Abhängigkeit der Positionierung der Stützsäulen auf der Niederhaltergrundplatte zu ermitteln.

Im vorliegenden Fall tritt eine maximale berechnete Auslenkung der Stützsäule von ca. 0,7 mm auf, unter der Annahme, daß eine Last von 50 kN direkt auf das Stützelement einwirkt und keine Reibung in der Kontaktfläche zwischen Stützsäule und elastischer Niederhalterplatte auftritt. Da die realen Belastungen infolge des Tiefziehprozesses jedoch deutlich geringer ausfallen werden (Extremfallrechnung) und von einem erhöhten Reibwert in der Kontaktfläche ausgegangen werden kann (Reibpaarung Stahl/Stahl), wird die Auslenkung der Stützsäule am Realwerkzeug deutlich geringer ausfallen.

6.4.2 Ermittlung der elastischen Durchbiegung der Niederhalterplatte in Abhängigkeit der Blechaufdickung im Ziehteilflansch

Zur Verifizierung der FE-Simulationsrechnungen wurden während des Ziehvorganges die elastischen Durchbiegungen des Niederhalters in den Eckbereichen der Ziehteilgeometrie mit Wegsensoren erfaßt. Mit diesen experimentell ermittelten Werten sollten die mittels FE-Simulationen berechneten Werte abgeglichen werden, um Aussagen über die Genauigkeit der FE-Simulationsrechnungen zu ermöglichen. **Abbildung 6.15** zeigt exemplarisch die gemessenen Werte der elastischen Durchbiegung des Niederhalters in den vier Ziehteilecken.

Deutlich zu erkennen ist, daß mit dem Schließvorgang des Werkzeuges ein sprunghafter Anstieg der elastischen Durchbiegung in den Eckbereichen der Ziehteilgeometrie zu verzeichnen ist. Diese elastische Durchbiegung resultiert in erster Linie aus den - aufgrund der nicht-planaren Niederhalterfläche - erforderlichen Kräften für die Biegung der ebenen Platine zwischen gewölbten Ziehring und Niederhalter. Bis zum Eintauchen des Stempels bleiben die Meßwerte für die elastische Durchbiegung nahezu konstant. Erst mit dem eigentlichen Umformbeginn - gekennzeichnet durch den Flanscheinzug - und der damit verbundenen Blechaufdickung im Flanschbereich infolge der resultierenden tangentialen Druckspannungen nehmen die Meßwerte kontinuierlich bis zum Erreichen des Maximalwertes am Ende des Ziehprozesses zu.

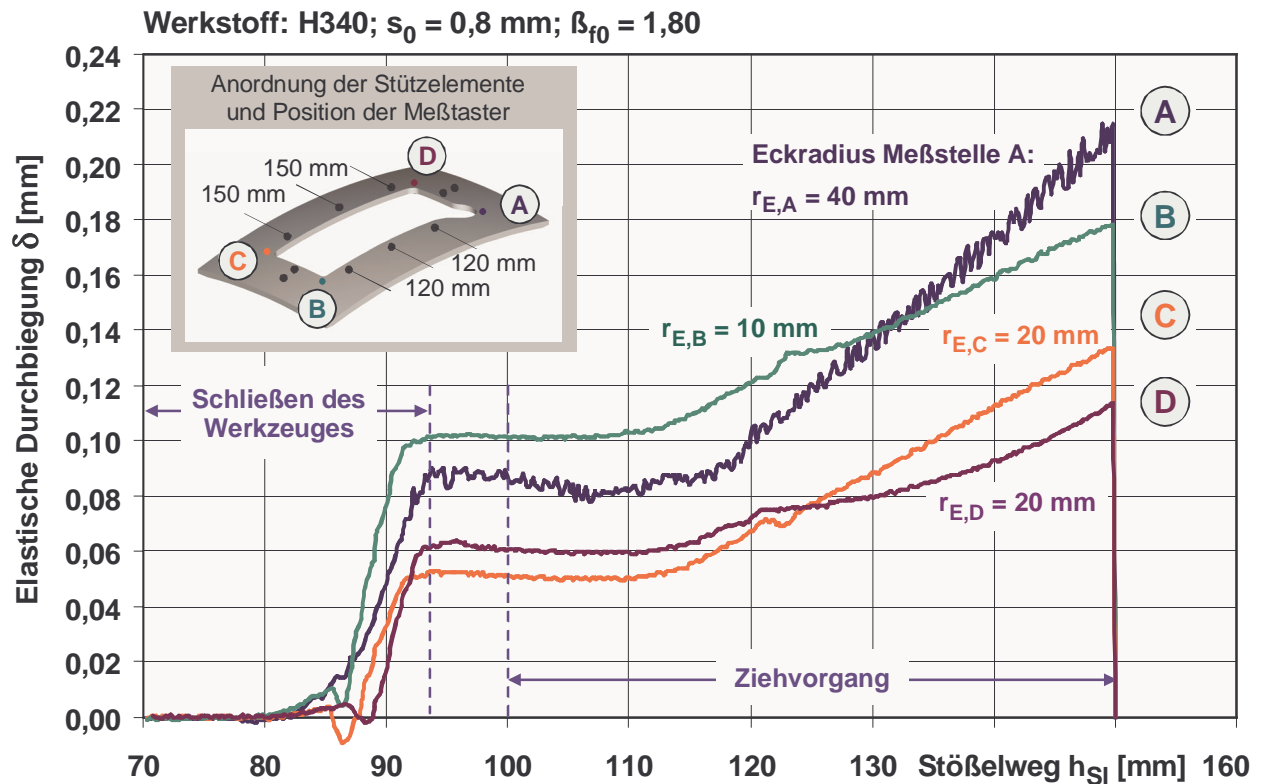


Abbildung 6.15: Durchbiegung in den Eckbereichen der Niederhalterplatte; Werkstoff H340; Blechdicke $s_0 = 0,8 \text{ mm}$; Ziehverhältnis $\beta_{f0} = 1,80$; Ziehtiefe $h = 50 \text{ mm}$; Niederhalterkraft $F_{NH} = 300 \text{ kN}$

Anhand dieser Untersuchungen konnte auch experimentell nachgewiesen werden, daß bei einer konstanten Niederhalterplattendicke h_{NH} die elastische Durchbiegung δ des Niederhalters im wesentlichen durch den Abstand zwischen den Kräfteinleitungspunkten der lokalen Niederhalterkraft sowie dem Eckradius beeinflusst wird. Verdeutlicht wird dies durch einen Vergleich der Meßstellen C und D (vgl. Abbildung 6.15). Der Eckradius r_E ist für beide Meßstellen identisch und beträgt $r_{E,C} = r_{E,D} = 20 \text{ mm}$. Lediglich die Anordnung der Stützrippen und damit der Ort der lokalen Niederhalterkräfteinleitung ist unterschiedlich. An Meßstelle D sind die Stützelemente in der kurzen Ziehteilseite näher am Eckbereich positioniert als an der Meßstelle C, wodurch die Steifigkeit des Niederhalters in diesem Bereich erhöht wird. Hieraus resultieren die betragsmäßig kleineren Meßwerte für die elastische Durchbiegung an der Meßstelle D (vgl. Abbildung 6.15).

Der Einfluß der Eckradien auf die elastische Durchbiegung kann anhand eines Vergleiches der Meßstellen B und C verdeutlicht werden. An beiden Meßstellen sind die Stützelemente im identischen Abstand zum Meßpunkt angeordnet. Vergleicht man nun die elastische Durchbiegung in den Punkten B und C, so ist auffällig, daß die betragsmäßig größeren elastischen Durchbiegungen an der Meßstelle B auftreten. Ursache hierfür ist der deutlich kleinere Eckradius ($r_{E,B} = 10 \text{ mm}$), infolgedessen deutlich höhere tangentielle Druckspannungen während des Ziehprozesses entstehen. Diese bewirken eine verstärkte Blechaufdickung im Flanschbereich des Ziehteils, die durch den elastischen Niederhalter kompensiert wird.

Um zu überprüfen, ob die elastischen Durchbiegungen des Niederhalters eine Folge der Blechaufdickungen im Flanschbereich sind, erfolgte eine Gegenüberstellung der Maximalwerte der ermittelten Niederhalterdurchbiegungen mit den Blechaufdickungen am Ziehteil. Hierfür wurde die Blechaufdickung in der Ziehteilecke des Flansches unmittelbar am Auslauf der Ziehringrundung vermessen und den Niederhalterdurchbiegungen gegenübergestellt.

Abbildung 6.16 verdeutlicht, daß die ermittelten Werte für die elastische Durchbiegung des Niederhalters vornehmlich durch die Blechaufdickungen im Ziehteilflansch hervorgerufen werden.

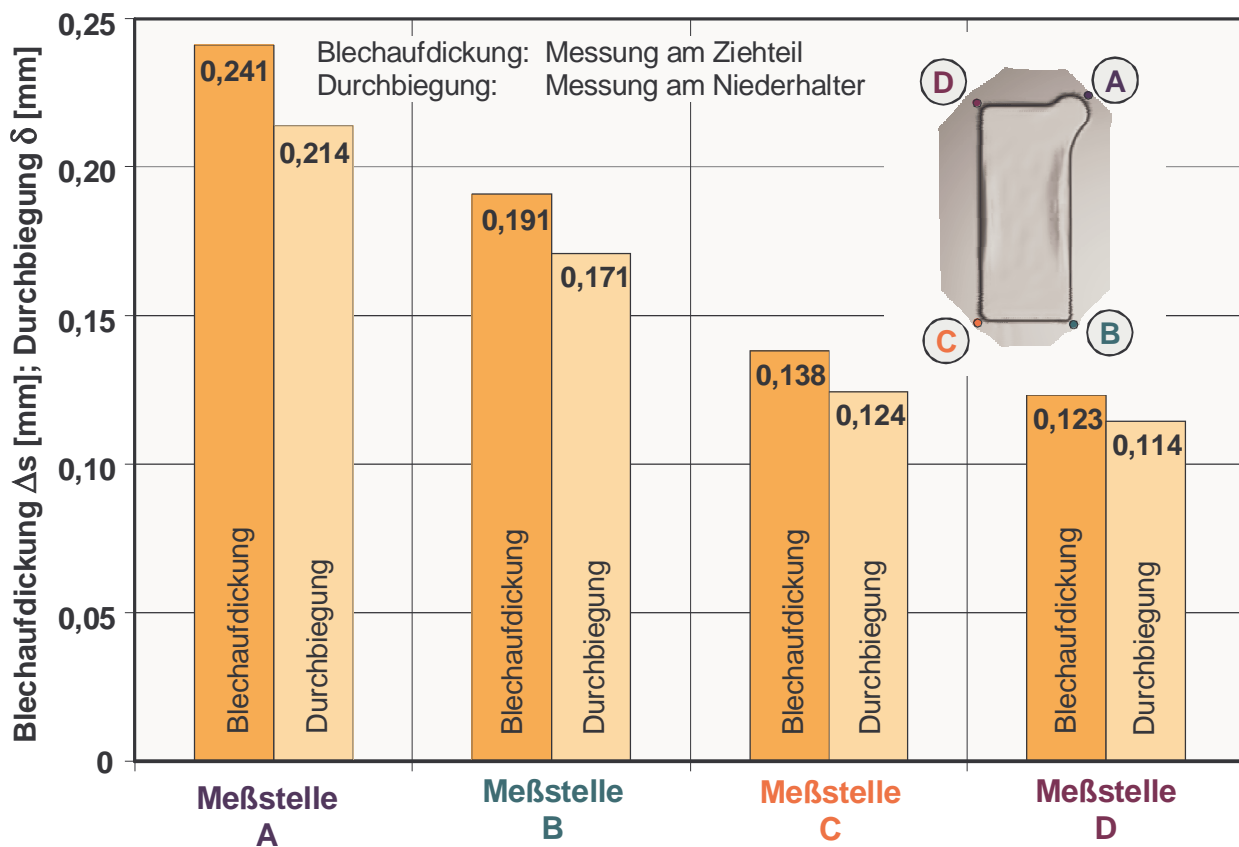


Abbildung 6.16: Blechaufdickung im Flanschbereich des Ziehteils (Meßpunkt Ziehteilecke), verglichen mit den maximalen elastischen Durchbiegungen des Niederhalters; Werkstoff H340; Blechdicke $s_0 = 0,8 \text{ mm}$; Ziehtiefe $h = 50 \text{ mm}$; Ziehverhältnis $\beta_{f0} = 1,80$; Niederhalterkraft $F_{NH} = 300 \text{ kN}$

Die gute Übereinstimmung zwischen der am Ziehteil gemessenen Blechaufdickung und der elastischen Durchbiegung des Niederhalters verdeutlicht, daß die elastische Durchbiegung des Niederhalters eine Folge der Blechaufdickung im Ziehteilflansch ist, die wiederum durch den Ort der lokalen Niederhalterkrafteinleitung beeinflusst wird.

Vergleicht man die Maximalwerte der elastischen Durchbiegungen in den vier Eckbereichen mit den Maximalwerten der elastischen Durchbiegung, die im Rahmen der FE-Simulation ermittelt wurden (vgl. Abbildung 6.6), so ist eine sehr gute qualitative

Übereinstimmung zwischen experimentell ermittelten und berechneten Werten festzustellen. Somit kann die Aussage getroffen werden, daß anhand der vorgestellten Untersuchungen der Nachweis erbracht wurde, daß das für die numerischen Simulationen eingesetzte FE-Modell den realen Prozeß sehr genau abbildet. Somit kann das Fazit getroffen werden, daß die FE-Simulation ein geeignetes Mittel für die Auslegung passiv elastischer Niederhalter ist.

6.4.3 Auswirkungen der Niederhalterelastizität auf die Ziehteilgenauigkeit

In **Abbildung 6.17** ist das Ziehergebnis mit starrem Niederhalter für den Werkstoff DC05 bei einer Ziehtiefe von $h = 50 \text{ mm}$ dargestellt. Deutlich zu erkennen sind die Wölbungen des Ziehteilbodens in den langen geraden Ziehteilseiten.

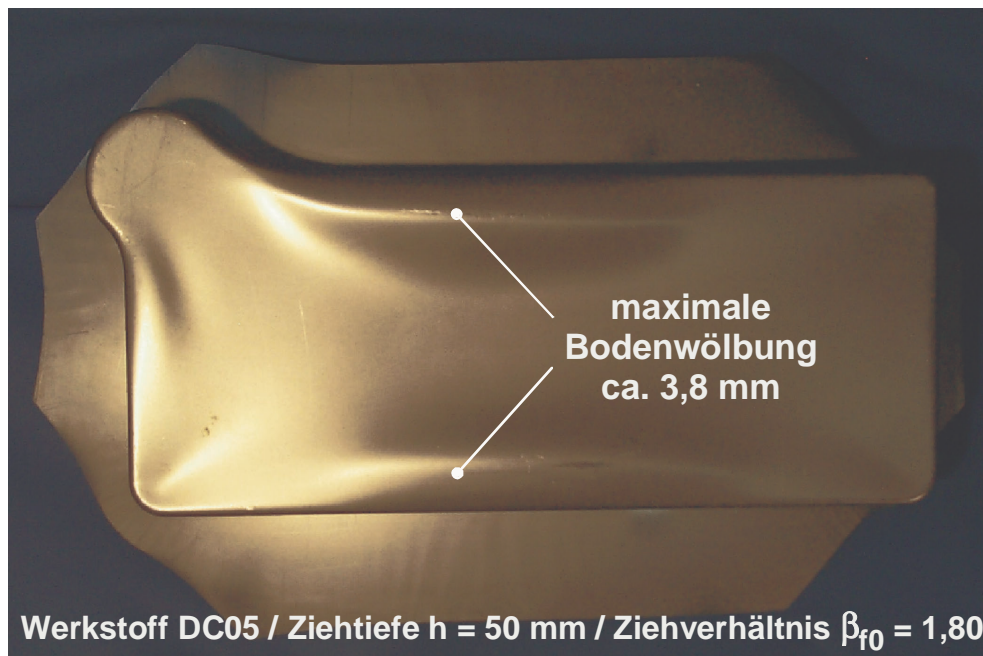


Abbildung 6.17: Bodenwölbung an den langen geraden Ziehteilseiten beim Einsatz eines starren Niederhalters ohne Ziehleisten; Werkstoff DC05; Ziehtiefe $h = 50 \text{ mm}$; Ziehverhältnis $\beta_{f0} = 1,80$

Diese Bodenwölbungen entstehen durch zu geringe Rückhaltekräfte als Folge mangelnder Kontaktnormalspannungen im Flanschbereich des Ziehteils. Eine Erhöhung der Niederhalterkraft zur Steigerung der Kontaktnormalspannungen war nicht möglich, da in diesem Fall ein Ziehteilversagen durch Ribbildung eintrat. Eine Vermeidung bzw. Minimierung dieser Bodenwölbungen ist somit lediglich durch die Integration und Einarbeitung von Ziehleisten oder -wulsten in den Niederhalter bzw. Ziehring zu erreichen. Im Rahmen dieses Untersuchungspunktes sollte daher analysiert werden, ob die Möglichkeit zur Werkstoffflußsteuerung durch eine definierte Niederhalterelastizität besteht, so daß auf den Einsatz von Ziehleisten im Tiefziehwerkzeug gänzlich verzichtet werden kann.

In **Abbildung 6.18** sind exemplarisch die Meßwerte für die Bodenwölbung beim Tiefziehen mit starrem und passiv elastischem Niederhalter für Ziehteile aus DC05 und einer Ziehtiefe von 50 mm dargestellt. Bei der Versuchsdurchführung wurde für den elastischen Niederhalter die Anordnung der Stützelemente gewählt, die im Rahmen der FE-Berechnung die besten Ergebnisse in Hinblick auf eine homogene Flächenpressungsverteilung lieferte. Die Erfassung der Meßwerte erfolgte durch eine taktile Abtastung der Außenseite des Ziehteilbodens mit einer 3D-Koordinatenmeßmaschine vom Typ PMM 864 der Firma LEITZ (Längenmeßunsicherheit: 1,2 µm; Antastunsicherheit 0,8 µm).

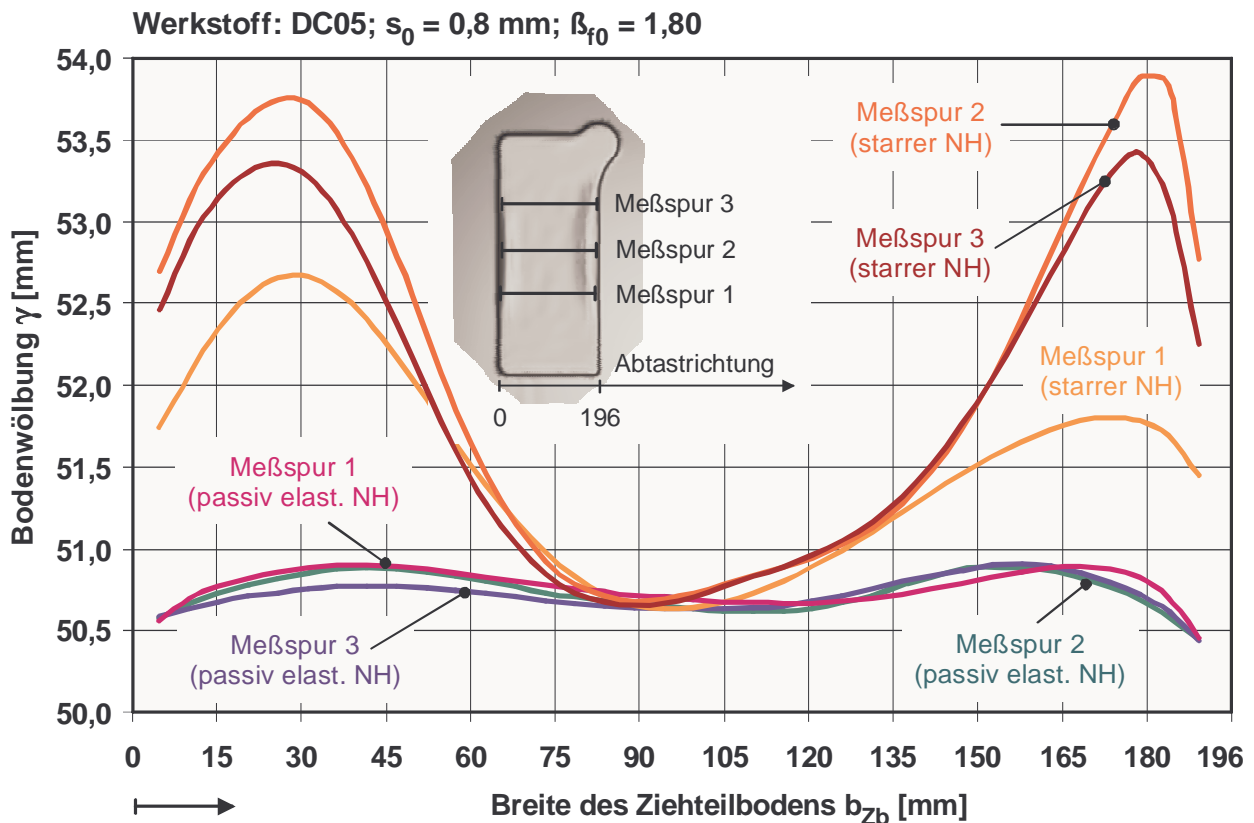


Abbildung 6.18: Vergleich der Bodenwölbung beim Tiefziehen mit starrem und passiv elastischem Niederhalter; Werkstoff DC05; Blechdicke $s_0 = 0,8 \text{ mm}$; Ziehtiefe $h = 50 \text{ mm}$; Ziehverhältnis $\beta_{f0} = 1,80$

Aus **Abbildung 6.18** wird ersichtlich, daß durch eine definierte Niederhalterelastizität ein erheblicher Einfluß auf den Werkstofffluß genommen werden kann. Mit dem starren Niederhalter wird keine ausreichende Ausstreckung des Blechwerkstoffes in den langen geraden Ziehteilseiten erzielt, so daß erhebliche Bodenfallen entstehen. Mit dem passiv elastischen Niederhalter wird hingegen eine deutlich bessere Ausstreckung des Materials im Ziehteilboden erreicht. Die Welligkeit bzw. Faltenhöhe im Ziehteilboden konnte durch den Einsatz des passiv elastischen Niederhalters deutlich reduziert werden.

Aufgrund dieser Ergebnisse kann die Aussage getroffen werden, daß im Idealfall durch den Einsatz elastischer Niederhalter auf die Integration und Einarbeitung von Ziehleisten im Werkzeug verzichtet werden kann.

6.4.4 Analyse der Prozeßgrenzen

In Ergänzung zu den bereits genannten Untersuchungen zur Ziehteilgenauigkeit konnte der Nachweis erbracht werden, daß für Ziehteile mit komplexer Geometrie über eine lokale Beeinflussung der Niederhaltersteifigkeit die Prozeßgrenzen positiv beeinflussbar sind (**Abbildung 6.19**). Dabei spielt neben dem Ort der Niederhalterkrafteinleitung auch die daraus resultierende Niederhalterelastizität eine wesentliche Rolle bezüglich des Eintrittes der Versagensfälle „Reißer“ bzw. „Falten 1. Art“. Die Ergebnisse stützen sich auf die Vorgabe, eine Faltenbildung im Flanschbereich des Ziehteils durch eine angepaßte Niederhalterelastizität vollständig zu kompensieren und somit die technologische Verfahrensgrenze auf die Versagensart „Reißer“ zu beschränken. Hier wird das Hauptpotential der passiv elastischen Niederhaltersysteme zur Erweiterung der technologischen Grenzen bzw. des Gutteilfensters gesehen, da wie im vorigen Abschnitt erläutert, deutliche Vorteile in bezug auf die Beeinflussung des Werkstoffflusses resultieren.

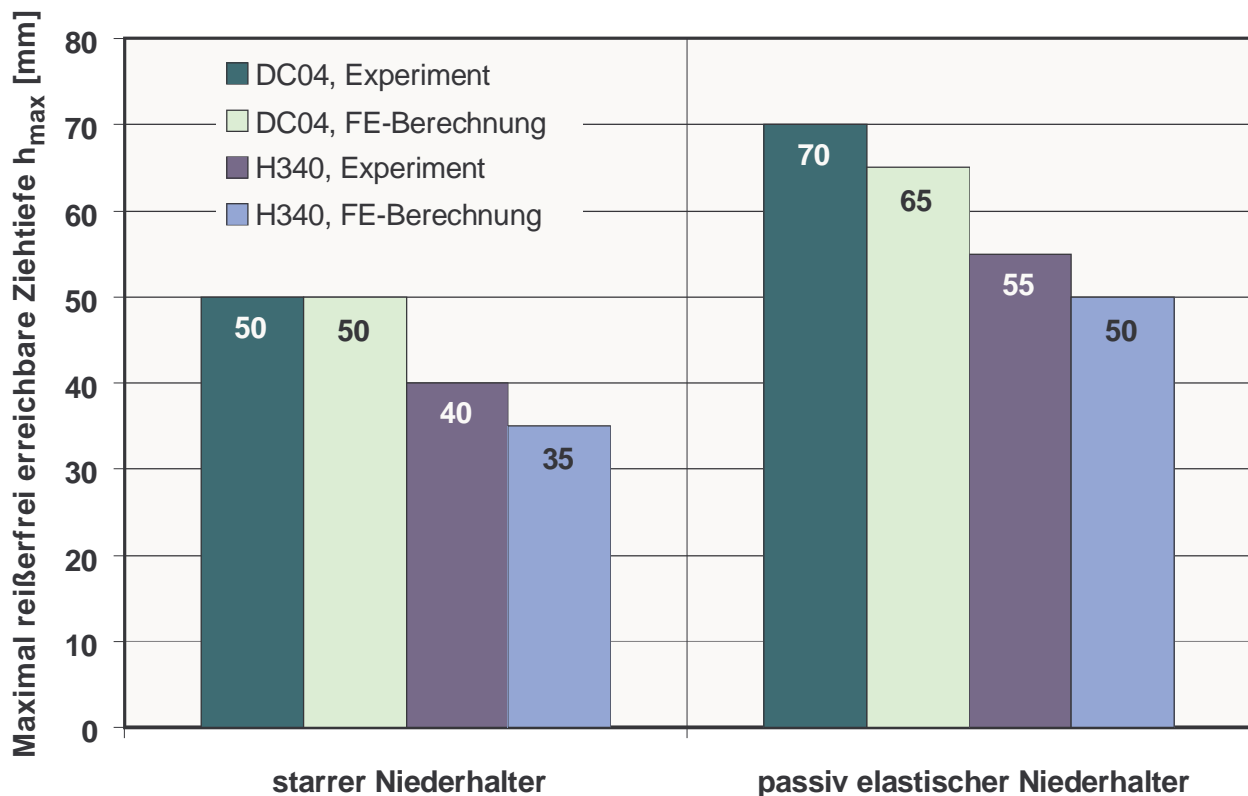


Abbildung 6.19: Darstellung der maximal reißerfrei erreichbaren Ziehtiefen unter Beibehaltung des fiktiven Ziehverhältnisses $\beta_{f0} = 1,80$; Ziehteilgeometrie „Behälterhälfte“; Blechdicken der Werkstoffe $s_0 = 1,0 \text{ mm}$

Mittels der experimentellen Untersuchungen konnte nachgewiesen werden, daß bei identischem Zuschnitt werkstoffbezogene Ziehtiefensteigerungen von bis zu 40 % bei der untersuchten Werkstückgeometrie möglich sind. Diese Werte wurden durchgängig ohne Einarbeitung der Werkzeuge erreicht. Hieraus kann geschlossen werden, daß die Niederhalterelastizität und die daraus resultierende lokale differenzierte Einstellung der

Flächenpressung im Ziehteilflansch eine der Haupteinflussfaktoren auf die Erweiterung der Umformgrenzen darstellt.

Die Ergebnisse der FE-Simulationen zeigen eine sehr gute Übereinstimmung mit den in den experimentellen Untersuchungen ermittelten Grenzziehtiefen. Infolgedessen kann festgestellt werden, daß für das untersuchte Werkstoffspektrum eine Vorhersage der erreichbaren Ziehtiefen mit Hilfe der FEM-Simulation auch für den elastischen Niederhalter sehr gut möglich ist.

Zusammenfassend kann gesagt werden, daß die in den Grundlagenuntersuchungen mit der Modellgeometrie getroffenen Aussagen für die in diesem Abschnitt analysierte praxisähnliche Ziehteilgeometrie bestätigt werden konnten. Die durchgeführten FE-Simulationsrechnungen und experimentellen Untersuchungen haben ganzheitlich die Wirkung von konventionell starren und passiv elastischen Niederhaltersystemen der gleichen Werkstückgeometrie mit den in der industriellen Praxis weit verbreiteten nicht-planaren Niederhalteraktivflächen gegenübergestellt. Dabei konnten neben den technologischen Effekten mit den Werkstoffen DC04 und H340 auch eine gute Übereinstimmung durch den Einsatz komplexer FEM-Modelle mit elastischen Niederhaltern aufgezeigt werden. Die derzeitigen Ansprüche an die Modellierung, insbesondere für elastische Werkzeugelemente, wurden dargestellt. Isolierte Parameter wie Spannungs- und Flächenpressungsverteilung geben sowohl dem Technologen als auch dem Werkzeugkonstrukteur die Möglichkeit, mit Hilfe der FE-Simulation elastische Niederhaltersysteme produktions sicher auszulegen und zu beurteilen.

7 Tiefziehen mit aktiv elastischem Niederhaltersystem

In den bisherigen Untersuchungen zum Tiefziehen mit passiv elastischem Niederhalter wurde analysiert, welchen Einfluß Lage und Anordnung der Krafteinleitungspunkte auf die Elastizität des Niederhalters und somit auf das Ziehergebnis haben. Im Rahmen dieses Abschnittes soll darüber hinaus die Wirkung einer aktiven Einflußnahme auf den Prozeß durch eine lokale Erhöhung oder Absenkung (Anpassung) der Flächenpressung während des Ziehvorganges untersucht werden.

Eine Möglichkeit, die Flächenpressung während des Tiefziehprozesses lokal zu beeinflussen, besteht in der Anwendung der Vielpunktziehtechnik. Hier kann, in Abhängigkeit von der eingesetzten Pressentechnik, die Flächenpressung lokal auf dem Flanschumfang und über der Ziehtiefe variiert werden. Problematisch ist jedoch die Tatsache, daß diese Prozeßbeeinflussung derzeit nur in sehr engen Grenzen möglich ist, da die eingesetzten starren Niederhaltersysteme biegesteif ausgelegt sind. Im Tiefziehprozeß sind daher stark überhöhte Kräfte erforderlich, um eine lokale Krafteinleitung in den Ziehteilflansch zu realisieren.

Ziel dieses Arbeitspunktes ist es daher, basierend auf den Erkenntnissen der Untersuchungen mit passiv elastischen Niederhaltersystemen, ein Werkzeugsystem mit aktiv elastischem Niederhalter zu entwickeln, mit dem eine lokale Beeinflussung der Flächenpressung im Ziehteilflansch ermöglicht wird. Entscheidendes Kriterium bei der Konzeptionierung und Auslegung des Werkzeugsystems war die Absicht, daß das Werkzeug pressenunabhängig eingesetzt werden soll, um eine technologische Alternative zu Pressen mit Vielpunktzieheinrichtung im Pressentisch zu bieten.

7.1 Realisiertes Werkzeugkonzept

In den folgenden Abschnitten wird ausführlich auf das realisierte Werkzeugkonzept, die spezifischen Besonderheiten sowie auf die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen eingegangen. Zur Bewertung der Leistungsfähigkeit des Systems wurden vergleichende Untersuchungen mit einem starren Niederhalter durchgeführt.

7.1.1 Wirkprinzip des Werkzeuges

In **Abbildung 7.1** ist das für die experimentellen Untersuchungen eingesetzte Werkzeugsystem mit aktiv elastischem Niederhalter dargestellt. Für vergleichende Untersuchungen kann dieses Werkzeugsystem durch Austauschen der elastischen Niederhalterplatte sowie der Aufbauten auf den Kurzhubhydraulikzylindern ebenfalls mit einem konventionell starren Niederhalter betrieben werden.

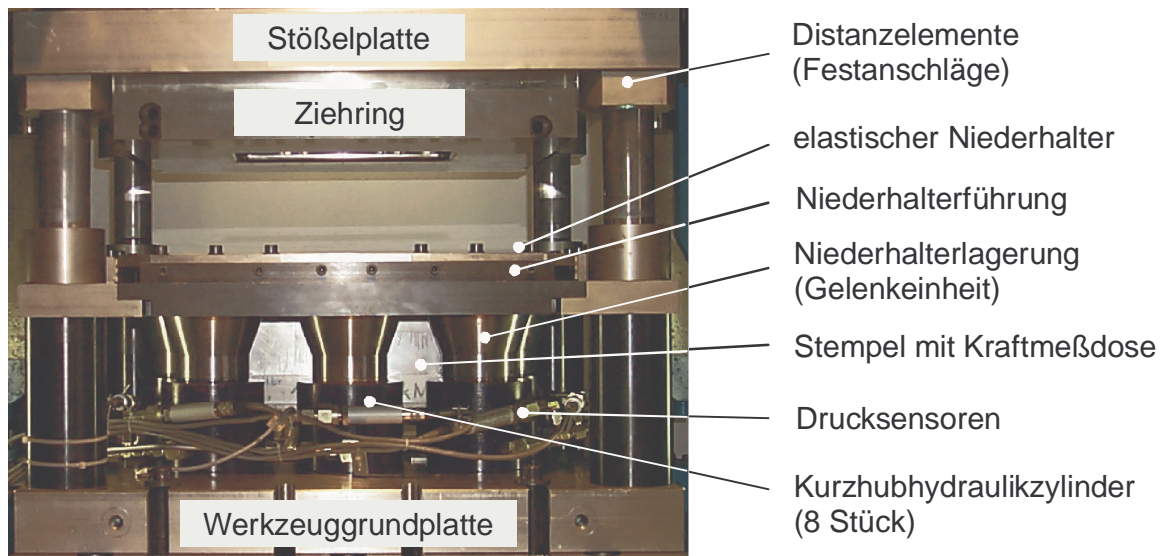


Abbildung 7.1: Tiefziehwerkzeug mit aktiv elastischem Niederhalter

Das Werkzeugsystem besteht aus einem Unterwerkzeug mit Niederhaltergrundbaugruppe, einem Stempel sowie einem Oberwerkzeug mit Ziehring. Auf der Niederhaltergrundplatte sind 8 Kurzhubhydraulikzylinder zur Niederhalterkraftaufbringung angeordnet (max. Niederhalterkraft pro Zylinder $F_{Zyl} = 190 \text{ kN}$). Im Fall des elastischen Niederhalters befindet sich zwischen der dünnen einteiligen Niederhalterplatte ($h_{NH} = 15 \text{ mm}$) und den Kurzhubhydraulikzylindern eine Gelenkeinheit, deren Auslegung und Funktionsweise in Abschnitt 7.1.2 näher beschrieben wird. Im Fall des starren Niederhalters wird eine einteilige starre Niederhalterplatte (Plattendicke $h_{NH} = 110 \text{ mm}$) direkt mit den Kurzhubhydraulikzylindern verschraubt.

Die Funktionsweise des Werkzeuges unterscheidet sich wesentlich von der konventioneller Ziehwerkzeuge für einfachwirkende Pressen und soll daher anhand des in **Abbildung 7.2** dargestellten Wirkprinzipes erläutert werden.

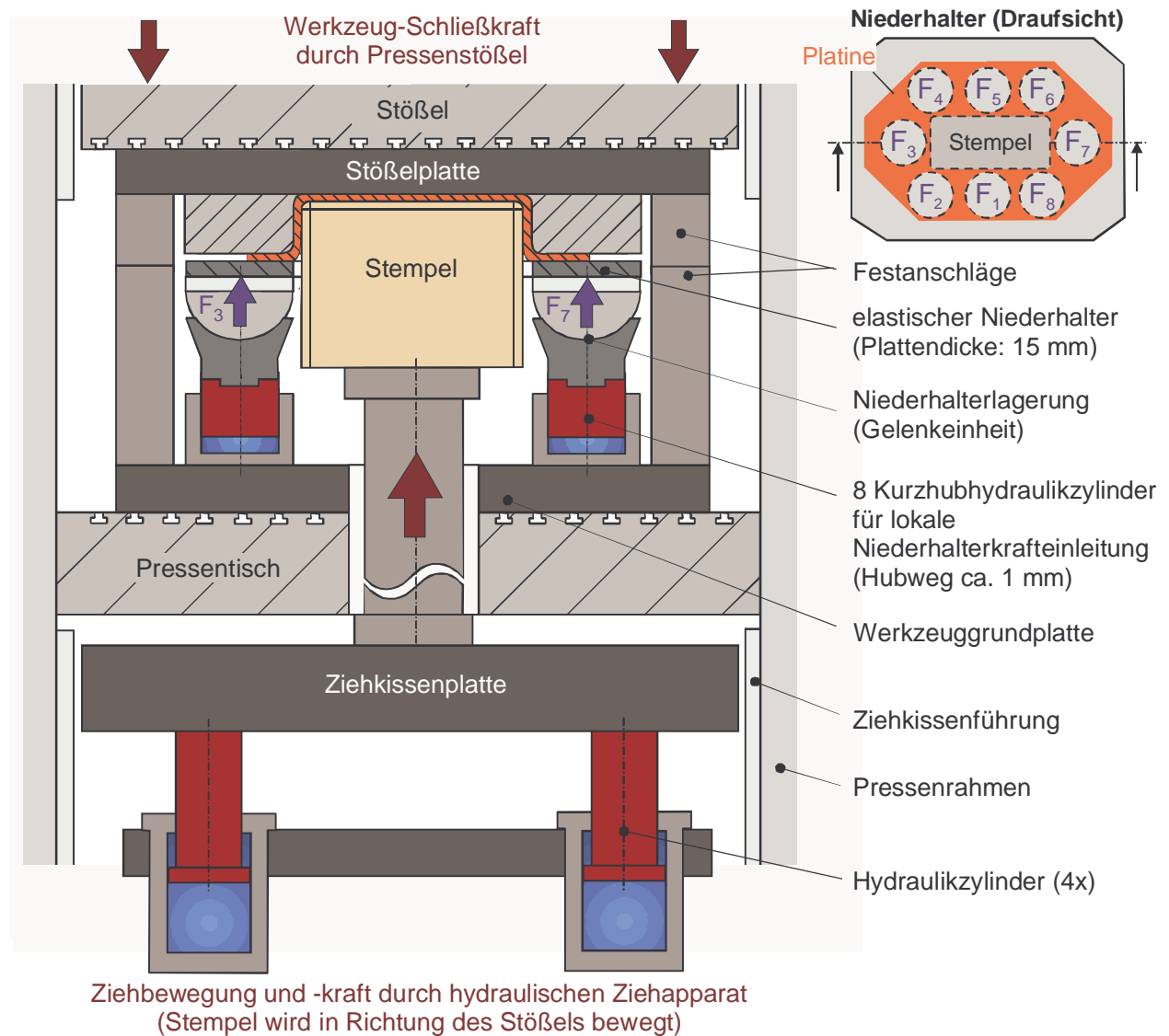


Abbildung 7.2: Funktionsprinzip des Werkzeugsystems mit aktiv elastischem Niederhalter

Die Werkzeuggrundplatte, auf der die Kurzhubhydraulikzylinder positioniert sind, wird auf dem Pressentisch fixiert. Mit dem Maschinenstößel wird der Ziehring auf Festanschläge gefahren und für den Ziehvorgang mit einer Schließkraft beaufschlagt, die die Summe aus Gesamtniederhalterkraft und Stempelkraft übersteigt. Hiermit wird ein Verkippen des Ziehrings bei ungleichmäßiger Kraftverteilung über dem Umfang verhindert. Erst bei geschlossenem Werkzeug werden durch die Kurzhubhydraulikzylinder die lokalen Niederhalterkräfte aufgebracht. Der Stempel wird durch das aktive Ziehkissen der Presse (technische Daten vgl. Anhang A-1) verfahren und formt das Ziehteil aus. Jeder der acht Kurzhubhydraulikzylinder wird in einem unabhängigen druckgeregelten Regelkreis mit je einem Servoventil betrieben (**Abbildung 7.3**). Die Steuerung der lokalen Niederhalterkraft erfolgt mit einem PC-basierten Meßwerterfassungs- und Steuerungssystem, bestehend aus einer in einem Personalcomputer eingebauten Meßwerterfassungs- und Regelkarte mit eigenem Prozessor, Speicher und Betriebssystem

sowie dem datenflußorientierten Meßwerterfassungsprogramm DasyLAB. Die Stempelposition bzw. der Ziehweg wird mit einem induktiven Wegaufnehmer und die Stempelkraft mit DMS-Kraftmeßdosen erfaßt. Für die Druckerfassung und –steuerung werden handelsübliche Drucksensoren und Servoventile verwendet.

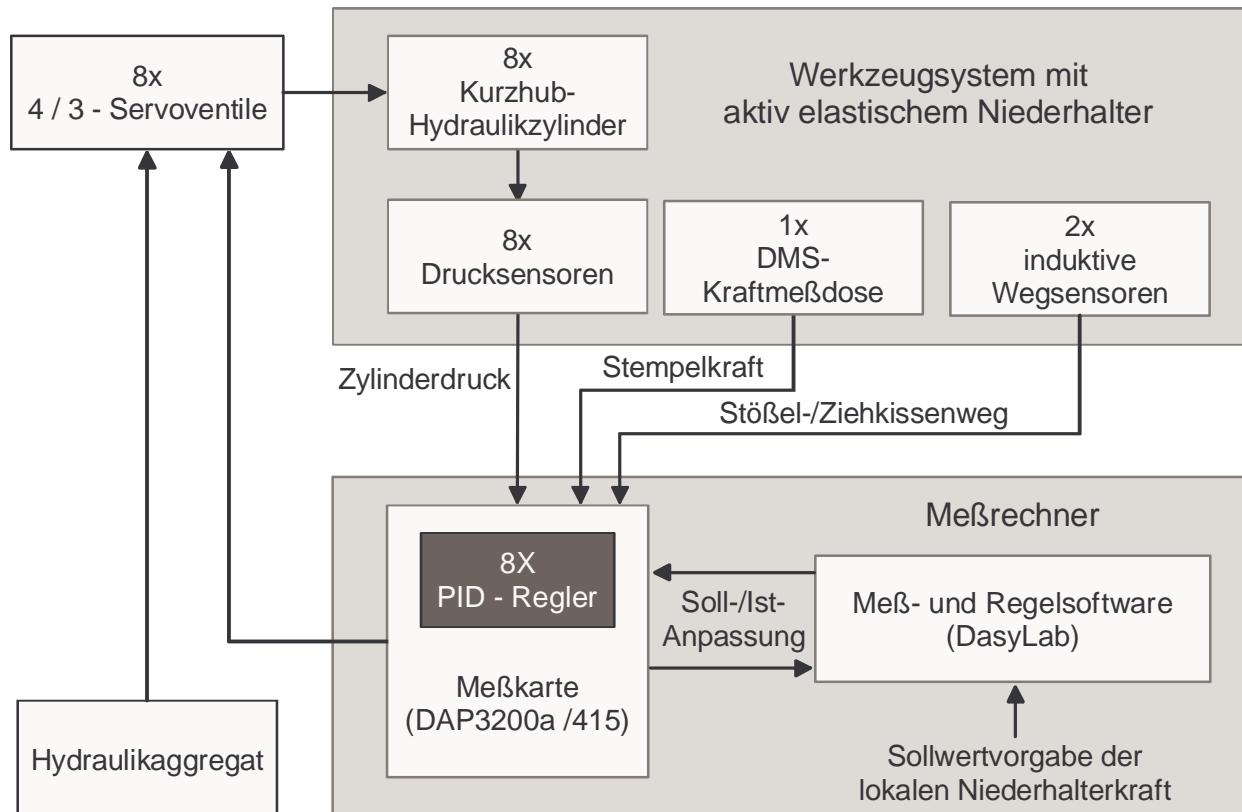


Abbildung 7.3: Aufbau und Struktur des Meßsystems

Ein wesentlicher Vorteil dieses Wirkprinzips ist die Möglichkeit zur schnellen und direkten Beeinflussung der örtlichen Niederhalterkraft innerhalb eines Pressenhubes, da die Niederhalterkraftaufbringung über acht Kurzhubhydraulikzylinder, aufgrund der wesentlich geringeren Ölvolumenta und Massen im Vergleich zu einem Maschinenziehkissen, eine bessere Reaktion auf die Prozeßbedingungen ermöglicht. Aufgrund dieses spezifischen Vorteils wurde das vorgestellte Wirkprinzip dieses Werkzeuges ebenfalls von GRIESBACH /GRIE00/ für den Einsatz zur Prozeßregelung genutzt.

Die Aktivierung des Ziehkissens, d.h. die stoßelunabhängige Verfahrensweise des Stempels, stellt darüber hinaus eine Abwandlung des Bauprinzips einer zweifachwirkenden Presse dar. Dies liegt in der Tatsache begründet, daß bei dem vorgestellten Werkzeugprinzip in Analogie zu einer zweifachwirkenden Presse die Blechhaltefunktion von der Umformbewegung getrennt wird (zwei separate Antriebe). Gegenüber einer einfachwirkenden Presse ist daher eine deutlich bessere Gewährleistung der Blechhaltefunktion gegeben, bei - verglichen mit einer zweifachwirkenden Presse – deutlich geringerem Aufwand. Ein

weiterer Vorteil dieser Konzeption, insbesondere für das Tiefziehen mit elastischem Niederhalter, liegt aber in dem energetisch günstigeren Arbeitsprinzip.

7.1.2 Beschreibung der Niederhalterkonstruktion

Die sehr guten Ergebnisse in bezug auf das Tiefziehen mit passiv elastischem Niederhalter sind die Basis für eine weitergehende Untersuchung der Niederhalterbauart für die Anwendung zum Tiefziehen mit aktiv elastischem Niederhalter. Beim Tiefziehen mit aktiv elastischem Niederhalter soll eine prozeßbeeinflussende Wirkung ausschließlich durch die Variation der eingeleiteten Niederhalterkraft erfolgen. Eine Steuerung des Werkstoffflusses wird daher ausschließlich durch eine Erhöhung respektive Reduzierung der Niederhalterkraft in einzelnen Bereichen des Flansches erreicht. Die Wirksamkeit der Werkstoffflußsteuerung ist jedoch davon abhängig, welcher Bereich des Flansches in welchem Maße beeinflusst werden kann. Von besonderem Interesse ist daher die Fragestellung nach der von der Flächenpressung beaufschlagten Flanschfläche sowie die Wirkung einer lokalen Flächenpressung auf die Erweiterung der Umformgrenzen.

Bei der Auslegung und Konzeptionierung des aktiv elastischen Niederhalters wurde mit Hilfe der FE-Simulation die Niederhalterplattendicke bestimmt. Für die untersuchte rechteckige Ziehteilgeometrie (vgl. Tabelle 4.3) ergab sich für den vorliegenden Anwendungsfall eine Niederhalterplattendicke von $h_{NH} = 15 \text{ mm}$. Als Verbindungseinheit zwischen der elastischen Niederhalterplatte und jedem Kurzhubhydraulikzylinder wurde, basierend auf den Erkenntnissen zum Tiefziehen mit passiv elastischem Niederhalter, eine Baugruppe konstruiert, die eine Einleitung von Biegemomenten in die Niederhalterzylinder infolge der elastischen Verformungen der Niederhalterplatte verhindert (**Abbildung 7.4**).

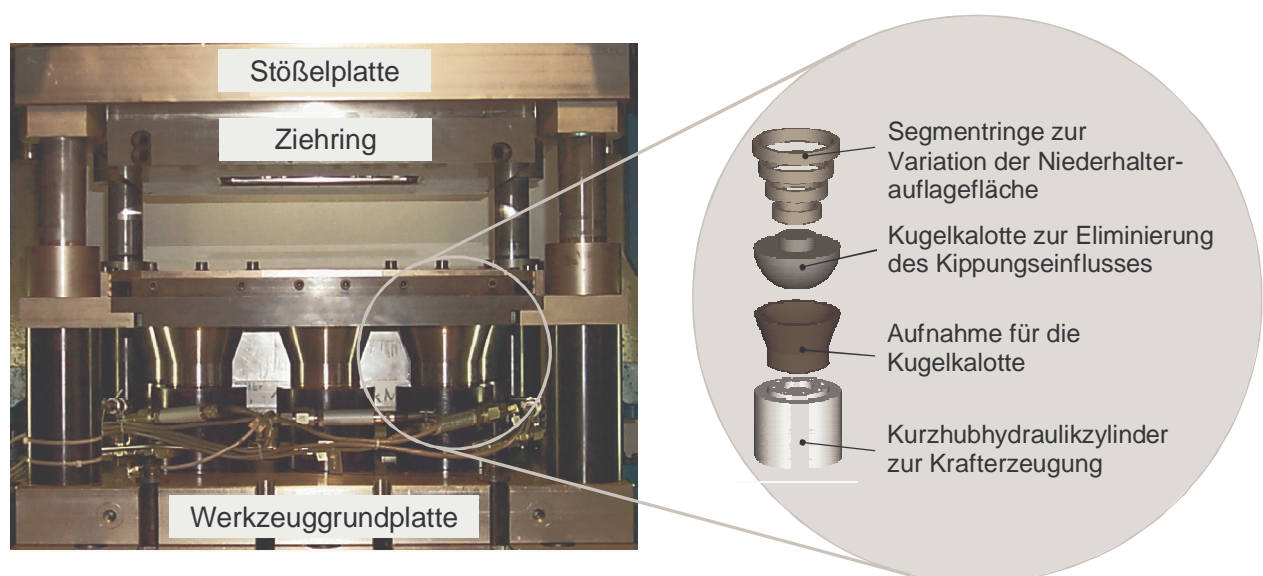


Abbildung 7.4: Gelenkeinheit zur Lagerung des elastischen Niederhalters

Diese Baugruppe besteht aus einer Gelenkaufnahme in der eine Kugelkalotte gelagert ist. Durch die Lagerung der dünnen elastischen Niederhalterplatte auf diesen Kugelkalotten werden Spannungsspitzen infolge der elastischen Verformung des Niederhalters vermieden, die bei unbeweglicher Auslegung an den Übergängen der Auflage- und Freiflächen auftreten. Des weiteren wird für die elastische Verformung des Niederhalters weniger Kraft benötigt.

Für die lokale Beeinflussung der Flächenpressung im Ziehteilflansch hat die mit dem elastischen Niederhalter in Kontakt stehende Fläche der Verbindungseinheit einen wesentlichen Einfluß. **Abbildung 7.5** zeigt die Berechnung der spezifischen Anfangsflächenpressung eines jeden Kurzhubhydraulikzylinders in Abhängigkeit des Kalottendurchmessers bzw. der -fläche. Bei der Auslegung wurde davon ausgegangen, daß die Kugelkalotte einen minimalen Durchmesser in der Größenordnung einer Pinole der eingesetzten Versuchspresse aufweist ($d_{k,min} = 60 \text{ mm}$). Der maximale Kalottendurchmesser ergibt sich bei dem Werkzeug konstruktionsbedingt durch die Tatsache, daß die Kugelkalotten zur vollen Funktionsfähigkeit nicht miteinander in Kontakt treten dürfen. Im vorliegenden Fall ergibt sich daher der maximale Kalottendurchmesser zu $d_{k,max} = 140 \text{ mm}$.

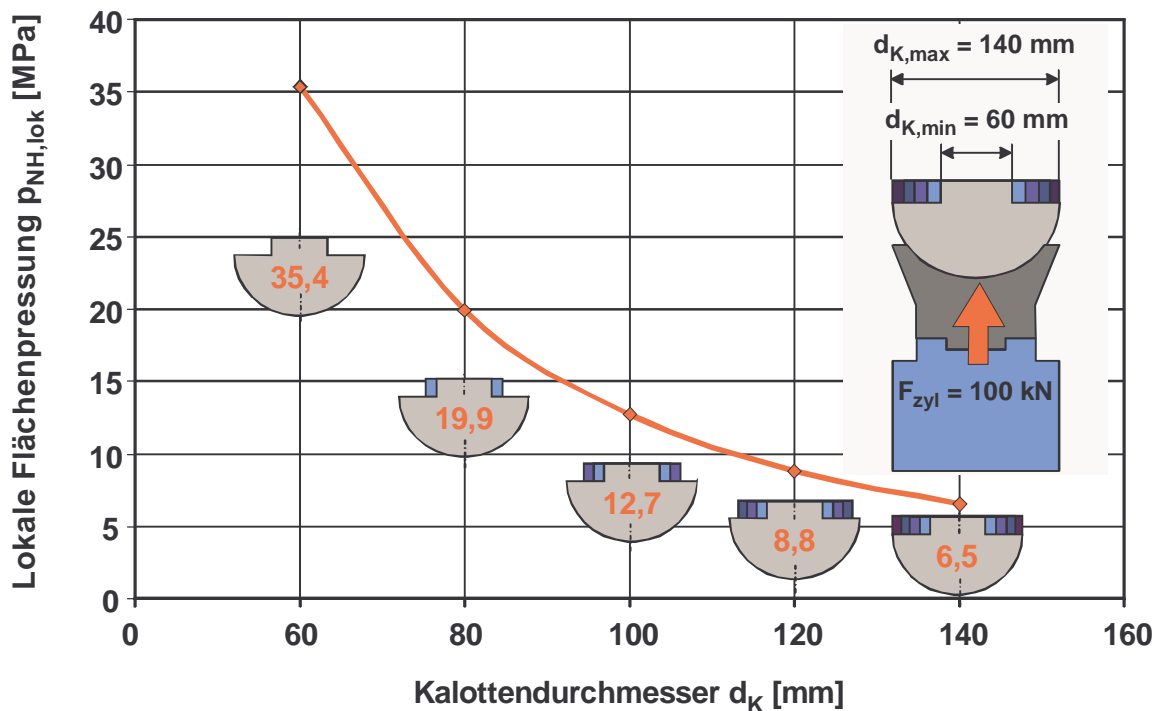


Abbildung 7.5: Berechnung der lokal wirkenden Flächenpressung in Abhängigkeit des Kalottendurchmessers; Zylinderkraft $F_{Zyl} = 100 \text{ kN}$

Das in Abbildung 7.5 aufgezeigte Diagramm wurde exemplarisch für eine Zylinderkraft von $F_{Zyl} = 100 \text{ kN}$ berechnet. Man sieht sehr deutlich, daß die Flächenpressung quadratisch mit zunehmendem Kalottendurchmesser abnimmt. Im Umkehrschluß be-

deutet dies, daß bei Verwendung einer kleinen Krafteinleitungsfläche, respektive einem sehr kleinen Kalottendurchmesser, mit geringerer Niederhalterkraft gearbeitet werden kann. Aus **Abbildung 7.6** wird jedoch ersichtlich, daß mit einem kleinen Kalottendurchmesser nur eine sehr differenzierte Beeinflussung im Flanschbereich erreicht wird, wodurch eine lokale Wirkung erreichbar ist und keine integrale Kraftbeaufschlagung stattfindet.

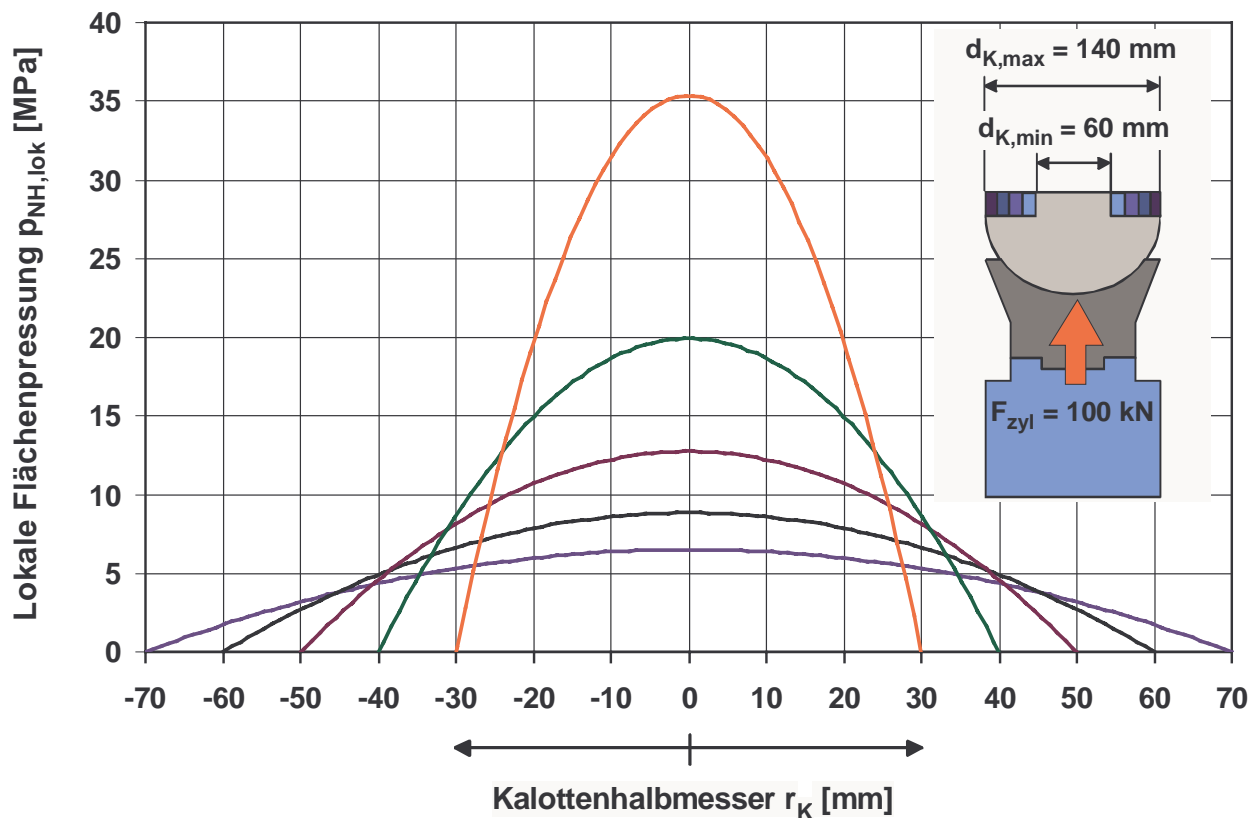


Abbildung 7.6: Realisierte Flächenpressung im Niederhalter in Abhängigkeit von der Kontaktfläche

Um diesen Sachverhalt in weiterführenden Untersuchungen aufgreifen zu können, wurde das Kugelsegment derart ausgelegt, daß individuelle Einstellungen für die zu beeinflussende Flanschfläche ermöglicht werden. Hierfür können Segmentringe mit unterschiedlichem Durchmesser d_{SR} auf den Kugelkalotten positioniert werden, um die von der Zylinderkraft beaufschlagte Flanschfläche im Bedarfsfall zu erhöhen bzw. zu reduzieren (vgl. Abbildung 7.5).

7.2 Analyse der Prozeßgrenzen beim Tiefziehen mit aktiv elastischem Niederhalter

Bei der Analyse der Prozeßgrenzen war von vornehmlichem Interesse zu ermitteln, welches Potential das Tiefziehen mit aktiv elastischem Niederhalter bietet. Hierfür wurden vergleichende Untersuchungen mit starrem und aktiv elastischem Niederhalter durchgeführt.

Für die Untersuchungen mit passiv elastischem Niederhalter wurden, im Gegensatz zum aktiv elastischen Niederhalter, alle acht Kurzhubhydraulikzylinder mit gleichem Druck beaufschlagt. Die Optimierung der Durchbiegung des Niederhalters erfolgte über eine werkstoffabhängige Anpassung der von der Zylinderkraft beaufschlagten Flanschfläche mittels der Segmentringe auf den Kugelkalotten. Beim aktiv elastischen Niederhalter erfolgte eine werkstoffabhängige lokale Beeinflussung der Niederhalterkraft durch eine unterschiedliche Druckbeaufschlagung der acht Kurzhubhydraulikzylinder. Der starre Niederhalter wurde in Massivbauweise mit einer Niederhalterdicke von 110 mm eingesetzt und mit einer integralen Niederhalterkraft beaufschlagt.

Zur Effektivierung der Versuche wurde davon ausgegangen, daß die Reißergrenze als obere Begrenzung des Gutteilfensters zur Erreichung von verbesserten Umformergebnissen und erhöhter technologischer Sicherheit das entscheidende Kriterium für die Beurteilung der Ziehtechnologie bildet. Ziel dieser Untersuchungen war es daher, die maximal erreichbaren Ziehtiefen bei konstantem Zuschnitt (fiktives Ziehverhältnis $\beta_{f0} = \text{konstant} = 1,57$) zu ermitteln, weshalb im vorliegenden Fall von einer maximalen reißerfrei erreichbaren Ziehtiefe und nicht von einem Ziehverhältnis gesprochen wird. Letzteres wurde für diese Untersuchungen nicht variiert, so daß eine Bewertung der Ziehtiefe, unter der Voraussetzung, daß eine Faltenbildung im Flanschbereich des Zienteils unterbunden wird, als Vergleichskriterium zulässig ist.

In den Versuchsreihen wurden für die Werkstoffe DC05, H340 und AlMg4.5Mn0.4 die optimalen Niederhalterkräfte für das Tiefziehen mit starrem und passiv elastischem Niederhalter experimentell identifiziert und die maximal erreichbaren Ziehtiefen dokumentiert. Diese Werte dienten als Referenz für die weiteren Untersuchungen.

Um die Wirksamkeit einer aktiven und lokal differenzierten Niederhalterkrafteinleitung beurteilen zu können, wurde der Absolutbetrag der werkstoffspezifischen Gesamtniederhalterkraft, der in den Versuchsreihen zum Tiefziehen mit passiv elastischen Niederhalter ermittelt wurde, beibehalten und ausschließlich eine lokale Kräfteinleitung realisiert. Hierfür wurde die eingestellte Niederhalterkraft an den 4 Eckzylindern um 20% reduziert und an den geraden Zienteilseiten um 20% erhöht. **Abbildung 7.7** zeigt exemplarisch einen Meßschrieb für die Versuchsdurchführung mit aktiv elastischem Niederhalter bei der in den 4 Eckbereichen der Zienteilgeometrie geringere Niederhalterkräfte (24 kN je Hydraulikzylinder) als in den langen geraden Zienteilseiten (36 kN für jeden der beiden Hydraulikzylinder) und in den kurzen Zienteilseiten (29 kN für jeden der beiden Hydraulikzylinder) eingestellt wurden.

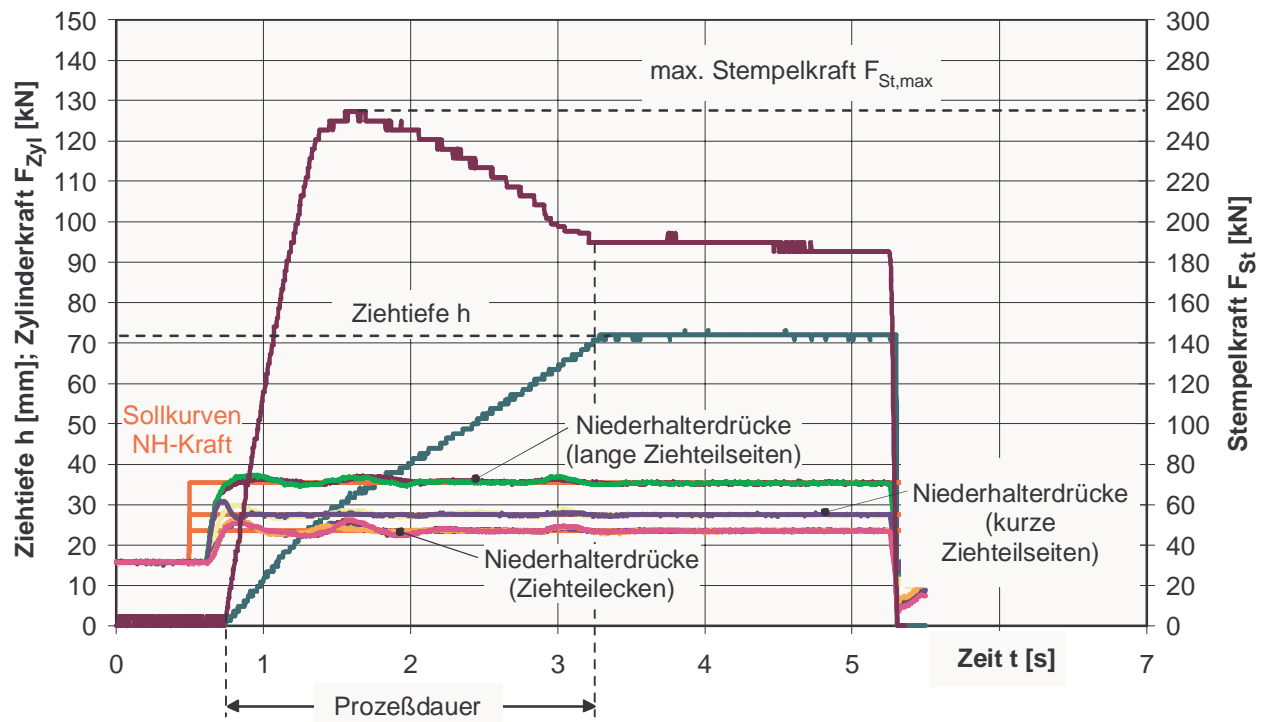


Abbildung 7.7: Ziehkraft-, Ziehweg-, Zylinderdruckverlauf während des Tiefziehvorganges mit aktiv elastischem Niederhalter; Blechwerkstoff H340; Blechdicke $s_0 = 1,0 \text{ mm}$; Ziehtiefe $h = 60 \text{ mm}$

In **Abbildung 7.8** sind die maximal erreichten Ziehtiefen ohne Reißen aufgeführt, die mit dem starren, passiv elastischem und aktiv elastischem Niederhalter erzielt wurden. Es wird ersichtlich, daß mit den elastischen Niederhaltervarianten durchweg höhere Ziehtiefen erreicht werden konnten. Die größten Steigerungen der Ziehtiefe ohne Reißen waren mit aktiv elastischem Niederhalter möglich (Abbildung 7.8). Hier konnte für den Blechwerkstoff DC05 eine Steigerung der reißenfreien Ziehtiefe um ca. 23 % im Vergleich zum starren Niederhalter erreicht werden. Für die Blechwerkstoffe H340 und AlMg4.5Mn0.4 wurden Ziehtiefensteigerungen gegenüber der starren Variante von ca. 17 % bzw. ca. 10 % ermittelt. Diese Ziehtiefensteigerungen können durch die Tatsache begründet werden, daß eine homogenere Flächenpressung im Flanshbereich durch die lokale Einleitung der Niederhalterkraft erreicht wird. Hierdurch werden einerseits überhöhte Kontaktnormalspannungen in den aufdickenden Materialbereichen vermieden und andererseits die tribologischen Verhältnisse in diesem Bereich beeinflußt, was eine positive Wirkung auf den Materialfluß ausübt.

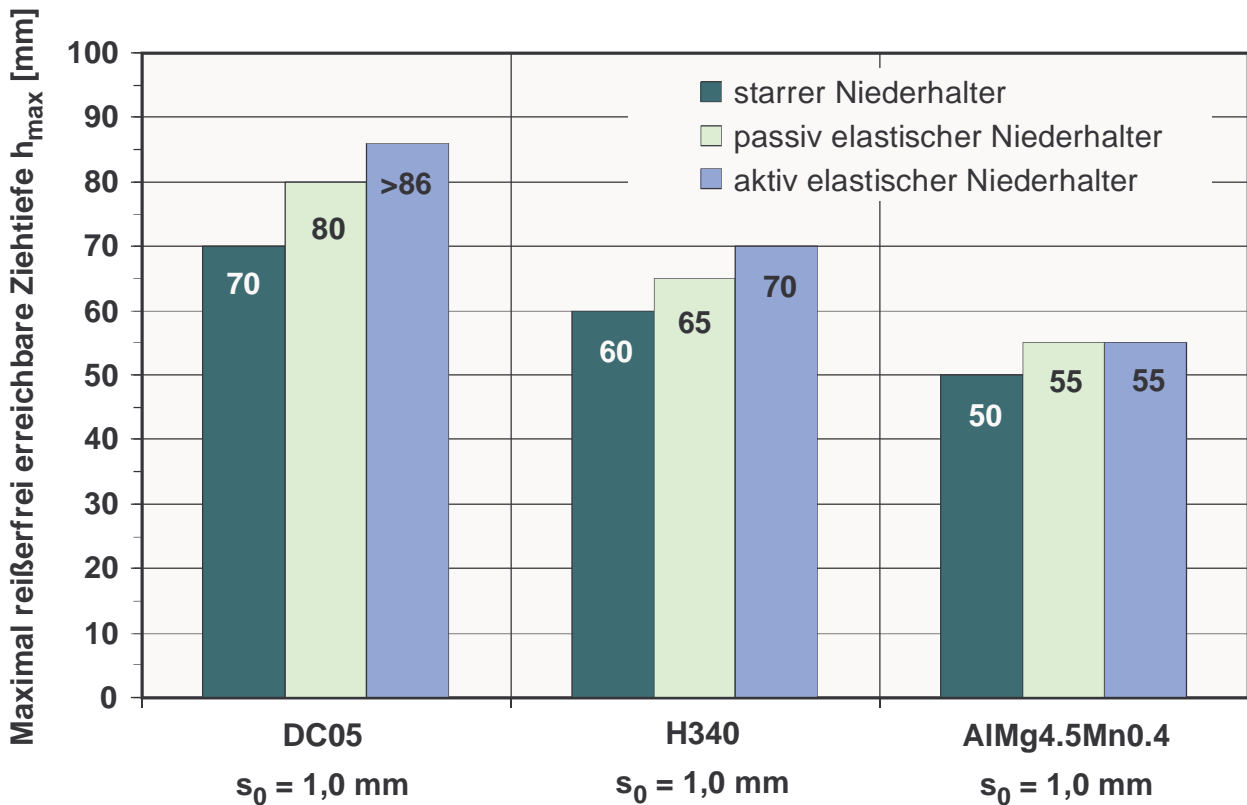


Abbildung 7.8: Vergleich der maximal reißerfrei erreichbaren Ziehtiefen unter Beibehaltung des fiktiven Ziehverhältnisses $\beta_{f0} = 1,57$ für das Tiefziehen mit starrem, passiv elastischem und aktiv elastischem Niederhalter; Werkstoffe DC05, H340 und AlMg4.5Mn0.4; Blechdicke $s_0 = 1,0 \text{ mm}$

Beim Tiefziehen mit passiv elastischem Niederhalter konnten auch deutliche Ziehtiefensteigerungen im Vergleich zu der starren Niederhaltervariante erzielt werden. Die größte reißerfreie Ziehtiefensteigerung wurde hier für den Blechwerkstoff DC05 erreicht (ca. 14 %), wenngleich die reißerfreie Ziehtiefensteigerung für die Werkstoffe H340 mit ca. 8 % und AlMg4.5Mn0.4 mit ca. 10 % ebenfalls eine deutliche Verbesserung darstellen. Dieses Ergebnis ist vornehmlich auf die Gestaltung der Niederhalterplatte zurückzuführen, die sich aufgrund ihrer Elastizität an die Blechaufdickungen im Ziehteilflansch anpaßt und somit eine direkte Herabsetzung der Kontaktnormalspannungen in diesen Bereichen bewirkt.

Vergleicht man die Werte der elastischen Niederhaltervarianten untereinander, so kann die Aussage getroffen werden, daß die lokale Niederhalterkrafteinleitung einen signifikanten Einfluß auf die Prozeßgrenzen ausübt. Dies wird weiterhin verdeutlicht durch die Tatsache, daß die maximal erreichbaren Ziehtiefen ohne Reißen der aktiv elastischen Niederhaltervariante durchgängig oberhalb der mit dem passiv elastischen Niederhalter erzielten Ziehtiefen liegen. Eine Ausnahme bildet hier der Aluminiumwerkstoff AlMg4.5Mn0.4, für den durch eine lokale Niederhalterkrafteinleitung mittels

aktiv elastischem Niederhalter im Vergleich zum passiv elastischem Niederhalter keine Ziehtiefensteigerung erreicht werden konnte.

Die Ergebnisse dieser experimentellen Untersuchungen haben gezeigt, daß durch eine lokale Einleitung der Niederhalterkraft die Prozeßgrenzen beim Tiefziehen deutlich gesteigert werden können. Hieraus ist zu schlußfolgern, daß die Prozeßsicherheit durch das Tiefziehen mit elastischem Niederhalter insbesondere bei der Herstellung komplexer Tiefziehteile deutlich erhöht wird.

Unter dem Aspekt möglicher zukünftiger Einsatzgebiete elastischer Niederhaltersysteme soll, basierend auf den bisherigen Untersuchungen, im folgenden Kapitel analysiert werden, welche Auswirkung eine lokale Niederhalterkrafteinleitung mit dem Ziel der Prozeßgrenzenerweiterung auf die Ziehteilgenauigkeit hat. Diese Untersuchungen sind erforderlich, da die industrielle Akzeptanz einer neuen Werkzeugtechnologie letztendlich nur dann gegeben sein wird, wenn bei gleichem Umformergebnis eine höhere Genauigkeit respektive bessere Qualität der Bauteile erzielt wird bzw. wenn bei höherer Prozeßsicherheit mindestens die gleiche Qualität wie mit konventioneller Werkzeugtechnologie erreicht wird.

7.3 Untersuchungen zur Reduzierung rückfederungsbedingter Maß- und Formabweichungen

Für die nachfolgend beschriebenen Untersuchungen wurden höher- und hochfeste Stahlwerkstoffe der Sorten H340, H420 und DD58X zur Beurteilung der Ziehteilqualität herangezogen, da diese Werkstoffe aufgrund ihrer hohen Festigkeitswerte verstärkt zu rückfederungsbedingten Maß- und Formabweichungen neigen. Als Referenzwerkstoff wird ein weicher Tiefziehstahl der Sorte DC05 herangezogen. Die mechanischen Kennwerte des Zugversuchs nach /EN 10002/ und /EN 10130/ für die benannten Werkstoffe sind in Anhang A-3 aufgeführt. Die Auswahl der Werkstoffe erfolgte vor dem Hintergrund, daß im Bereich des Automobilbaus ein deutlicher Trend in Richtung der Substitution von konventionellen Tiefziehstählen durch hoch- und höherfeste Stähle geringerer Blechdicke, insbesondere für Komponenten der Fahrzeugkarosserie, festzustellen ist. Anlaß hierfür ist der gestiegene Kundenanspruch an die Sicherheit der Fahrzeuge verbunden mit dem Ziel der Automobilunternehmen, das Gewicht der Fahrzeuge zu reduzieren, um gesetzliche Emissionsauflagen zu erfüllen.

Bei der Substitution eines weichen durch einen höher- oder hochfesten Stahlwerkstoff muß jedoch ein besonderes Augenmerk auf die Veränderung der Bauteileigenschaften, insbesondere auf die Zunahme der Rückfederung, gelegt werden. Diese wird durch eine Vielzahl von Prozeßparametern beeinflusst, die in gegenseitiger Wechselwirkung zueinander stehen /DOEG01/. Von dieser Vielzahl an Parametern können bei einem Werkstoffwechsel mit definierter Blechdicke und vorgeschriebener Ziehteilgeometrie häufig jedoch nur die tribologischen Verhältnisse und die Niederhalterkraft direkt

beeinflußt und variiert werden, um rückfederungsbedingte Maß- und Formabweichungen zu minimieren. So sind z.B. Modifikationen des Ziehspaltes bzw. der Ziehradien an vorhandenen Werkzeugen oftmals nur in Grenzen möglich und häufig aus wirtschaftlicher Sicht nicht als sinnvoll zu erachten. Zudem ist eine Reduzierung der Umformgeschwindigkeit zur Erhöhung der Ziehteilgenauigkeit sowie eine gezielte Änderung der tribologischen Verhältnisse aus Gründen der Produktivität häufig wirtschaftlich nicht vertretbar. Als zweckmäßige prozeßbeeinflussende Größe steht daher bei einem Werkstoffwechsel vor allem die Niederhalterkraft zur Verfügung.

Der Effekt der Rückfederungsminimierung durch Erhöhung der Niederhalterkraft basiert auf der Tatsache, daß infolge der Niederhalterkrafterhöhung eine verstärkte Fließbehinderung im Flanschbereich eintritt und die damit erhöhte radiale Zugspannung eine stärkere Plastifizierung des Blechwerkstoffes bewirkt, was sich rückfederungsmindernd auswirkt. Für eine Rückfederungsminimierung ist es demnach sinnvoll, die Einstellung der Niederhalterkraft an der Prozeßgrenze zum Versagensbereich Reißer vorzunehmen, was für konventionell starre Niederhalter aufgrund des relativ sensiblen Gutteilbereiches häufig sehr problematisch ist. Aus diesem Grund sollte analysiert werden, welchen Einfluß die lokale Niederhalterkrafteinleitung, insbesondere unter dem Aspekt der Prozeßgrenzenerweiterung, auf die Rückfederung hat. Zu diesem Zweck wurden für die unterschiedlichen Blechwerkstoffe die spezifischen Niederhalterkräfte für eine Ziehtiefe von $h = 60 \text{ mm}$ und einem Ziehverhältnis von $\beta_{f0} = \text{konst.} = 1,57$ experimentell ermittelt (**Anhang A-4**). Um die Wirkung der lokalen Niederhalterkrafteinleitung auf die Ziehteilgenauigkeit exakt spezifizieren zu können, wurde sowohl für den starren Niederhalter als auch für die unterschiedlichen Versuchsreihen mit elastischem die gleiche Niederhalterkraft eingestellt. Es galt demnach einen Parameterbereich zu identifizieren, in dem sowohl mit starrem als auch mit elastischem Niederhalter Gutteile produziert werden konnten. Diese Einstellung stellte zwar für den elastischen Niederhalter aufgrund des eigentlich höheren erforderlichen Niederhalterkraftbedarfes nicht die optimale Einstellung dar, ermöglichte aber eine vergleichende Bewertung der Ziehteilqualität unter identischen Prozeßbedingungen.

Für die Untersuchungen mit aktiv elastischem Niederhalter wurde der Absolutwert der Niederhalterkraft ebenfalls beibehalten. Lediglich eine lokale Anpassung wurde vorgenommen, indem die Niederhalterkraft in den vier Eckbereichen um 20 % reduziert und an den vier geraden Ziehteilseiten um 15% bzw. 25% erhöht wurde (**Abbildung 7.9**). Die Erhöhung der Niederhalterkraft in den vier geraden Ziehteilseiten erfolgte in Abhängigkeit der Seitenlänge, d.h. der Betrag der Niederhalterkraft an den langen geraden Ziehteilseiten wurde höher gewählt als an den kurzen geraden Ziehteilseiten (vgl. Prozeßdaten in Anhang A-4). Diese Anpassung der Niederhalterkräfte hatte sich in bezug auf die Erweiterung der Umformgrenzen als besonders günstig herausgestellt. Angesichts der stärkeren Ausstreckung des Materials infolge der erhöhten Niederhalterkraft an den geraden Ziehteilseiten wird darüber hinaus eine positive Wirkung auf die Maß- und Formgenauigkeit der Bauteile erwartet.

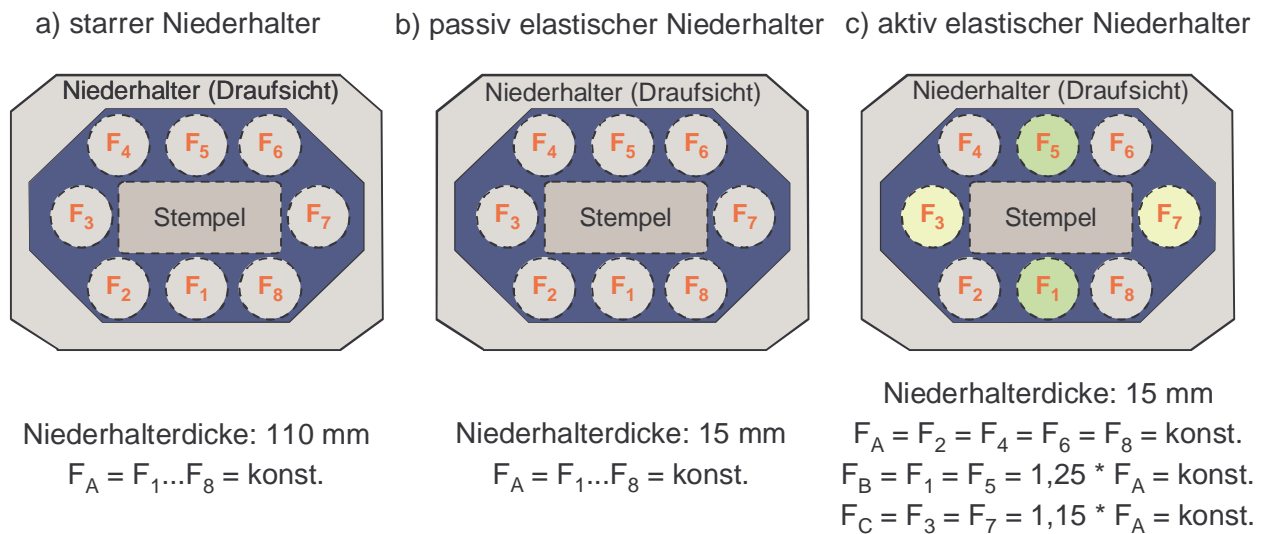


Abbildung 7.9: Realisierte Niederhalterkrafteinstellungen für die unterschiedlichen Niederhaltervarianten

Die Beurteilung der rückfederungsbedingten Maß- und Formabweichung der Ziehteile wurde anhand der in **Abbildung 7.10** aufgeführten Bewertungsgrößen Flanschrückfederungswinkel $\Delta\beta$ und Zargenkrümmungswinkel $\Delta\rho$ durchgeführt. Die Vermessung der Ziehteile für die Ermittlung dieser Bewertungsgrößen erfolgte ebenfalls mit der bereits erwähnten 3D-Koordinatenmeßmaschine vom Typ PMM 864 der Firma Leitz.

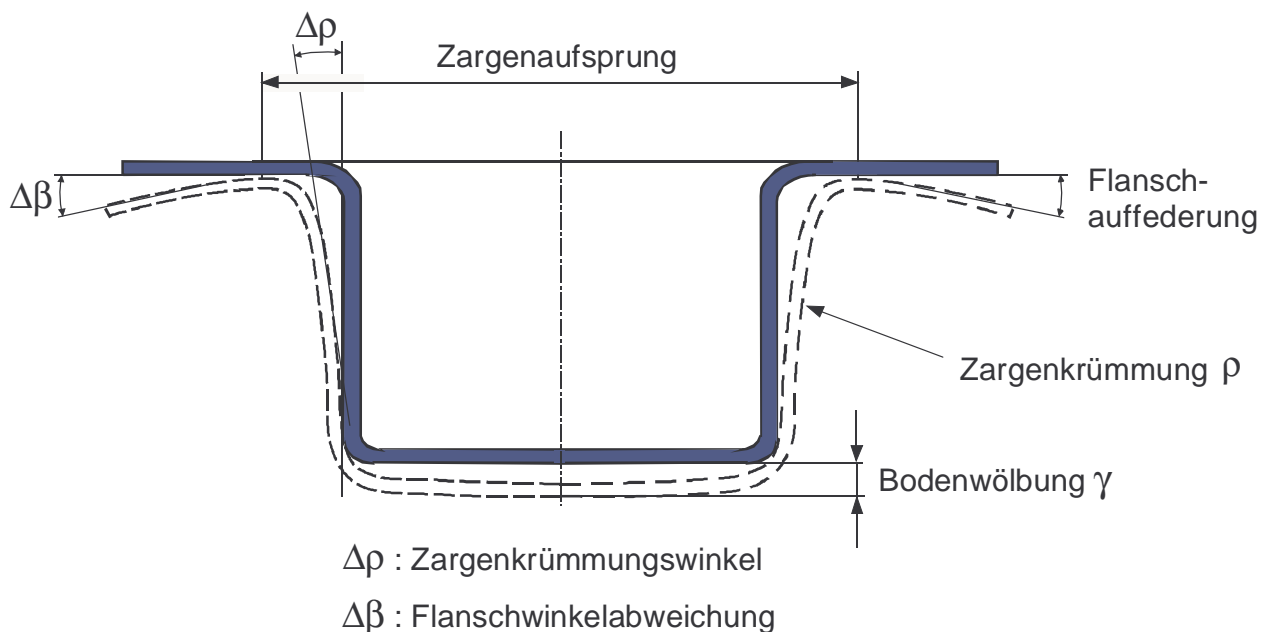


Abbildung 7.10: Maß- und Formabweichungen am kastenförmigen Ziehteil und ausgewählte Kennwerte für die Beurteilung der Rückfederung

Die Auswahl dieser Kenngrößen erfolgte vor dem Hintergrund der Praxisrelevanz. So ist einerseits die Flanschwinkelabweichung $\Delta\beta$ die maßgebliche Größe für die Einstellungen an Greifern von Handhabungs-, Füge- und Montagegeräten während des Fertigungsprozesses, andererseits sind in der Flanschwinkelabweichung $\Delta\beta$ die Maß- und Formabweichungen der Bauteilbereiche Boden und Zarge summativ miterfaßt, weshalb eine Beurteilung der grundsätzlichen Rückfederungstendenzen anhand dieses Wertes sehr gut möglich ist.

Da jedoch häufig ein Beschnitt der Ziehteile erfolgt, bei dem der Flansch, wenn er keine Funktionsfläche darstellt, entfernt wird, wurde als weitere Beurteilungsgröße rückfederungsbedingter Maß- und Formabweichungen der Zargenkrümmungswinkel $\Delta\rho$ ermittelt. Dieser Wert ist im Gegensatz zur Flanschwinkelabweichung $\Delta\beta$ eine Größe, die auch am endgültigen Bauteil noch als Qualitätskriterium in Erscheinung tritt und erfaßt werden kann. Folglich können durch die Vermessung der Ziehteile vor und nach einem Beschnitt qualitative Aussagen sowohl über die Ziehteil- als auch über die Bauteilqualität getroffen werden. Dies ist insofern von Interesse, da durch den Beschnitt die im Ziehteil gespeicherten Eigenspannungen freigesetzt und umverteilt werden, wodurch zusätzliche Maßdifferenzen in bezug auf die Sollgeometrie resultieren.

Im Rahmen dieses Untersuchungspunktes erfolgte der Beschnitt der Ziehteile entlang der kurzen Ziehteilseiten in einem Abstand von ca. 15 mm zur Ziehteilzarge mittels Draht-erodieren. Das Draht-erodieren wurde eingesetzt, damit das Ziehteil keinen zusätzlichen mechanischen Beanspruchungen unterliegt, die das Untersuchungsergebnis beeinflussen könnten. In **Abbildung 7.11** sind die Beschnittlinien und die Meßspuren für die taktile Vermessung am Ziehteil dargestellt.

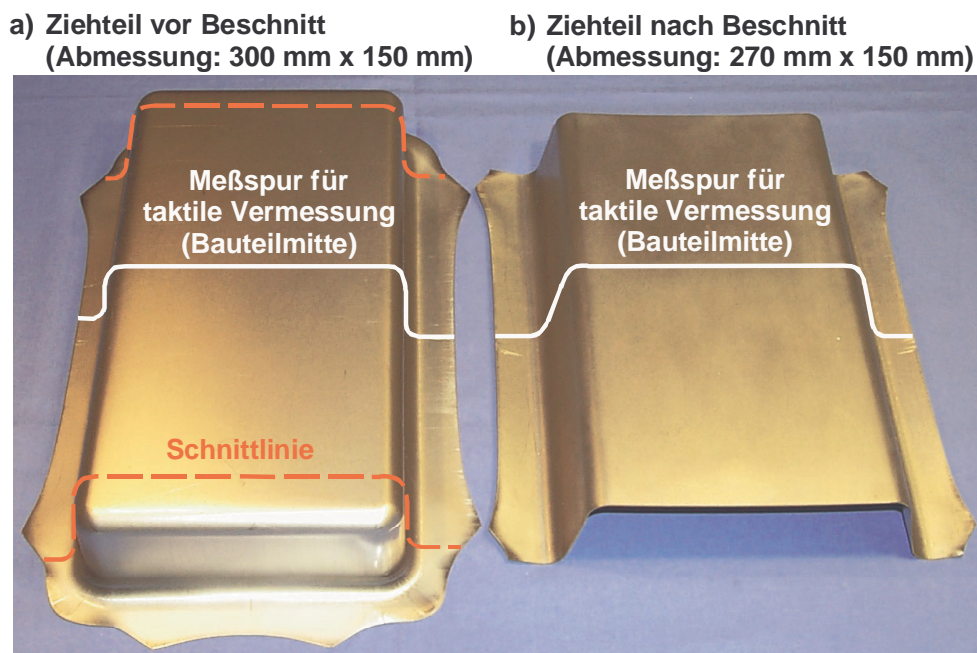


Abbildung 7.11: Meßspur und Schnittlinien am rechteckigen Ziehteil; Ziehverhältnis $\beta_{f0} = 1,57$; Ziehtiefe $h = 60 \text{ mm}$

In **Abbildung 7.12** sind die Ergebnisse zur Flanschrückfederung in Abhängigkeit der verwendeten Werkstoffe für die unterschiedlichen Niederhaltervarianten vergleichend gegenübergestellt.

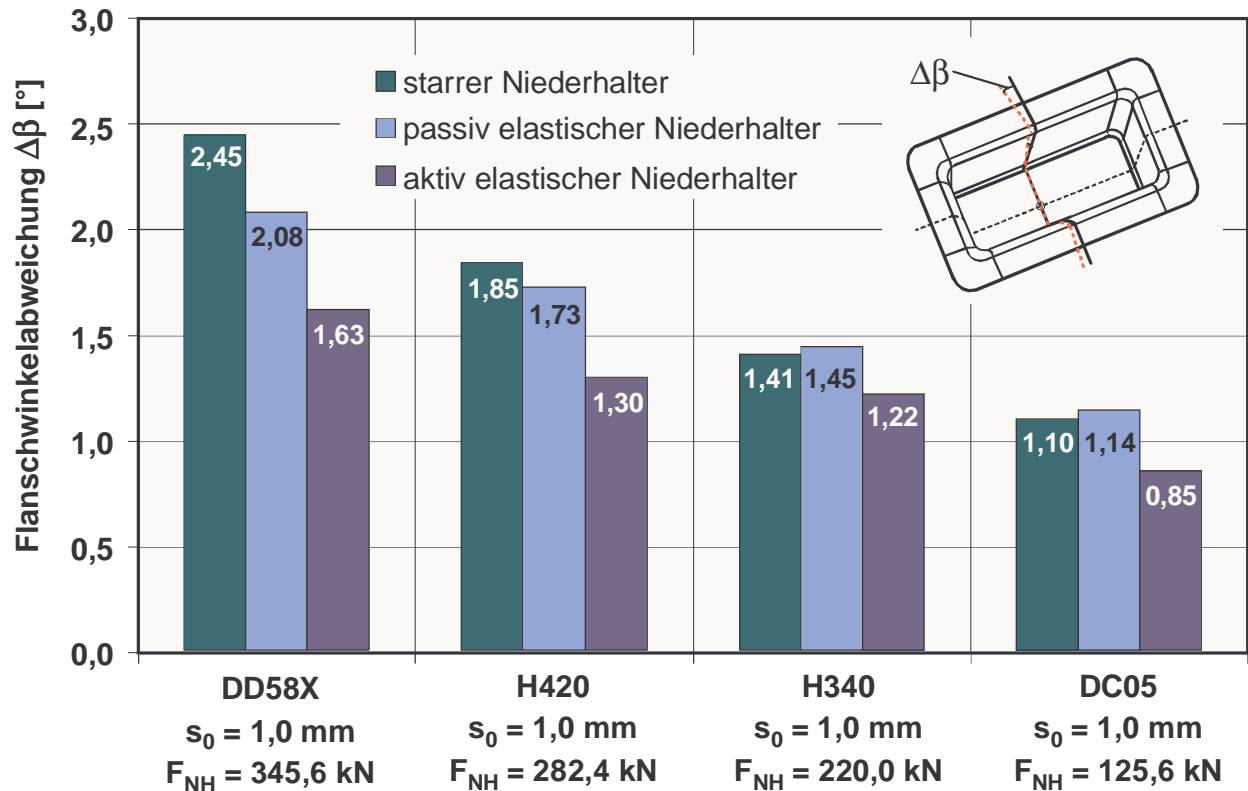


Abbildung 7.12: Flanschwinkelabweichungen $\Delta\beta$ am kastenförmigen Ziehteil für die Werkstoffe DD58X, H420, H340 und DC05 (Blechdicke $s_0 = 1,0 \text{ mm}$); Niederhaltervarianten starr, passiv und aktiv elastisch; Messung Bauteilmitte; Ziehtiefe $h = 60 \text{ mm}$; Ziehverhältnis $\beta_{f0} = 1,57$

Unabhängig vom eingesetzten Niederhaltersystem konnte anhand der Untersuchungen festgestellt werden, daß die Bauteile in Abhängigkeit der Festigkeit des eingesetzten Blechwerkstoffes unterschiedliche Flanschwinkel aufwiesen. Die betragsmäßig größten Flanschwinkelabweichungen wurden an den Bauteilen aus dem hochfesten Blechwerkstoff DD58X und die geringsten Werte an den Bauteilen aus dem weichen Tiefziehstahl DC05 ermittelt. Die Flanschwinkelabweichung für die höherfesten mikrolegierten Stahlsorten H420 und H340 lagen zwischen diesen beiden Grenzwerten. Ein viel wesentlicheres Ergebnis dieser Untersuchungen ist jedoch, daß - unabhängig vom eingesetzten Werkstoff - mit einem aktiv elastischen Niederhalter die Flanschrückfederung im Vergleich zum starren Niederhalter deutlich reduziert werden kann. Diese Reduzierung liegt im günstigsten Fall bei ca. 34 % für den hochfesten Werkstoff DD58X und im ungünstigsten Fall bei ca. 16 % für den höherfesten mikrolegierten Stahl H340. Weiterhin konnte festgestellt werden, daß eine Verbesserung der Flanschrückfederung

beim Tiefziehen mit passiv elastischem Niederhalter ausschließlich für den hochfesten Stahl DD58X und den höherfesten Stahl H420 erreicht werden konnte. Jedoch ist hierbei anzumerken, daß die aus Gründen der Vergleichbarkeit gewählte Niederhalterkraft speziell für diese Niederhaltervariante als zu gering eingeschätzt wird und davon ausgegangen werden kann, daß sich die rückfederungsbedingten Maß- und Formabweichungen bei optimal eingestellter Niederhalterkraft für die elastischen Niederhaltervarianten deutlich minimieren lassen.

Entscheidend für die Reduzierung der Flanschrückfederung beim Tiefziehen mit elastischem Niederhalter ist demnach neben dem Absolutwert der Niederhalterkraft auch der Ort der Krafteinleitung, wobei sich die Wirksamkeit der lokalen Niederhalterkrafteinleitung deutlich mit zunehmender Festigkeitsklasse des Blechwerkstoffes erhöht.

In **Abbildung 7.13** sind die an den Ziehteilen ermittelten Flanschwinkelabweichungen in Abhängigkeit der eingesetzten Niederhaltervariante für die unterschiedlichen Blechwerkstoffe dargestellt.

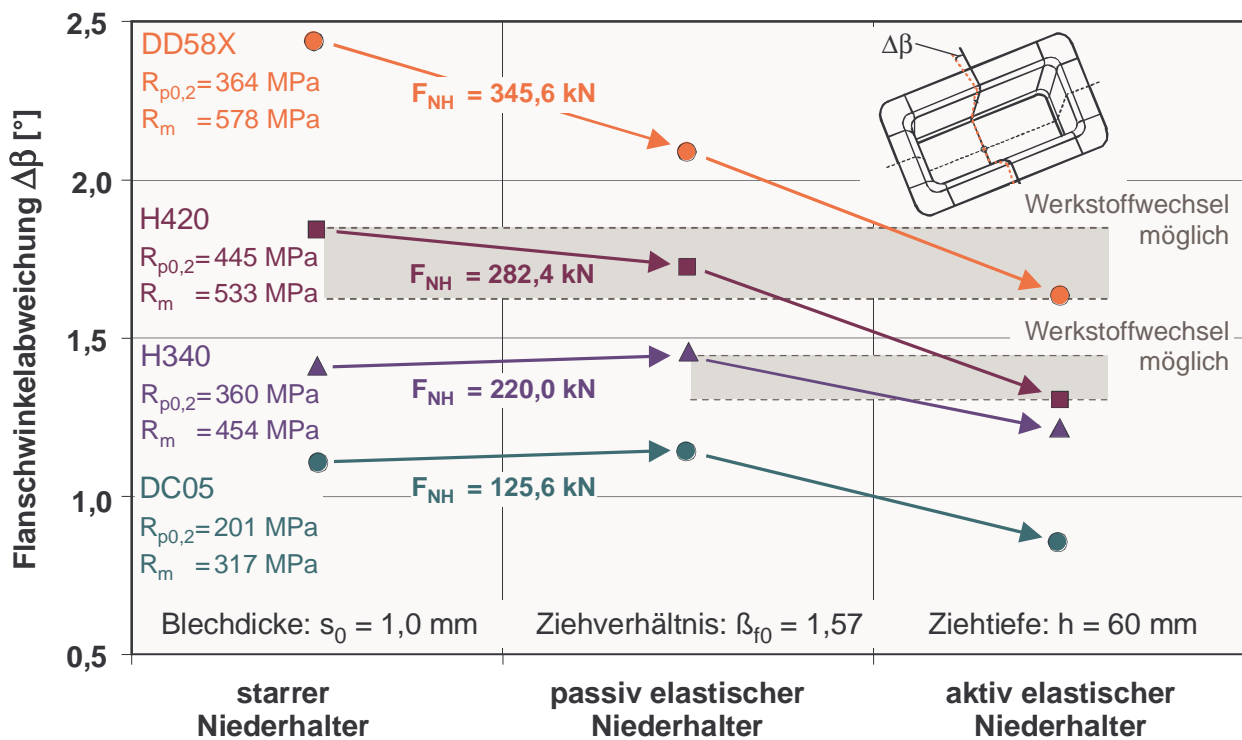


Abbildung 7.13: Tendenz der Flanschwinkelabweichung $\Delta\beta$ am kastenförmigen Ziehteil für die Werkstoffe DD58X, H420, H340 und DC05 (Blechdicke $s_0 = 1,0 \text{ mm}$); Niederhaltervarianten starr, passiv und aktiv elastisch; Messung Bauteilmitte; Ziehtiefe $h = 60 \text{ mm}$; Ziehverhältnis $\beta_{f0} = 1,57$

Es wird ersichtlich, daß durch den Einsatz eines aktiv elastischen Niederhalters eine Substitution innerhalb einer Werkstoffgruppe (höherfester mikrolegierter Stahl H340 durch höherfesten mikrolegierten Stahl H420) bzw. eine werkstoffgruppenübergreifende

Substitution (höherfester mikrolegierter Stahl H420 durch hochfesten Dualphasenstahl DD58X) ermöglicht wird, ohne Einbußen der Ziehteilqualität hinnehmen zu müssen. Diese Werkstoffsubstitution wird einzig durch den Einsatz eines aktiv elastischen Niederhalters erreicht, ohne Modifizierungen am Prozeß (z.B. Tribologie) oder am Werkzeug (z.B. Radien) vornehmen zu müssen.

Neben der Flanschwinkelabweichung $\Delta\beta$ wurde auch der Zargenkrümmungswinkel $\Delta\rho$ der Bauteile analysiert. In **Abbildung 7.14** und **Abbildung 7.15** sind die ermittelten Werte für den Zargenkrümmungswinkel vor bzw. nach einer Schneidoperation dargestellt.

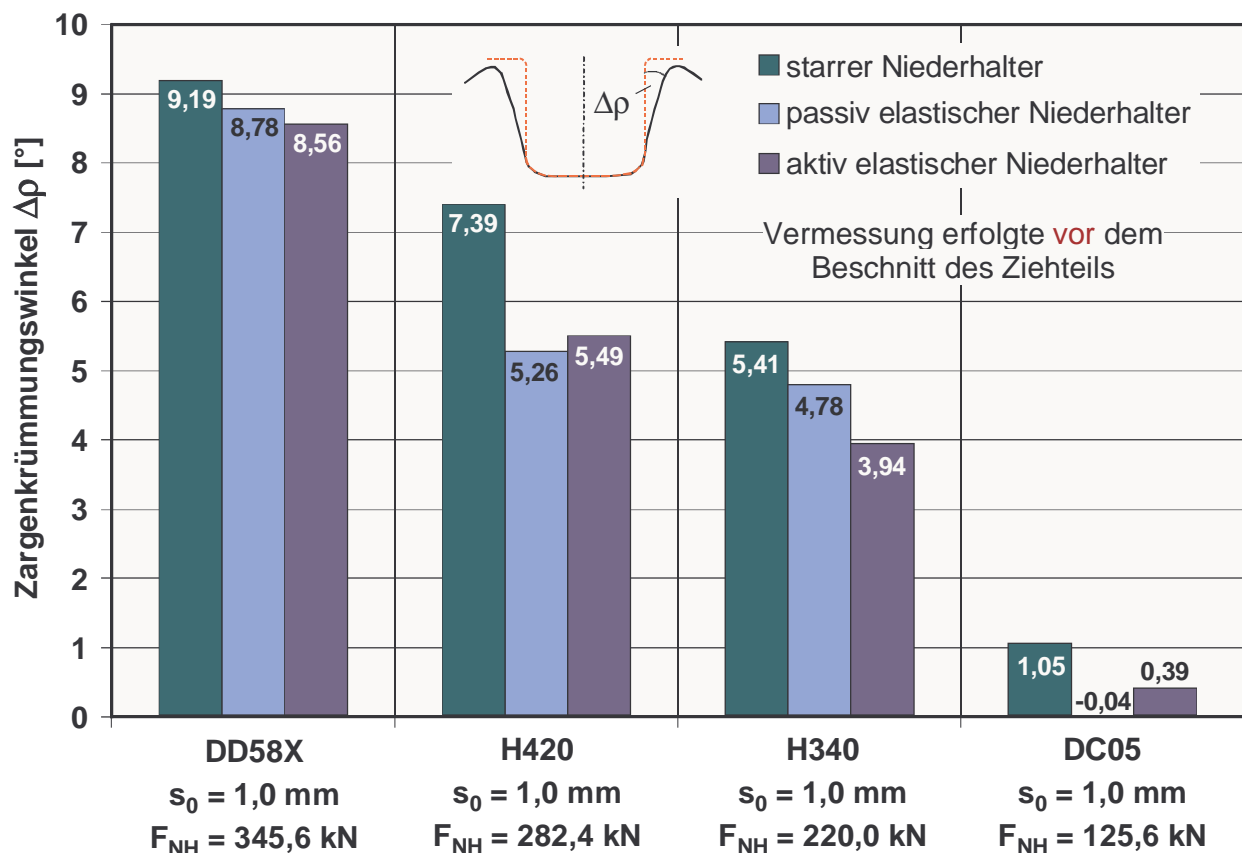


Abbildung 7.14: Zargenkrümmungswinkel $\Delta\rho$ am kastenförmigen Ziehteil für die Werkstoffe DD58X, H420, H340 und DC05 (Blechdicke $s_0 = 1,0$ mm); Niederhaltervarianten starr, passiv und aktiv elastisch; Messung Bauteilmitte; Ziehtiefe $h = 60$ mm; Ziehverhältnis $\beta_{p0} = 1,57$

Es zeigte sich, daß bei allen Werkstoffen eine Reduzierung der Zargenkrümmungswinkel $\Delta\rho$ durch den Einsatz elastischer Niederhalter (passiv und aktiv) erzielt werden konnte. Dies ist auf die Tatsache zurückzuführen, daß durch den Einsatz elastischer Niederhalter eine homogenere Flächenpressung im Ziehteilflansch realisiert werden kann. Diese homogenere Flächenpressungsverteilung bewirkt im Vergleich zum starren Niederhalter in den Bereichen der maximalen Blechaufdickungen eine Reduzierung der Kontakt-

Normalspannung. Andererseits wird in den langen geraden Ziehteilseiten des Bauteils eine betragsmäßig größere Kontaktnormalspannung als beim starren Niederhalter erreicht. Dies bewirkt eine Vergrößerung der überlagerten Zugspannung in diesem Bereich, aus der eine stärkere Streckung des Materials mit zusätzlicher plastischer Verfestigung des Zargenquerschnittes resultiert, so daß sich die aus dem Hin- und Rückbiegevorgang am Ziehkantenradius ergebende Zargenkrümmung bei verstärkter Fließbehinderung im Niederhalterbereich minimiert. Darüber hinaus ist anzumerken, daß in bezug auf die Zargenkrümmungswinkel nach erfolgter Schneidoperation (Abbildung 7.15) kaum Unterschiede zwischen dem Tiefziehen mit passiv elastischem Niederhalter und dem Tiefziehen mit aktiv elastischem Niederhalter festgestellt werden können.

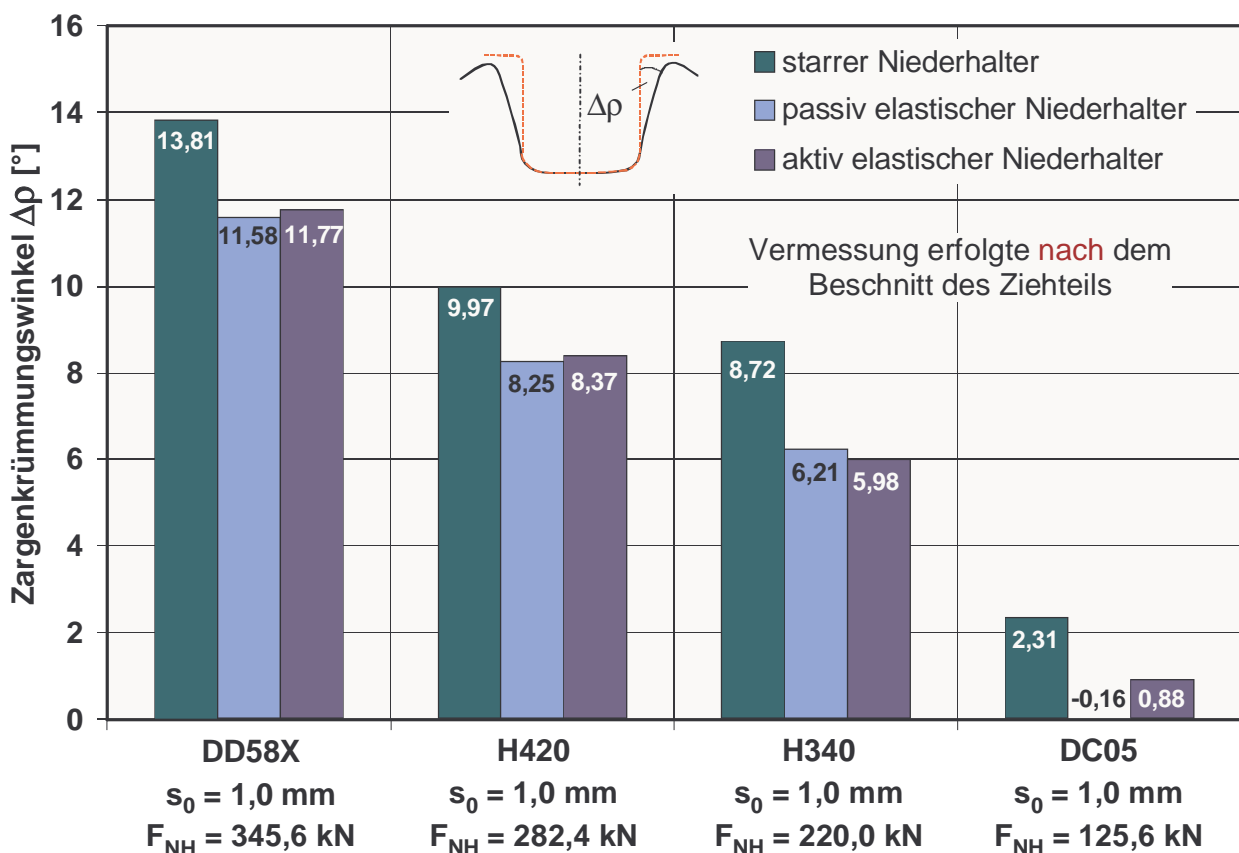


Abbildung 7.15: Zargenkrümmungswinkel $\Delta\rho$ nach erfolgter Schneidoperation am kastenförmigen Ziehteil für die Werkstoffe DD58X, H420, H340 und DC05 (Blechdicke $s_0 = 1,0$ mm); Niederhaltervarianten starr, passiv und aktiv elastisch; Messung Bauteilmitte; Ziehtiefe $h = 60$ mm; Ziehverhältnis $\beta_{f0} = 1,57$

Anhand der vorgestellten Untersuchungen konnte nachgewiesen werden, daß eine deutliche Reduzierung der rückfederungsbedingten Maß- und Formabweichungen durch den Einsatz elastischer Niederhaltersysteme erreicht werden konnte. Aufgrund der Tatsache, daß mit dem aktiv elastischen Niederhalter für alle Werkstoffgruppen eine

deutlichere Verbesserung der Rückfederung erzielt wurde, kann die Aussage getroffen werden, daß der Ort der Niederhalterkrafteinleitung neben dem Absolutwert der Niederhalterkraft eine relevante Beeinflussungs- und Optimierungsgröße ist. Die sehr guten Ergebnisse in Hinblick auf die Reduzierung der Maß- und Formabweichungen werden durch die homogeneren Flächenpressungen im Flanschbereich erzielt, aus der eine gleichmäßige Zugspannungsüberlagerung in radialer Richtung resultiert, die wiederum rückfederungsmindernd wirkt.

7.4 Einsatzpotentiale aktiv elastischer Niederhalter bei der Umformung von Tailored Blanks

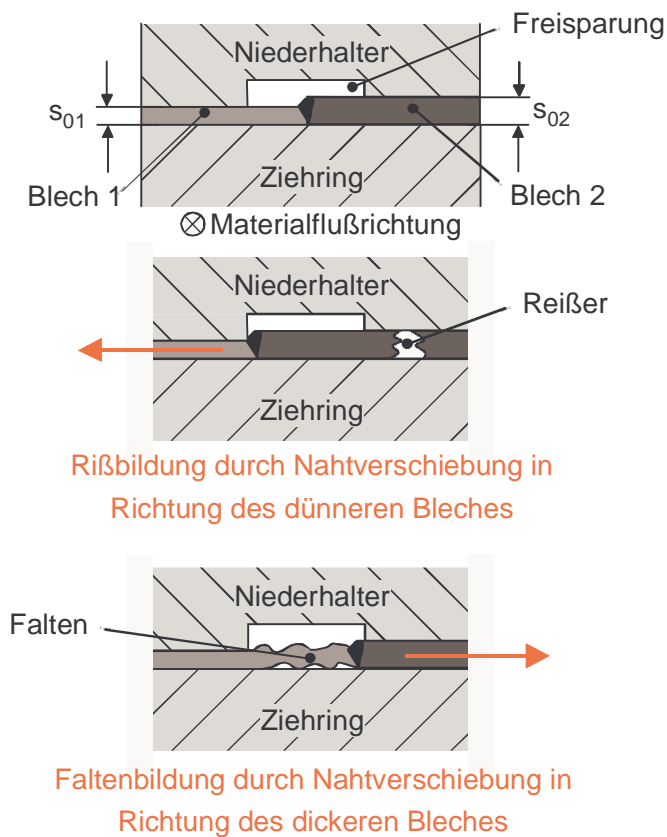
Anhand der im folgenden dokumentierten Untersuchungen soll veranschaulicht werden, daß ein elastisches Niederhaltersystem, wie es im Rahmen dieser Arbeit umgesetzt wurde, auch zum Umformen von Tailored Blanks eingesetzt werden kann. Durch diesen Nachweis werden neue Perspektiven für diese Ziehtechnik eröffnet, insbesondere vor dem Hintergrund, daß der Einsatz von Tailored Blanks im Bereich der Automobilindustrie in den letzten Jahren stetig zugenommen hat /SCHN92, SCHU97, FRIT99/. Diese Zunahme ist in erster Linie darauf zurückzuführen, daß einerseits durch die Möglichkeit der belastungsangepaßten Konstruktion der Blechformteile ein großes Potential zum Leichtbau in Stahl erschlossen wird, welches mit strukturellen Verbesserungen der Komponenten in Hinblick auf Karosseriesteifigkeit und Crash-Verhalten einhergeht. Andererseits bewirkt die mit der Verwendung von Tailored Blanks verbundene Reduzierung der Teileanzahl von Baugruppen eine Kostenreduzierung, die aus einer Senkung des Fertigungs- und Montageaufwands resultiert.

Den positiven Bauteileigenschaften und der Kostenreduktion steht jedoch die teilweise schwierige Verarbeitung der gefügten Platinen beim Umformen gegenüber. Durch die im allgemeinen unterschiedlichen Umformeigenschaften der gefügten Teilplatinen kann ein komplexer Stofffluß entstehen, der unter anderem zu einer schwierig zu beherrschenden Schweißnahtwanderung führen kann. Zu den besonderen Problemfeldern gehört das im Vergleich zu den Grundwerkstoffen geringere Dehnungsvermögen der Schweißnaht. Dies kann bei den heutzutage bis an die Grenze der Umformbarkeit hinein optimierten Umformprozessen zu einem vorzeitigen Versagen führen. In der Praxis werden Schweißnähte daher zumeist in umformtechnisch möglichst gering beanspruchte Bereiche gelegt und linear angeordnet. Bei der Anordnung der Naht wird jedoch in der Regel ein Kompromiß zwischen der Realisierbarkeit von optimalen Bauteileigenschaften sowie der ziehtechnischen Umsetzbarkeit eingegangen. Hierdurch können oftmals nicht die konstruktiv optimalen Bauteileigenschaften erzielt werden, die durch eine beliebig wählbare Nahtlage bzw. durch nichtlineare Schweißnähte theoretisch möglich sind.

Das Umformen von Tailored Blanks mit linearen Schweißnähten kann als industrieller Stand der Technik bezeichnet werden. Die durch den Schweißprozeß resultierende Nahtüberhöhung wird durch Aussparungen im Niederhalter oder in der Matrize berück-

sichtigt. Der bei der Verarbeitung von Platinen unterschiedlicher Stärke resultierende Blechdickensprung muß ebenfalls in den Niederhalter oder die Matrize eingearbeitet werden. Hierbei treten jedoch häufig Probleme auf, die auf eine Wanderung der Schweißnaht in Querrichtung zum Werkstofffluß zurückzuführen sind. Wenn die Freisparung zu groß ist oder die dünnere Teilplatte in den Segmentbereich der dickeren Teilplatte einläuft, können als Folge des fehlenden Niederhalterdruckes Falten im Bauteil entstehen, die zu Ausschuß führen. Unter Umständen kann auch die dünnere Teilplatte beim Umformen reißen, wenn die dickere Teilplatte auf den Segmentstoß zuläuft (**Abbildung 7.16-a**).

a) Versagen durch Schweißnahtverschiebung quer zur Materialflußrichtung



b) Ungleichmäßige Flächenpressung infolge Blechdickenschwankungen

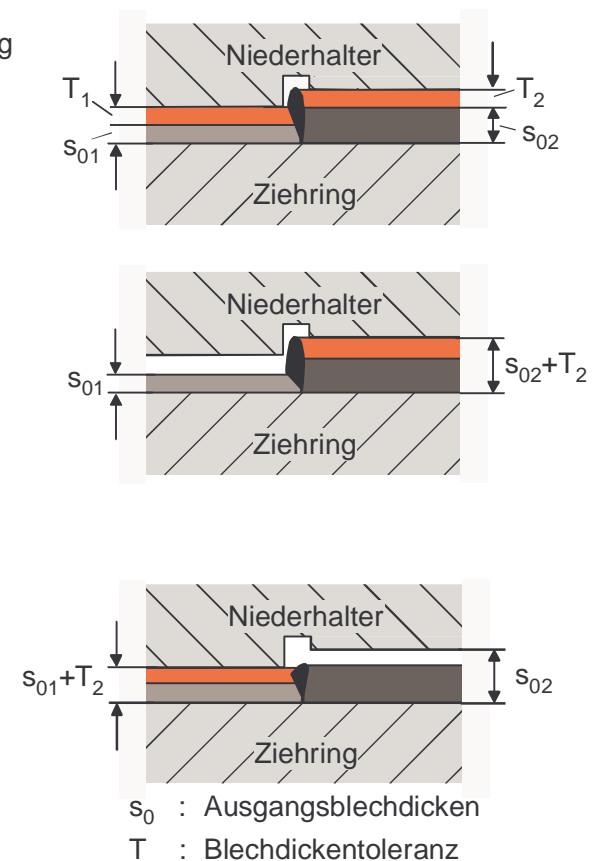


Abbildung 7.16: Erforderliche Anpaßarbeiten zur Vermeidung von Versagensmechanismen beim Tiefziehen von Tailored Blanks mit starrem Niederhalter /nach STOC97/

Ein weiteres Problem bei der Umformung von Tailored Blanks mit starren Niederhaltern stellen schwankende Blechdickentoleranzen dar. Die häufig nach einem Chargenwechsel auftretenden Abweichungen von der Nennblechstärke führen zu einer Verstimmung des zuvor eintuschierten Tragbildes, welches erneut auf die Blechcharge anzupassen ist (Abbildung 7.16-b). Der Aufwand für die Einarbeitung der Werkzeuge beim Einsatz von

Tailored Blanks kann sich infolge dieses iterativen Optimierungsprozesses um ca. 30 bis 100 % erhöhen /FRIT99/.

Gegenwärtige Entwicklungen in der Werkzeugtechnik konzentrieren sich auf eine Segmentierung des Niederhalters, um Blechdickenunterschiede und Nahtüberhöhungen ausgleichen zu können /GLAS00/. Hierbei werden nach ziehtechnischen Gesichtspunkten Niederhalterbereiche definiert, die als voneinander unabhängig ansteuerbare Segmente ausgeführt werden. Nachteilig ist jedoch, daß die Lage der Schweißnaht nicht frei gewählt werden kann. So besteht zum einen die Notwendigkeit, die Schweißnaht direkt unterhalb der Segmentstöße zu plazieren und zum anderen muß die Lage der Schweißnaht so gewählt werden, daß diese entlang einer Linie in die Matrize einläuft. Darüber hinaus können die Trennfugen im Niederhalter durch Markenbildung auf dem Ziehteil in Erscheinung treten.

Auf Basis der bisherigen Untersuchungen, in denen sich herausgestellt hat, daß der passiv elastische Niederhalter in der Lage ist, Blechaufdickungen, die in einer Größenordnung von ca. 0,2 mm liegen (vgl. Kapitel 5.1.1), zu kompensieren, soll überprüft werden, ob diese Niederhalterelastizität ausreicht, um Blechdickensprünge und Nahtüberhöhungen der Tailored Blanks ohne Einarbeitung der Werkzeugaktivelemente auszugleichen, die im gleichen Größenbereich liegen. Die Untersuchungen sollen sowohl mit Tailored Blanks mit Schweißnahtlage senkrecht zum Matrizeneinlauf als auch beliebiger Schweißnahtanordnung erfolgen. Darüber hinaus soll analysiert werden, ob durch eine lokale Niederhalterkrafteinleitung die Verarbeitung von Teilplatten unterschiedlicher Festigkeit ermöglicht wird. In **Abbildung 7.17** ist die prinzipielle Darstellung der Blechdickenkompensation dargestellt.

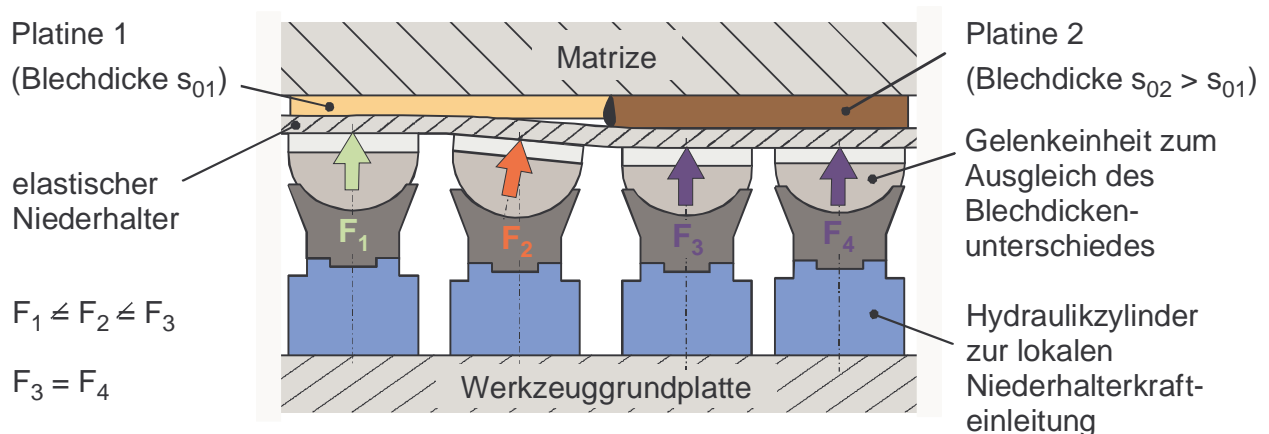


Abbildung 7.17: Prinzipielle Darstellung der Adaptionfähigkeit des aktiv elastischen Niederhalters zum Ausgleich von Stufensprüngen bei Tailored Blanks aus Blechwerkstoffen unterschiedlicher Dicke

Die für die Untersuchungen eingesetzten Tailored Blanks wurden aus Blechen unterschiedlicher Sorte und Dicke hergestellt. Zum Einsatz kamen der weiche unlegierte

Tiefziehstahl DC05 ($s_0 = 1,0 \text{ mm}$) und der höherfeste mikrolegierte Tiefziehstahl H340 ($s_0 = 0,8 \text{ mm}$). Diese Werkstoffkombination bewegt sich im oberen Festigkeitsbereich der Tailored Blank Technologie, für die in der Regel mikrolegierte oder bake-hardening Stähle bis zu einer Zugfestigkeit von $R_m = 420 \text{ MPa}$ in der Serienfertigung eingesetzt werden. In bezug auf den Blechdickensprung stellt dieser Wert unter Anbetracht der Festigkeitsdifferenz eine praxisrelevante Größe dar. Als Schweißverfahren kam das Laserstumpfnahtschweißen zum Einsatz, was sich aufgrund der Flexibilität für den Automobilbereich durchgesetzt hat und im Gegensatz zum Rollenquetschnahtschweißen auch für die Herstellung von Platinen mit nicht linearen Schweißnähten geeignet ist /FRIT99/.

Zur Analyse der Adaptionfähigkeit der elastischen Niederhaltersysteme wurden ausschließlich Tailored Blanks umgeformt, die aus Teilplatinen des gleichen Blechwerkstoffes hergestellt wurden und sich lediglich in der Blechdicke unterschieden. Anhand dieser Untersuchungen sollte analysiert werden, ob sowohl der passiv als auch der aktiv elastische Niederhalter in der Lage ist, Blechdickensprünge auszugleichen, ohne manuelle Anpaßarbeiten am Werkzeug vornehmen zu müssen. **Abbildung 7.18** zeigt ein exemplarisches Ergebnis dieser Versuchsreihen.

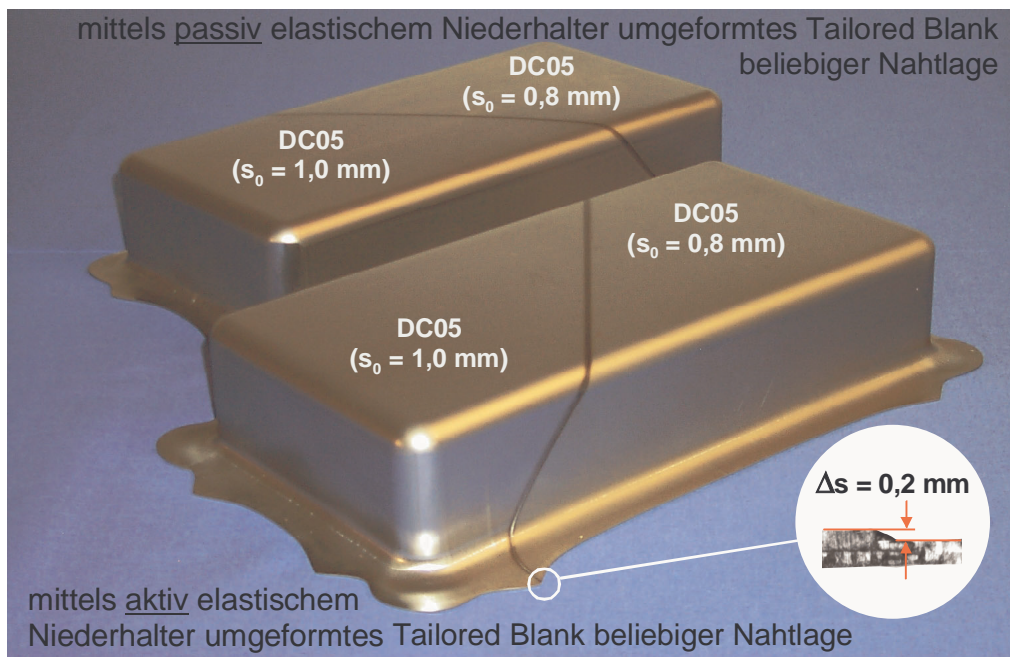


Abbildung 7.18: Mittels elastischer Niederhalter umgeformte Tailored Blanks; Werkstoffkombination DC05 ($s_0 = 1,0 \text{ mm}$) / DC05 ($s_0 = 0,8 \text{ mm}$); Ziehverhältnis $\beta_{f0} = 1,57$; Ziehtiefe $h = 60 \text{ mm}$

Aus Abbildung 7.18 wird ersichtlich, daß die Adaptionfähigkeit der elastischen Niederhalter eine Anpassung an den Blechdickenunterschied von $\Delta s = 0,2 \text{ mm}$ ermöglicht, wobei die Nahtlagenanordnung beliebig gewählt werden konnte. Die Tailored Blanks aus

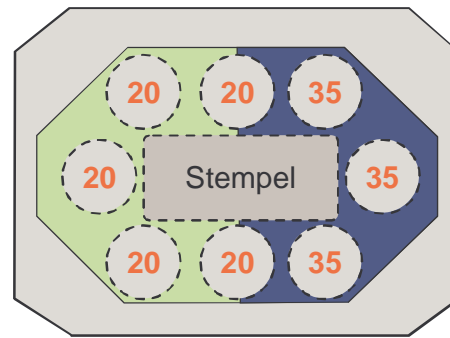
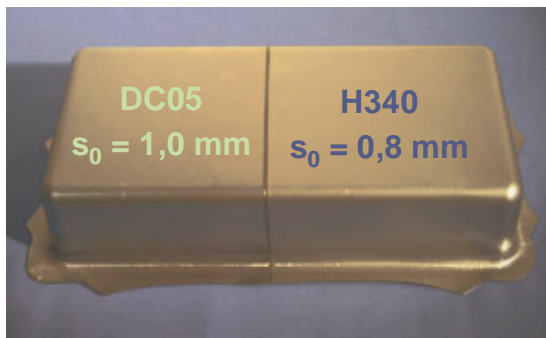
Teilplatinen gleicher Werkstoffkombinationen (DC05/DC05 bzw. H340/H340) konnten sowohl mit passiv als auch mit aktiv elastischem Niederhalter versagensfrei bis zu einer Ziehtiefe von $h = 60 \text{ mm}$ umgeformt werden (Ziehverhältnis $\beta_{f0} = 1,57$).

Die gefügten Teilplatinen unterschiedlicher Festigkeit (DC05/H340) und mit zusätzlichem Blechdickensprung von $\Delta s = 0,2 \text{ mm}$ konnten mit dem passiv elastischem Niederhalter nicht mehr versagensfrei umgeformt werden. Die Ursache liegt in der Einstellung der Niederhalterkraft begründet. Im Sinne einer optimalen Adaptionfähigkeit des Niederhalters mußte die Einstellung der Niederhalterkraft am härtesten Werkstoff, im vorliegenden Fall am H340, orientiert werden. Aus dieser Niederhalterkrafteinstellung resultierte für die Teilplatine aus dem weichen Blechwerkstoff DC05 ein mit zunehmender Ziehtiefe überproportionaler Anstieg der Flächenpressung beim passiv elastischem Niederhalter, infolgedessen ein Versagen durch Reißinitiierung für diese Teilplatine bereits bei einer geringen Ziehtiefe eintrat.

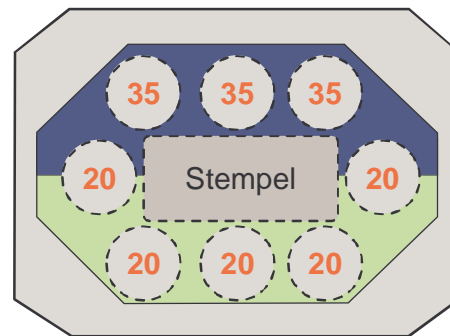
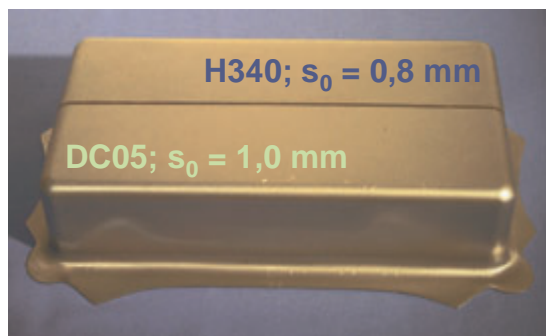
Durch die lokale Niederhalterkrafteinleitung mittels aktiv elastischem Niederhalter konnte, unabhängig von der Nahtlage, durchgängig eine Ziehtiefe von $h = 60 \text{ mm}$ erreicht werden. Für die Umformung wurden die Platinen mit dem Blechdickensprung in Richtung des Niederhalters im Werkzeug positioniert.

In **Abbildung 7.19** sind die hergestellten Ziehteile aus Tailored Blanks dargestellt sowie die für die Realisierung des Ziehergebnisses erforderlichen Niederhalterkräfte je Hydraulikzylinder aufgeführt.

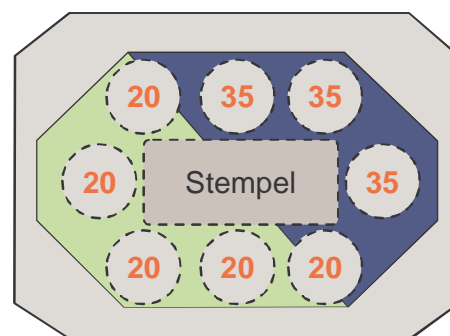
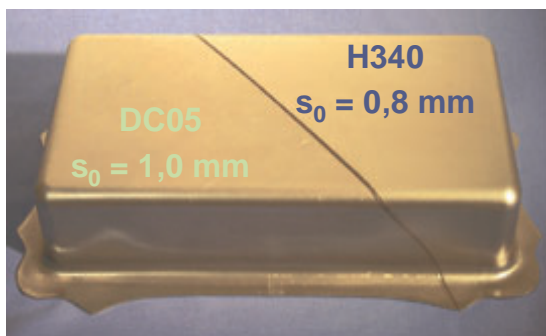
a) Schweißnahtlage senkrecht zur langen Ziehteilseite positioniert



b) Schweißnahtlage senkrecht zur kurzen Ziehteilseite positioniert



c) Schweißnahtlage beliebig am Ziehteil positioniert



20 Niederhalterkraft je Zylinder in kN

Abbildung 7.19: Mittels aktiv elastischem Niederhalter hergestellte Ziehteile aus Tailored Blanks mit senkrechter und beliebiger Schweißnahtlage zur Ziehkante; Werkstoffkombination DC05 ($s_0 = 1,0 \text{ mm}$) / H340 ($s_0 = 0,8 \text{ mm}$); Ziehverhältnis $\beta_{f0} = 1,57$; Ziehtiefe $h = 60 \text{ mm}$

Alle im Rahmen dieser Untersuchungen erzielten Ziehergebnisse wurden ohne eine manuelle Einarbeit der Werkzeugaktivteile sondern allein durch die Adaptionsfähigkeit der auf den Kugelgelenken gelagerten elastischen Niederhalterplatte erreicht. Damit kann zukünftig bei der Umformung von Tailored Blanks auf ein Freiräumen der Niederhalterfläche im Einlaufbereich der Naht ebenso verzichtet werden wie auf das zeit- und kosten-

intensive Einarbeiten der Blechdickensprünge in die Werkzeugaktivteile. Besonders herauszustellen ist jedoch, daß eine Werkzeugtechnik zur Verfügung steht, die die Umformung von Tailored Blanks mit beliebiger Nahtlage ermöglicht.

8 Beurteilung der Praxistauglichkeit von passiv und aktiv elastischen Niederhaltersystemen

Im Rahmen der experimentellen und theoretischen Untersuchungen dieser Arbeit wurden sowohl passiv elastische Niederhaltersysteme als auch ein aktiv elastisches Niederhaltersystem analysiert und deren Wirkung im Vergleich zu konventionellen starren Niederhaltersystemen bewertet. Hierbei konnte festgestellt werden, daß erhebliche technologische Vorteile und Verbesserungen des Ziehergebnisses durch elastische Niederhalter erreicht werden können. Hierzu zählen:

- Erhöhung der Prozeßsicherheit durch Kompensation von Maschinenungenauigkeiten und Blechdickenschwankungen,
- Erweiterung des technologischen Arbeitsbereiches,
- geringere Anforderungen an die Einstellgenauigkeit der Niederhalterkraft auf konventionellen Zieheinrichtungen

und

- gleichmäßigere Verteilung der Flächenpressungen im Ziehteilflansch einhergehend mit einer Reduzierung bzw. Eliminierung von zeit- und kostenintensiven Werkzeugeinarbeitungen.

Zusätzlich zu den mit passiv elastischen Niederhaltersystemen erreichten Effekten können durch den Einsatz aktiv elastischer Niederhaltersysteme weitere technologische Vorteile erzielt werden:

- Möglichkeit zur lokalen Werkstoffflußsteuerung als Voraussetzung zur Prozeßregelung,
- Reduzierung rückfederungsbedingter Maß- und Formabweichungen bei der Verarbeitung von hoch- und höherfesten Stählen durch gezielte Materialausstreckungen

und

- Erweiterung des Anwendungsbereiches durch die Möglichkeit zur Umformung von Tailored Blanks im gleichen Werkzeug ohne Anpaßarbeiten.

Die aufgeführten technologischen Vorteile von elastischen Niederhaltersystemen (sowohl passiv als auch aktiv) machen es erforderlich, deren spezifischen Eigenschaften zu bestehenden Werkzeugsystemen und Ziehetechniken klar abzugrenzen, um der industriellen Praxis mögliche zukünftige Anwendungsfelder aufzuzeigen.

Passiv elastische Niederhaltersysteme

Anhand der eingesetzten passiv elastischen Niederhaltersysteme wurde dargestellt, daß eine Prozeßgrenzenerweiterung beim Tiefziehen ausschließlich durch die Gestaltung des Niederhalters erfolgen kann. In **Abbildung 8.1** ist der prinzipielle Aufbau eines passiv elastischen Niederhalters dargestellt, dessen Elastizität alleine durch die optimierte Anordnung und Lage der Stützrippen sowie der Niederhalterplattendicke erzielt wird.

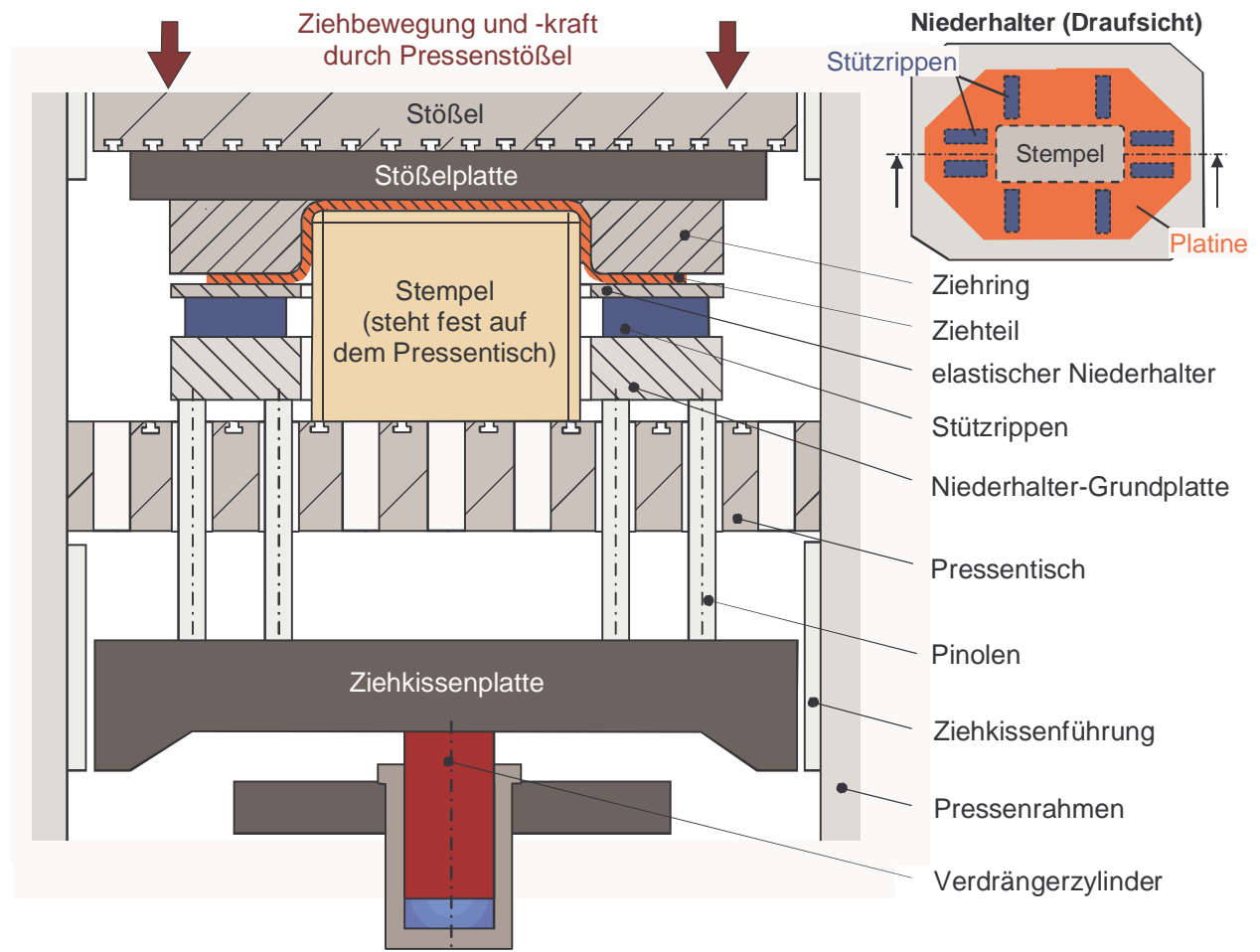


Abbildung 8.1: Werkzeugsystem mit passiv elastischem Niederhalter

Anhand experimenteller Untersuchungen konnte der Nachweis erbracht werden, daß durch eine steifigkeitsoptimierte Auslegung des Niederhalters der industriellen Forderung nach einer Anwendungs- und Prozeßgrenzenerweiterung nachgekommen werden kann, ohne daß daraus Nachteile im Werkzeugverhalten entstehen.

Für die Auslegung von passiv elastischen Niederhaltern können folgende Richtlinien genannt werden:

- Die maximale elastische Durchbiegung des Niederhalters muß so groß sein wie die maximal zu erwartende Blechaufdickung im Flanschbereich der Ziehteile.
- Die Berechnung der Blechaufdickung kann mit Hilfe einer FE-Prozeßsimulation erfolgen.
- Auf Basis der in der FEM-Simulation ermittelten Blechaufdickungen kann die lokale elastische Durchbiegung des Niederhalters berechnet werden.

Aus Sicht des Praktikers ist es wünschenswert in einem Werkzeug unterschiedliche Blechwerkstoffe (z.B. Aluminium, weiche Stähle, höherfeste Stähle etc.) zu verarbeiten. Eine gestalterische Anpassung des elastischen Niederhalters in Hinblick auf Stützrippen-anordnung und -lage sowie der Niederhalterplattendicke ist hierfür nicht erforderlich, da die Unterschiede der Blechaufdickung im Flanschbereich der Ziehteile in Abhängigkeit des Werkstoffes zu gering sind und daher bei der Auslegung unberücksichtigt bleiben können.

Jedoch muß auch einschränkend angemerkt werden, daß die industrielle Akzeptanz des passiv elastischen Niederhalters, aufgrund des vergleichsweise hohen Aufwandes für die Auslegung der lokalen Elastizität, nicht prognostiziert werden kann.

Aktiv elastische Niederhaltersysteme

Ein deutlich vielversprechenderer Ansatz, insbesondere in Hinblick auf die Praxisrelevanz, ist der Einsatz aktiv elastischer Niederhaltersysteme, die eine Prozeßgrenzerweiterung durch die Erhöhung bzw. Senkung der lokalen Niederhalterkräfte ermöglichen. Im Gegensatz zu konventionellen starren Niederhaltersystemen, durch die eine Gesamtniederhalterkraft aufgebracht wird, kann der Werkstofffluß durch lokale Niederhalterkräfte aktiv beeinflußt werden.

Hieraus ergibt sich die Möglichkeit, daß

- der Praktiker es zukünftig als weniger aufwendig erachtet, anstelle der Werkzeugeinarbeitung eine Anpassung der lokalen Druckpunkte an den entsprechenden Stellen des aktiv elastischen Niederhalters durchzuführen.

Um ein breites Anwendungsspektrum zu gewährleisten, können unterschiedliche Ausführungsvarianten aktiv elastischer Niederhaltersysteme realisiert werden, deren spezifischen Eigenschaften im folgenden unter praxisrelevanten Gesichtspunkten beurteilt werden sollen.

Zu diesem Zweck ist in **Abbildung 8.2** das für die Untersuchungen eingesetzte Werkzeugsystem mit aktiv elastischem Niederhalter dargestellt.

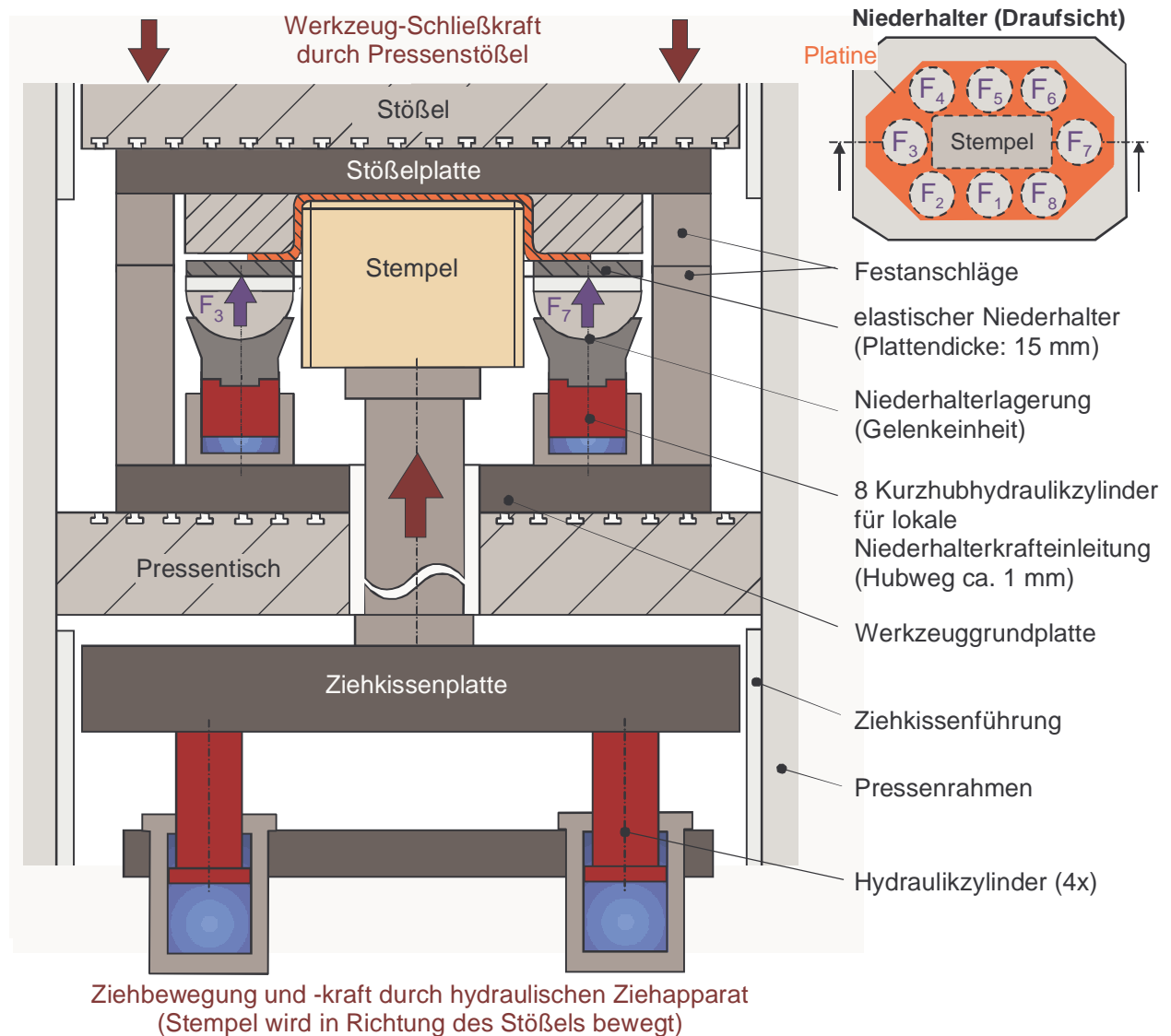


Abbildung 8.2: Werkzeugsystem mit aktiv elastischem Niederhalter für den Einsatz auf einfachwirkenden Pressen mit hydraulischer Ziehvorrichtung im Pressentisch

Die in Abbildung 8.2 dargestellte Ausführungsvariante ist aufgrund des spezifischen Funktionsprinzips für den Einsatz in Pressen mit hydraulischem Ziehkissen im Pressentisch geeignet und bietet aus technologischer Sicht den folgenden wesentlichen Vorteil:

Die Kippungseinflüsse auf das Tiefziehergebnis werden vermieden, indem mit dem Maschinenstößel der Ziehring auf Festanschlüge, d.h. auf eine definierte Distanz zur Niederhaltergrundplatte gefahren wird. Für den Ziehvorgang wird dann eine Schließkraft beaufschlagt, die die Summe aus Gesamtniederhalterkraft und Stempelkraft übersteigt, wodurch das Verkippen des Ziehriings bei lokaler Kraftverteilung über dem Umfang verhindert werden kann.

Das dieses Wirkprinzip des aktiv elastischen Niederhalters eine äußerst praxisrelevante Entwicklung repräsentiert, wird ebenfalls durch die aktuellen Arbeiten der Firma

SCHULER bestätigt. **Abbildung 8.3** zeigt ein Werkzeugsystem mit segment-elastischem Niederhalter für die Fertigung von Doppelpülbecken.

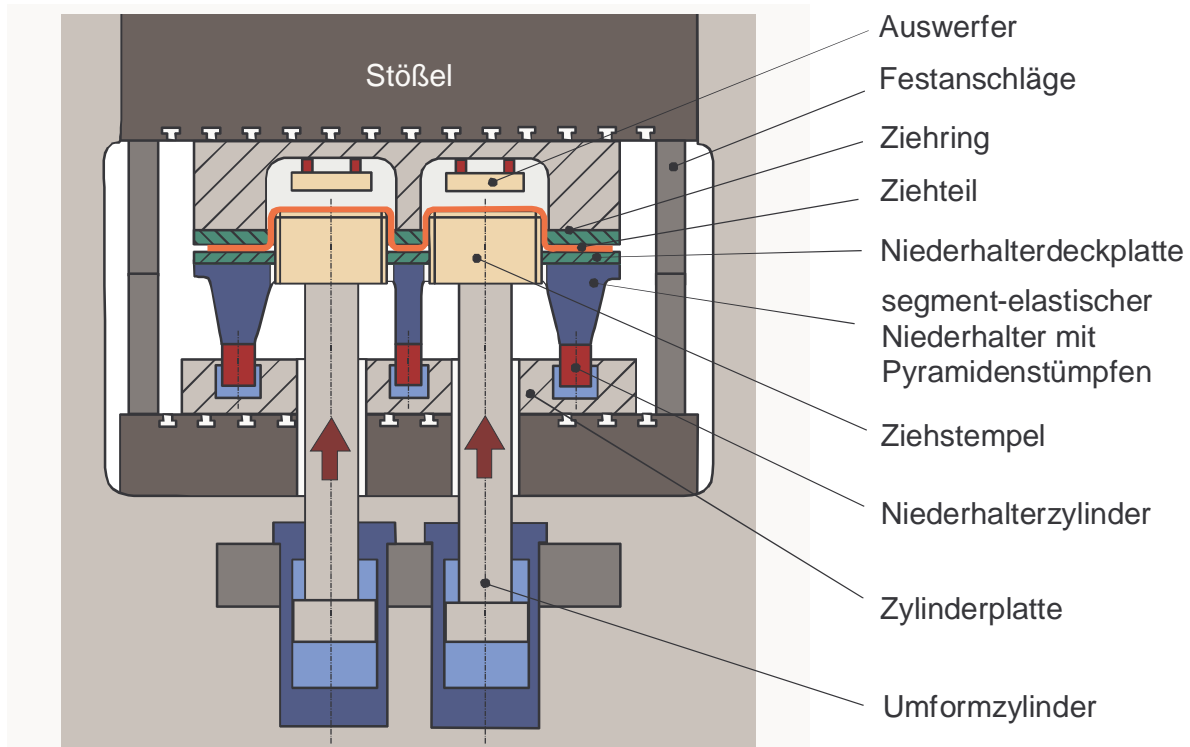


Abbildung 8.3: Werkzeugsystem der Firma SCHULER mit segment-elastischem Niederhalter für die Fertigung von Doppelpülbecken /nach FISC00/

Die Entwicklung des segment-elastischen Niederhalters mit Pyramidenstümpfen zur lokalen Niederhalterkrafteinleitung beim Tiefziehen ist im wesentlichen auf die Arbeiten von SIEGERT zurückzuführen /SIEG98-1, SIEG98-3/ (**Abbildung 8.4**).

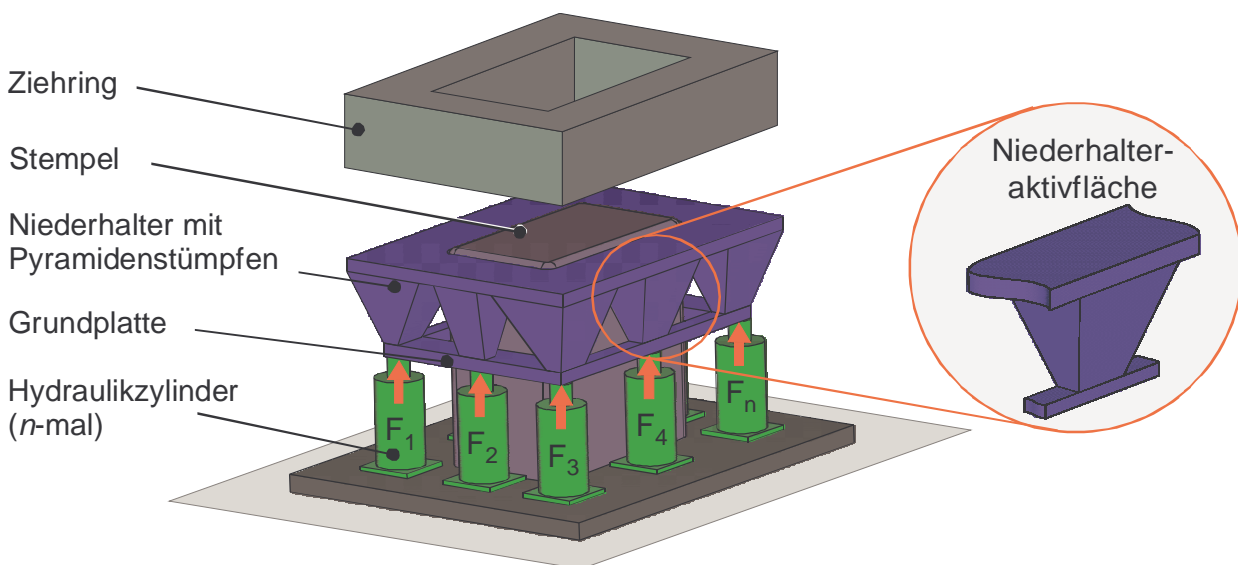
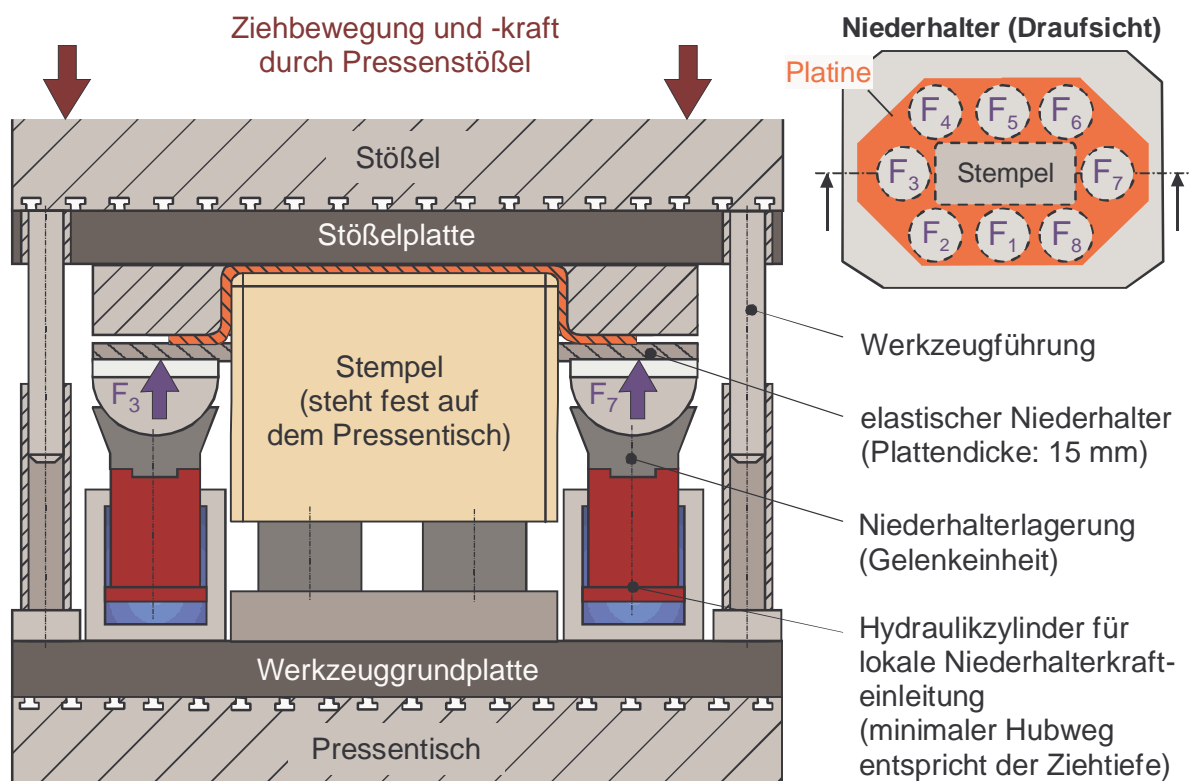


Abbildung 8.4: Prinzip des segmentelastischen Niederhalters mit Pyramidenstümpfen /nach SIEG98-1/

Zu beachten ist bei dem segment-elastischem Niederhalter (Abbildung 8.4), daß bei nicht-planaren Niederhalterflächen die einzelnen Segmente zusätzlich durch eine Grundplatte verbunden werden müssen, um eine ausreichende Gesamtsteifigkeit des System zu gewährleisten /HAÜS00/.

Für den Einsatz auf einfachwirkenden Pressen ohne Ausnutzung der Zieheinrichtung im Pressentisch bzw. für den Einsatz auf Pressen mit Vielpunktzieheinrichtungen sind weitere technische Lösungen auf Basis der im Rahmen dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnisse realisierbar (**Abbildung 8.5** und **Abbildung 8.6**).



Lokale Niederhalterkrafteinleitung durch Druckregelung der im Werkzeug integrierten Hydraulikzylinder

Abbildung 8.5: Werkzeugsystem mit aktiv elastischem Niederhalter für den Einsatz auf einfachwirkenden Pressen ohne Ausnutzung der Zieheinrichtung im Pressentisch sowie für den Einsatz auf Großteilstufenpressen

Abbildung 8.5 zeigt eine Ausführungsvariante des aktiv elastischen Niederhalters zum Einsatz auf einfachwirkenden Pressen ohne Ausnutzung der Zieheinrichtung im Pressentisch sowie für den Einsatz auf Großteilstufenpressen.

Bei dieser Variante des aktiv elastischen Niederhalters wird durch die Stößelbewegung der Presse das zwischen Niederhalter und Ziehring geklemmte Blech über den ortsfest auf dem Pressentisch befindlichen Stempel ausgeformt. Hierbei wird der Druck in den

einzelnen Hydraulikzylindern über Proportional- oder Servoventile gesteuert. Hierdurch werden die folgenden spezifischen Vorteile erzielt:

- Möglichkeit zum Einsatz des Werkzeugsystems auf einfachwirkenden Pressen ohne Nutzung der hydraulischen Zieheinrichtung im Pressentisch,
- das Werkzeugsystem ist nicht von einem pressenspezifischen Pinolen- bzw. Druckpunktbild abhängig

und

- eine Steigerung des herstellbaren Bauteilspektrums wird durch die Anpassung der Hydraulikzylinder an die Erfordernisse unterschiedlicher Ziehteilgeometrien im Werkzeug ermöglicht

wodurch auch

- die Investitionskosten für die erforderliche separate Steuerungstechnik auf eine Vielzahl von Werkzeugen abgeschrieben werden kann.

Nachteilig an dieser Ausführungsvariante ist die Tatsache, daß

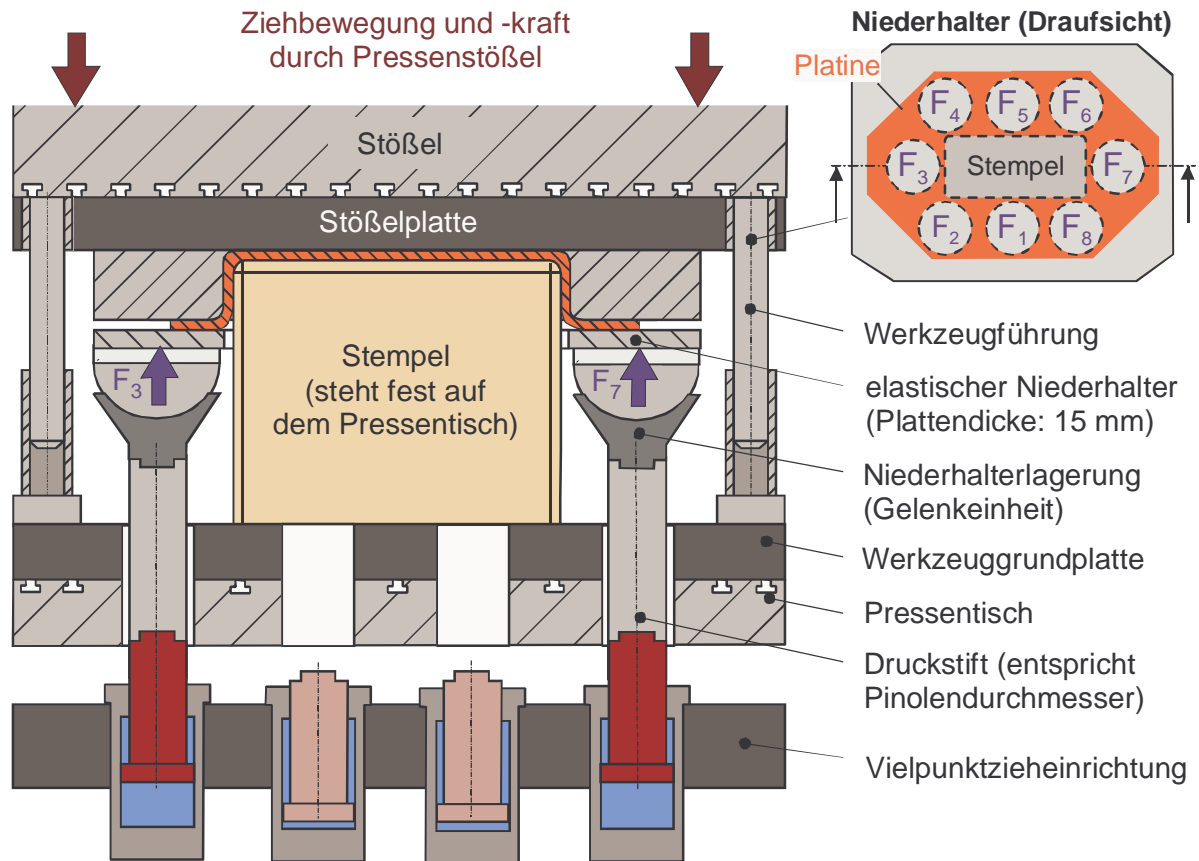
- infolge der lokal eingeleiteten Niederhalterkräfte eine Kippung des Stößels verursacht werden kann, die sich nachteilig auf das Ziehergebnis auswirkt

und

- der Integration von Hydraulikzylindern in Ziehwerkzeugen Grenzen gesetzt sind, die sich aus den geometrischen Gegebenheiten der Ziehteilgeometrie bzw. aus dem erforderlichen Bauraum für die Hydraulikzylinder ergeben.

Die Stößelkippung kann nicht ausschließlich durch die bei dieser Ausführungsvariante des aktiv elastischen Niederhalters erforderlichen Werkzeugführungen ausgeglichen werden (Abbildung 8.5), sondern erfordert eine entsprechende Führung des Pressenstößels. Theoretisch könnte zwar ein gleichzeitiges Kippen des Pressenstößels und der Werkzeuggrundplatte zur Folge haben, daß dennoch ein Gutteil erzeugt wird; praktisch gibt es hier jedoch Begrenzungen.

Durch die Tatsache, daß der Bauraum für die Integration der Hydraulikzylinder im Werkzeug häufig sehr begrenzt ist, bietet sich für komplexe Ziehteile daher der Einsatz des aktiv elastischen Niederhalters auf einer Presse mit Vielpunktzieheinrichtung im Pressentisch an (Abbildung 8.6).



Lokale Niederhalterkrafteinleitung durch Druckregelung der Hydraulikzylinder einer Vielpunktzieheinrichtung

Abbildung 8.6: Werkzeugsystem mit aktiv elastischem Niederhalter für den Einsatz auf Pressen mit Vielpunktzieheinrichtung

Diese Ausführungsvariante des aktiv elastischem Niederhalters zum Einsatz auf Pressen mit Vielpunktzieheinrichtung (Abbildung 8.6) weist prinzipiell die gleichen technologischen Eigenschaften auf wie die vorherig beschriebene Variante (Abbildung 8.5). Gleichwohl können noch weitere Vorteile genannt werden:

- Unterbringung aller relevanten Hydraulikkomponenten im Pressentisch („saubere“ und „geschützte“ Lösung)

und

- der Wegfall aller externen Steuerungs- und Hydraulikkomponenten für den Werkzeugbetrieb (Steuerungsrechner, Hydraulikaggregat etc.).

Als nachteilig zu bewerten sind:

- das festgelegte Pinolen- bzw. Druckpunktbild, welches bei der Verwendung unterschiedlicher Ziehteilgeometrien nicht immer optimal sein muß,

- der im Vergleich zu einer pressenunabhängigen Werkzeuglösung höhere Anschaffungspreis einer Presse mit Vielpunktzieheinrichtung

sowie

- der mit zunehmender Anzahl von einzeln ansteuerbaren Hydraulikzylindern steigende Steuerungsaufwand.

Diesem Umstand kann jedoch durch die steuerungstechnische Kopplung mehrerer Hydraulikzylinder begegnet werden (vgl. Kap. 3.3.3).

9 Zusammenfassung und Ausblick

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden theoretische Grundlagen für die Auslegung elastischer Niederhalter erarbeitet, umgesetzt und anhand von experimentellen Untersuchungen die Wirksamkeit und Praxistauglichkeit nachgewiesen. Ziel war es, entgegen heutiger Auslegungskriterien von Tiefziehwerkzeugen den Nachweis zu erbringen, daß mittels einer definierten Elastizität des Niederhalters die Verteilung der Flächenpressung im Ziehteilflansch als Funktion des Werkstück-Werkstoffverhaltens verbessert werden kann. Darüber hinaus sollte die Wirkung der verbesserten Flächenpressungsverteilung auf das Ziehergebnis bewertet werden. Für diese Bewertung wurden zwei unterschiedliche Niederhalterkonzepte - passiv und aktiv elastisch - entwickelt, um alle technologischen Entwicklungsstufen der Tiefziehtechnik abzudecken.

Beim passiv elastischen Niederhalter wird bereits in der Konstruktions- und Planungsphase eine definierte Niederhalterelastizität berücksichtigt, die in Abhängigkeit der sich im Prozeß einstellenden Spannungsverhältnisse im Ziehteilflansch und den daraus resultierenden Blechaufdickungen eine homogene Flächenpressung im Flanschbereich bewirkt. Als wesentliche Faktoren, die die Niederhalterelastizität und somit das Ziehergebnis direkt beeinflussen, konnten die Niederhalterplattendicke sowie die Anordnung und Lage der Krafteinleitungspunkte in den Niederhalter bestimmt werden. Da für eine elastische Auslegung von Niederhaltersystemen bislang keine Berechnungshilfen existieren, wurde exemplarisch für eine trapezförmige Ziehteilgeometrie eine Berechnungsmethode beschrieben, die eine Ermittlung der elastischen Durchbiegung des Niederhalters in Abhängigkeit der Parameter Niederhalterplattendicke und Abstand der Krafteinleitungspunkte ermöglicht. Die hohe Genauigkeit dieser Berechnungsmethode konnte mittels FE-Simulation und experimentellen Untersuchungen mit einem entsprechend ausgelegten Werkzeugsystem bestätigt werden.

Im Rahmen von experimentellen Grundlagenuntersuchungen mit einem - entsprechend den Berechnungsergebnissen - modifizierten Modellwerkzeug wurde die Wirksamkeit passiv elastischer Niederhaltersysteme überprüft. Für eine Beurteilung wurde die Verteilung der Flächenpressung im Ziehteilflansch mittels Druckmeßfolie aufgenommen und die Druckverteilungen von starrem und passiv elastischem Niederhalter gegenübergestellt. Dabei konnte eine deutlich gleichmäßigere Verteilung der Flächenpressung bei der Verwendung des passiv elastischen Niederhalters nachgewiesen werden, wodurch lokal überhöhte Kontaktnormalspannungen, wie sie beim starren Niederhalter auftreten, vermieden werden. Darüber hinaus tragen die im Vergleich zum starren Niederhalter höheren Flächenpressungen entlang der geraden Ziehteilseiten wesentlich zur Vermeidung von Ziehteilfehlern bei. Der passiv elastische Niederhalter bietet folglich ein erhebliches Potential zur Reduzierung der heute in der Praxis sehr zeit- und kostenintensiven Einarbeitungsphase. Weiterhin konnte nachgewiesen werden, daß der Arbeitsbereich (Gutteilfenster) bei Verwendung passiv elastischer Niederhalter einerseits deutlich vergrößert und andererseits zu höheren Niederhalterkräften hin verschoben wird.

Die deutliche Vergrößerung des Gutteilfensters führt zu einer geringeren erforderlichen Einstellgenauigkeit der Niederhalterkraft an der Umformmaschine. Außerdem haben diese Untersuchungen gezeigt, daß die Bauform des passiv elastischen Niederhalters in der Lage ist, voreingestellte Maschinenkippen bis zu einem Wert von 3,3 mm/m zu kompensieren.

Anhand experimenteller Untersuchungen mit einem Werkzeugsystem, welches eine nicht-planare Niederhalterfläche aufwies, wurde der Nachweis der Praxisauglichkeit erbracht. Die theoretischen Berechnungen für die Auslegung des Niederhalters erfolgten aufgrund der komplexen Gestaltungsweise mit Hilfe der FE-Simulation. Hierfür wurde ein FE-Modell erstellt, mit dem es möglich ist, elastische Deformationen des Niederhalters in Abhängigkeit der Krafteinleitungspunkte und der Niederhalterplattendicke zu berechnen. Die experimentelle Verifikation der Simulationsergebnisse erfolgte im Anschluß an die konstruktive Umsetzung der FE-Berechnungen. Aufgrund der nicht-planaren Niederhalterfläche mußten in bezug auf die Gestaltung des Unterbaus der Niederhalteraktivfläche konstruktive Detaillösungen erarbeitet werden, die eine Anpassung der Stützelemente an die sich ändernden Höhenverhältnisse bei Variation der Krafteinleitungspunkte ermöglicht. Dies erforderte eine gesonderte Auslegung auf Basis mechanischer Betrachtungen. Die experimentellen Untersuchungen mit dem modifizierten Praxiswerkzeug mit passiv elastischem Niederhalter bestätigten die sehr guten Ergebnisse der Grundlagenuntersuchungen. Als Bewertungskriterium der Wirksamkeit des passiv elastischen Niederhalters wurde die maximal erreichbare Ziehtiefe bis Bauteilversagen bei konstantem Ziehverhältnis herangezogen. Es zeigte sich, daß werkstoffabhängige Ziehtiefensteigerungen im Vergleich zum starren Niederhalter von bis zu 40 % möglich sind. Der experimentelle Abgleich der FE-Simulationsergebnisse zeigte eine sehr gute Übereinstimmung. Die Ergebnissenauigkeit hängt hier jedoch stark von dem Simulationsmodell und den hierfür definierten Randbedingungen ab.

Um im Rahmen dieser Arbeit auch zukünftige Entwicklungstendenzen, wie dem vermehrten Einsatz der Vielpunktziehtechnik, zu berücksichtigen, wurden Untersuchungen mit einem aktiv elastischem Niederhalter durchgeführt. Diese Bauart ermöglicht die direkte Beeinflussung des Werkstoffflusses durch eine lokale Niederhalterkraftvariation in einzelnen Bereichen des Ziehteilflansches. Die realisierte Lagerung der elastischen Niederhalterplatte auf den im Werkzeug integrierten Kurzhubhydraulikzylindern ermöglicht den unabhängigen Einsatz auf Pressen ohne Vielpunktzieheinrichtung im Pressentisch. Die Verbindung zwischen der elastischen Niederhalterplatte und den Hydraulikzylindern erfolgte durch eine konstruktive Lösung, die einerseits eine definierte Krafteinleitungsfläche gewährleistet und andererseits Biegemomente am Hydraulikzylinder und Kippen der Presse kompensiert.

In den experimentellen Untersuchungen mit dem aktiv elastischen Niederhaltersystem konnten nochmalige Ziehtiefensteigerungen gegenüber dem Tiefziehen mit passiv

elastischem Niederhalter festgestellt werden. Darüber hinaus wurde in Untersuchungen zur Ziehteilgenauigkeit beim Umformen von höher- und hochfesten Stahlwerkstoffen eine deutliche Steigerung der Ziehteilgenauigkeit erzielt. Für die Flanschrückfederung wurden werkstoffabhängige Verbesserungen der Genauigkeiten in einer Größenordnung von bis zu 34 % erzielt, für die Zargenkrümmungswinkel wurden Steigerungen in der Ziehteilgenauigkeit von bis zu 31 % nach einem Beschnitt bzw. von bis zu 26 % vor einem Beschnitt des Ziehteils erreicht.

In den Versuchsreihen zur Umformung von Tailored Blanks konnte der Nachweis einer Anwendungserweiterung erbracht werden. Mit dem aktiv elastischem Niederhalter konnten Tailored Blanks der Werkstoffkombination H340 / DC05 mit einem Blechdickensprung von $\Delta s = 0,2 \text{ mm}$ ohne Einarbeitung und Freilegung der Werkzeugaktivteile, ausschließlich durch die lokale Anpassung der Niederhalterkräfte, versagensfrei umgeformt werden. In diesen Versuchsreihen wurde auch die Nahtlage variiert. Hierdurch konnte gezeigt werden, daß mit dem aktiv elastischem Niederhalter überdies die Umformung von Tailored Blanks mit variabler Nahtlage möglich ist. Hierdurch werden Konstrukteuren und Methodenplanern neue Möglichkeiten für die bauteilspezifische Auslegung von Tailored Blanks eröffnet.

Die Untersuchungen haben gezeigt, daß eine Substitution konventioneller Niederhalter- und Ziehetechniken prinzipiell in allen Ausbau- und Technisierungsstufen von Preßwerken möglich ist und vielfältige Vorteile in Hinblick auf die Prozeßsicherheit und -flexibilität bietet. Eine wesentliche Aufgabe zukünftiger Arbeiten wird darin bestehen, zu analysieren, welchen Verschleißmechanismen elastische Niederhalter aufgrund der erforderlichen Flexibilität unterliegen sowie entsprechende Maßnahmen zur Verschleißminimierung (flexible Oberflächenbeschichtungen etc.) zu entwickeln und zu erproben. Darüber hinaus ist die Fragestellung der optimalen Krafteinstellung für aktiv elastische Niederhalter noch nicht abschließend geklärt. Wenngleich die Möglichkeit besteht, die Niederhalterdruckverteilung im Ziehteilflansch mittels FE-Simulationen zu ermitteln und daraus Krafteinstellungen der einzelnen Niederhalterzylinder abzuleiten, kann die Wirkung auf die Ziehteilqualität noch nicht zuverlässig vorhergesagt werden. Dies gilt insbesondere vor dem Hintergrund, daß die Wirkung einer lokalen Niederhalterkraft auf die Rückfederung der Ziehteile durch kommerzielle FE-Systeme momentan nicht zuverlässig vorherbestimmt werden kann. Auch hier müssen künftig entsprechende Lösungen erarbeitet werden.

10 Literaturverzeichnis

- /AHME92/ AHMETOGLU, M. A.; ALTAN, T.; KINZEL, G. L.:
Improvement of part quality in stamping by controlling blank-holder force and pressure. Journal of Materials Processing Technology, Band 33 (1992), Heft 1-2, S. 195-214.
- /AHME94/ AHMETOGLU, M. A.; KINZEL, G.; ALTAN, T.:
Computer simulation for tool and process design in sheet forming. Journal of Materials Processing Technology, Band 46 (1994), Heft 3-4, S. 421-441.
- /AHME95-1/ AHMETOGLU, M.; BROEK, T. R.; KINZEL, G.; ALTAN, T.:
Control of blank holder force to eliminate wrinkling and fracture in deep-drawing rectangular parts. 45th General Assembly of CIRP, Enschede, NL, 21.08.-26.08.1995, CIRP Annals, Band 44/1, S. 247-250.
- /AHME95-2/ AHMETOGLU, M. A.; ET. AL.:
Deep drawing of round cups from tailor-welded blanks. Journal of materials processing technology, Band 53 (1995), Heft 3-4, S. 684-694.
- /ALBE97/ ALBERTI, N.; ET. AL.:
Application of Fuzzy Logic to Control the Drawbead Penetration in the Axisymmetrical Deep Drawing Process. International Conference and Exhibition on Design and Production of Dies and Molds, Istanbul, Turkey, 19.06.-21.06.1997, S. 249-254.
- /ALTA99/ ALTAN, T.; THOMAS, W.; VAZQUEZ, V.; KOC, M.:
Simulation of metal forming processes-application and future trends. Advanced Technology of Plasticity (1999), Proceedings of the 6th International Conference on Technology of Plasticity, Nürnberg, 19.09.-24.09.1999, Band I, S. 23-40.
- /AWF 5791/ N.N.:
AWF 5791 - Blätter des Ausschusses für Stanzereitechnik. Beuth Verlag GmbH, Berlin (1990).
- /BAUE90/ BAUER, D.; MÜLLER, M.:
Rechneroptimierte Niederhalterkraft verhindert Falten beim Tiefziehen. Bänder Bleche Rohre, Band 31 (1990), Heft 9, S. 48-51.
- /BESD95/ BESDO, D.; ET. AL.:
Simulation von Blechumformprozessen mit der Methode der Finiten Elemente. In: Fortschritte in der Werkzeugtechnik, Verlag Meisenbach, Bamberg (1995).

- /BETH93/ BETH, M.:
Untersuchungen zum Rückfederungsverhalten von Feiblechen bei Tief- und Streckziehvorgängen. Dissertation, Technische Hochschule Darmstadt, Darmstadt (1993).
- /BIEL89/ BIELFELDT, F. B.:
Hydroelastische Tiefziehtechnik. Werkstattstechnik, Band 79 (1989), S. 573 – 576.
- /BIEL91/ BIELFELDT, F. B.:
Ausgeführte Zieheinrichtungen der Fa. Dieffenbacher und Zielsetzungen für die Zukunft. Konferenz-Einzelbericht: „Zieheinrichtungen einfachwirkender Pressen für die Blechumformung“, Stuttgart, DGM Oberursel (1991).
- /BOGO98/ BOGON, P.:
Grundsätzliche Eigenschaften von Mehrstößel-Transferpressen. Blech Rohre Profile, Band 45 (1998), Heft 5, S. 46-53.
- /BRÄU96/ BRÄUNLICH, H; KLOSE, L; NEUGEBAUER, R.:
Erweiterung der umformtechnischen Grenzen durch Anwendung der Vielpunktziehtechnik. Forschungsbericht P279 der Studiengesellschaft Stahlanwendung e.V.; Düsseldorf (1996).
- /BUDD39/ BUDD, E. G.:
Verfahren und Vorrichtung zum Pressen großer, unregelmäßig gestalteter Blechteile, z.B. Kotflügelbleche für Kraftwagen. Deutsche Patentschrift-Nr.: 681196 vom 24.8.1939, Manufacturing Comp. Penns./USA.
- /CAO93/ CAO, J.; BOYCE, M. C.:
Drawbead penetration as a control element of material flow. SAE Paper 930517, Sheet Metal and Stamping Symposium, Detroit (1993).
- /CZUD79/ CZUDEK, J.:
Zum Tiefziehen zylindrischer Werkstücke aus Bandmaterial. Umformtechnik 13 (1979) 5, S. 40-45.
- /DAVI81/ DAVIES, R. G.:
Springback in high-strength steels. Journal of Applied Metalworking, Band 1 (1981), Heft 4, S. 45-52.
- /DESC00/ DESCAMPS, R.; CHAMONT, B.; KERGEN, R.:
Regelung der Niederhalterkraft beim Tiefziehen – Anwendung an einem kritischen industriellen Teil. Konferenz-Einzelbericht: „Neuere Entwicklungen in der Blechumformung“, Fellbach bei Stuttgart, 23.05.-24.05.2000, S. 235-254.

- /DIN 8584/ N.N.:
DIN 8584 – Fertigungsverfahren Zugdruckumformen. Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin (1970).
- /DOEG63/ DOEGE, E.:
Untersuchung über die maximal übertragbare Stempelkraft beim Tiefziehen rotationssymmetrischer zylindrischer Teile. Dissertation, Technische Universität Berlin, Berlin (1963).
- /DOEG71/ DOEGE, E.; FETZER, H.; KELLENBENZ, R.; BERGMANN, E.:
Tiefziehen auf einfach- und doppeltwirkenden Karosseriepressen unter Berücksichtigung des Gelenkantriebes. Werkstatt und Betrieb, Jahrgang 104 (1971) 10.
- /DOEG76/ DOEGE, E.:
Wichtige Einflußgrößen beim Tiefziehen. Wt.-Zeitung für die industrielle Fertigung, Band 66 (1976), Heft 11, S. 615-619.
- /DOEG87/ DOEGE, E.:
Ziehtechnik bei der Herstellung von Karosserieteilen. Konferenz-Einzelbericht: „Ziehtechnik auf der Großteilstufenpresse“, Bremen, 11.11.1987, HFF-Bericht Nr. 11 (1987), S. 3-50.
- /DOEG88/ DOEGE, E.; SOMMER, N.; WEGENER, W.:
Tiefziehen mit elastischem Niederhalter. Konferenz-Einzelbericht: „Neuere Entwicklungen in der Blechbearbeitung“, Fellbach bei Stuttgart, 31.05.-01.06.1988, S. 15.1-15.21.
- /DOEG90/ DOEGE, E.:
Möglichkeiten zur Kompensation der Stößel- und Werkzeugkipfung. Konferenz-Einzelbericht: „Neuere Entwicklungen in der Blechumformung“, Fellbach bei Stuttgart, 08.05.-09.05.1990, S. 69-88.
- /DOEG98/ DOEGE, E.; ET. AL.:
Genauigkeit im Preßwerk – Eine Voraussetzung für den Präzisionsbau. Konferenz-Einzelbericht: „Genauigkeit in der Blechumformung“, Fellbach bei Stuttgart, 10.03.-11.03.1998.
- /DOEG99/ DOEGE, E.; HÜTTE, H.; ROPERS, C.; DRÖDER, K.; ELEND, L.-E.:
Innovative Entwicklungen in der Blechumformtechnik. Konferenz-Einzelbericht: „Claas-Forum“ der Firma Claas Fertigungstechnik GmbH, Beelen, 09.06.-11.06.1999.

- /DOEG01/ DOEGE, E; HÜTTE, H.; ELEND, L.-E.:
Tool Design and Process Strategies for the Reduction of Springback in Sheet Metal Forming. 2nd International Conference and Exhibition on Design and Production of Dies and Molds, Kusadasi, Turkey, 21.06.-23.06.2001.
- /DUTS61/ DUTSCHKE, W.:
Über das Tiefziehen rechteckiger Teile. Dissertation, Technische Universität Stuttgart, Stuttgart (1961).
- /ELDS96/ EL-DSOKI, T.:
Numerische Untersuchungen zur Anisotropie beim Tiefziehen von Feinblech. Dissertation Universität Hannover, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 2: Fertigungstechnik, Nr. 373, Düsseldorf (1996).
- /EN 10002/ N.N.:
EN 10002 – Der Zugversuch metallischer Werkstoffe. Beuth Verlag GmbH, Berlin (1991).
- /EN 10130/ N.N.:
EN 10130 – Kaltgewalzte Flacherzeugnisse aus weichen Stählen zum Kaltumformen. Beuth Verlag GmbH, Berlin (1999).
- /EVER99/ EVERSHEIM, W.; ET. AL.:
Werkzeugbau mit Zukunft – Vom Dienstleister der Produktion zum Partner in der Prozeßkette. Konferenz-Einzelbericht: „Aachener Werkzeugmaschinen Kolloquium - Wettbewerbsfaktor Produktionstechnik“, Aachen, 10.06.-11.06.1999, S. 279-309.
- /FISC00/ FISCHER, A.:
Edel in Stahl – Gezielter Materialfluß Dank segmentelastischem Niederhalter (SEN). Inform, Broschüre der Schuler AG, Ausgabe 2 (2000), S. 32-33.
- /FRIT99/ FRITSCH, C.; SCHMIDT, T.:
Fertigen mit Tailored Blanks. Werkstatt und Betrieb, Jahrgang 132 (1999), Heft 10, S. 16-21.
- /FUJI90/ N.N.:
Pressure Measuring Film. Produktinformation der Fuji Photo Film Co. Ltd., Tokyo (1990).
- /GANT98/ GANTAR, G.; KUZMAN, K.:
The use of environmentally friendly lubricants and forming without lubrication in deep-drawing of steel sheet metal. Konferenz-Einzelbericht: IDDRG Working Group Meeting, Genval, Benelux, 15.06.-16.06.1998, S. 53-62.

- /GELE61/ GELEJI, A.:
Bildsame Formgebung der Metalle in Rechnung und Bild. Akademie Verlag, Berlin (1961), S. 689-726.
- /GLAS00/ GLASBRENNER, B.:
Tiefziehen von Tailored Blanks mit nichtlinearen Schweißnähten. Konferenz-Einzelbericht: „Neuere Entwicklungen in der Blechumformung“, Fellbach bei Stuttgart, 23.05.-24.05.2000, S. 373-385.
- /GÖLD88/ GÖLDNER, H.; HOLZWEISSIG, F.:
Leitfaden der Technischen Mechanik. VEB Fachbuchverlag, Leipzig (1988).
- /GRÄB99/ GRÄBENER, L.:
Umformwerkzeuge schneller einarbeiten. Werkstatt und Betrieb, Jahrgang 132 (1999), Heft 10, S. 46-48.
- /GRAH85/ GRAHNERT, R.:
Die Reibungsverhältnisse im Flanschbereich beim Tiefziehen rechteckiger Teile. Dissertation, Universität Hannover, Hannover (1985).
- /GRIE00/ GRIESBACH, B.:
In-Prozeß Stoffflußmessung zur Analyse und Führung von Tiefziehvorgängen. Dissertation, Universität Hannover, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 2: Fertigungstechnik, Nr. 547, Düsseldorf (2000).
- /GROS56/ GROSS, H.:
Der unstarre Faltenhalter und seine praktische Anwendung. Fertigungstechnik 6 (1956), Heft 10, S. 456-459.
- /GROS57/ GROSS, H.:
Der Niederhalter und seine Anwendung beim Tiefziehen. Fertigungstechnik 7 (1957), Heft 5, S. 235-238.
- /GUNN98/ GUNNARSSON, L.; ASNAFI, N.; SCHEDIN, E.:
In-process control of blank holder force in axi-symmetric deep drawing with degressive gas springs. Journal of Materials Processing Technology, Band 73 (1998), Heft 1-3, S. 89-96.
- /HARD92/ HARDT, D. E.; BOYCE, M. C.; FENN, R. C.; HONG, B. S.:
Enhanced sheet forming using real-time control of blankholder force. Sheet Metal (1992), Proceedings of the Conference of the Birmingham Polytechnic, Birmingham, 07.04.-09.04.1992, S. 249-258.

- /HÄUS00/ HÄUSSERMANN, M.:
Vielpunktziehtechnik – Möglichkeiten und Werkzeuggestaltung.
Konferenz-Einzelbericht: „Neuere Entwicklungen in der Blechumformung“, Fellbach bei Stuttgart, 23.05.-24.05.2000, S. 345-372.
- /HERM81/ HERMANN, H.:
Tiefziehen runder Teile mit starrem Niederhalter. Bänder Bleche Rohre, Band 2 (1981), Heft 6, S. 148-151.
- /HESB96/ HESBERG, U.:
Auslegung konischer Tiefziehteile mit elementaren Methoden.
Dissertation Universität Hannover, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 1: Konstruktionstechnik / Maschinenelemente, Nr. 261, Düsseldorf (1996).
- /HILB72/ HILBERT, H. L.:
Einfließwulste und Ziehstäbe in Stanzerei-Großwerkzeugen. Werkstatt und Betrieb, Jahrgang 105 (1972), Heft 6, S. 463-465.
- /HOHN99/ HOHNHAUS, J.:
Optimierung des Systems Vielpunktzieheinrichtung / Werkzeug.
Dissertation Universität Stuttgart, DGM Oberursel (1999).
- /KERG93/ KERGEN, R.:
Closed loop control of blankholder force based on deep drawing parameters: its laboratory and industrial applications. Konferenz-Einzelbericht: IDDRG Working Group Meeting, Linz, Austria (1993).
- /KERG96/ KERGEN, R.; DAUBY, B.; TRAVERSIN, M.:
Regelbare Niederhalter: Ein System, das eine unabhängige Regelung der Niederhalterkraft an verschiedenen Stellen des Niederhalters ermöglicht.
Konferenz-Einzelbericht: „Neuere Entwicklungen in der Blechumformung“, Fellbach bei Stuttgart, 07.05.-08.05.1996, S. 401-416.
- /KLOC98/ KLOCKE, F.:
Die Prozeßkette im Werkzeug- und Formenbau. VDI-Berichte, Band 1376 (1998), S. 1-34.
- /KLOS96/ KLOSE, L; BRÄUNLICH, H;
Vergleichende Untersuchungen zur Mehrpunktziehtechnik. Blech Rohre Profile, Band 43 (1996), Heft 10, S. 512-514.
- /KLUG94/ KLUGE, S.:
Werte ermittelt. Mindestschließkraft für Niederhalter beim Ziehen unregelmäßiger Blechteile mit Ziehstäben. Der Maschinenmarkt, Band 100 (1994), Heft 28, S. 28-34.

- /KÖST00/ KÖSTERS, R.:
Simulationsgestützte Ermittlung von Prozeßparametern für die Blechumformung. Dissertation Universität Hannover, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 2: Fertigungstechnik, Nr. 548, Düsseldorf (2000).
- /LEHM84/ LEHMANN, T.:
Elemente der Mechanik II – Elastostatik. Friedrich Vieweg & Sohn Verlagsgesellschaft mbH, Braunschweig (1984).
- /MANA87/ MANABE, K.; NISHIMURA, H.; HAMANO, H.:
An improvement in deep drawability of steel/plastic laminate sheets by control of blank holding force. Advanced Technology of Plasticity (1987), Proceedings of the 2nd International Conference on Technology of Plasticity, Stuttgart, 24.08.-28.08.1987, Band II, S. 1297-1304.
- /MEIE82/ MEIER, M.; REISSNER, J.:
Bildung und Verhinderung von Falten im Flansch eines Tiefziehteils. VDI-Berichte, Band 450 (1982), S. 173-179.
- /MEYE98/ MEYERHOFF, M.:
NC-Programmierung für das kraftgesteuerte Bandschleifen von Freiformflächen. Dissertation, Universität Hannover, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 2: Fertigungstechnik, Nr. 467, Düsseldorf (1998).
- /MICH95/ MICHLER, J. R.; WEINMANN, K. J.:
Variation of Friction in a Strip Test Apparatus with Controllable Drawbead Penetration. SAE, International Congress and Exposition, Detroit, Michigan, 27.02.-02.03.1995, S. 65-73.
- /MÜLL97/ MÜLLERSCHÖN, H.:
Beeinflussung des Werkstoffflusses beim Ziehen nicht-axialsymmetrischer Blechformteile durch Variation der Platinenbefettung. Dissertation, Universität Stuttgart, Stuttgart (1997).
- /MUST93/ MUSTAFA, A.; COREMANS, A.; KINZEL, G. J.; ALTAN, T.:
Improving drawability by using variable blank holder force and pressure in deep drawing of round and non-symmetric parts. SAE-Paper 930287 (1993).
- /N.N.99/ N.N.:
High-Speed-Tryout: Erste Tryout Presse einer neuen Dieffenbacher Baureihe in Betrieb genommen. Blech Rohre Profile, Heft 12 (1999), S. 26-28.
- /N.N.00/ N.N.:
Tuschieren leicht gemacht. Blech Rohre Profile, Heft 3 (2000), S. 36-38.

- /NAKA94/ NAKAGAWA, T.:
Neue Entwicklungen bei der Fertigung von Karosserieteilen. Blech Rohre Profile, Band 41 (1994), Heft 2, S. 100-103.
- /NEUG95/ NEUGEBAUER, R.; BRÄUNLICH, H.; KLOSE, L.:
Möglichkeiten und Einsatzgrenzen steuerbarer Vielpunktziehtechnik. Konferenz-Einzelbericht: „Sächsische Fachtagung Umformtechnik – Progressive Werkstoffumformung“, Band 2, Freiberg, 30.11.-01.12.1995.
- /NINF98/ NINFORGE, D.:
Improvement of Tailored Blank Stamping by using a Control and Localisation of the Blank-holder. Industriekolloquium des SFB 362 „Fertigen in Feinblech“, Clausthal-Zellerfeld, 10.12.-11.12.1998.
- /ODEL77/ ODELL, E. J.:
Analysis and design of a variable position minimum pressure blank-holder-system for axisymmetric deep drawing. Mach. Tool Des. Res. (1977) 17, S. 77-90.
- /OEHL60/ OEHLER, G.:
Der Einbau hydraulisch gesteuerter Druckelemente zur Veränderung des Ziehulstdruckes während der Blechumformung. Werkstatt und Betrieb, Band 93 (1960), Heft 5, S. 271-272.
- /OSAK95/ OSAKADA, K.; WANG, C. C.; MORI, K. I.:
Controlled FEM simulation for determining history of blank holding force in deep drawing. 45th General Assembly of CIRP, Enschede, NL, 21.08.-26.08.1995, CIRP Annals, Band 44/1, S. 243-246.
- /PAHL94/ PAHL, K.-J.:
Elastische Wechselwirkungen im Ziehapparat einfachwirkender Pressen. Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 2: Fertigungstechnik, Nr. 307, Düsseldorf (1994).
- /PAHL95-1/ PAHL, K.-J.; WAGENER, H. W.:
Der entkoppelte Blechhalter als Alternative zu aktiven Mehrpunkt-Ziehapparaten. Produktion und Management – wt, Band 85 (1995), Heft 6, S. 305-309.
- /PAHL95-2/ PAHL, K.-J.; WAGENER, H.-W.:
Versagensmechanismen beim Tiefziehen. Bänder Bleche Rohre, Heft 4 (1995), S. 26-32.

- /PAHL97/ PAHL, K.-J.:
New developments in multi-point die-cushion technology. 2nd
International Conference on Sheet Forming Technol., Columbus, USA,
Oct 9-11, 1996, Journal of Materials Processing Technology, Band 71
(1997), Heft 1, S. 168-173.
- /PAHL98-1/ PAHL, K.-J.:
Anpassungsfähige Vielpunkt-Blechaltereinheit. Werkstatt und Betrieb,
Jahrgang 131 (1998), Heft 10, S. 925-927.
- /PAHL98-2/ PAHL, K.-J.:
Ziehkissen für das Ziehen von Edelstahlspülen. Konferenz-Einzelbericht:
„Neuere Entwicklungen in der Blechumformung“, Stuttgart, DGM
Oberursel (1998).
- /PAUL00/ PAUL, A.:
(Neue) Entwicklungstendenzen im Werkzeugbau. Konferenz-
Einzelbericht: 7. Umformtechnisches Kolloquium Darmstadt (7. UKD),
14.03.-15.03.2000, Darmstadt, S. 161-186.
- /PETR92/ PETRI, H.:
*Stand und Ziele der wirtschaftlichen Blechumformung bei Großteilen mit
kleinen Losgrößen*. Tagungsband des DFB-Kolloquiums „Flexible
Blecbearbeitung“, 24.03.1992.
- /PETT91/ PETTER, W.; GEIST, G.; SCHLAG, A.:
*Energiesparende Zieheinrichtung mit prozeßgerechter
Mehrpunktsteuerung*. Konferenz-Einzelbericht: „Zieheinrichtungen
einfachwirkender Pressen für die Blechumformung“, Stuttgart, Hrsgb.
Siegert, K., DGM Oberursel (1991).
- /POSS98/ POSSEHN, T.:
*Segmentierte Niederhalter verhindern Risse - Werkzeugtechnische
Maßnahmen beim Ziehen von Tailored Blanks*. Industrieanzeiger, Band
120 (1998), Heft 29, S. 32-33.
- /RAGA84/ RAGAB, M. S.; SOMMER, N.:
Elastischer Niederhalter zum Tiefziehen im Anschlag. Bänder Bleche
Rohre, Band 25 (1984), Heft 10, Seite 255-258.
- /RAMB98/ RAMBKE, M.:
*Ermittlung von Zuschnittsgeometrien für Tiefziehteile mit elementaren
Methoden*. Dissertation, Universität Hannover, Fortschritt-Berichte VDI,
Reihe 2: Fertigungstechnik, Nr. 495, Düsseldorf (1998).

- /ROLL00/ ROLL, K.; ROHLER, M.:
Simulation der Rückfederung in der Blechumformung. Konferenz-Einzelbericht: 2. Industriekolloquium des SFB 362 „Fertigen in Feinblech“, Clausthal-Zellerfeld, 21.03.-22.03.2000.
- /ROME84/ ROMER, I.; FISCHER, F.; BREUN, F.:
Über den Einfluß eines variablen Niederhalterdruckes auf das Grenzziehverhältnis. Stahl und Eisen, Band 104 (1984), Heft 21, S. 1065-1072.
- /SCHA98/ SCHAAKE, R.-P.; VAN DER HEIDE, E.; HUIS INT VELD, A.-J.:
Tools for unlubricated sheet metal forming. Sheet Metal (1998), Proceedings of the 6th International Conference, Twente, NL, 06.04.-08.04.1998, S. 323-330.
- /SCHN89/ SCHNELL, W.; GROSS, D.; HAUGER, W.:
Technische Mechanik – Elastostatik. Springer-Verlag, Berlin – Heidelberg – New York (1989).
- /SCHN90/ SCHNEIDER, K.-J.:
Bautabellen. Werner-Verlag GmbH, 9. Auflage, Düsseldorf (1990).
- /SCHN91/ SCHNEIDER, F.:
Ausgeführte hydraulische Zieheinrichtungen der Fa. Schuler und Zielsetzungen für die Zukunft. Konferenz-Einzelbericht: „Zieheinrichtungen einfachwirkender Pressen für die Blechumformung“, Stuttgart, DGM Oberursel (1991).
- /SCHN92/ SCHNEIDER D.; PRANGE, W.:
Tailored Blanks – Ein neuer Konstruktionswerkstoff. Thyssen Technische Berichte, Heft 1 (1992), S. 97-106.
- /SCHU96/ N.N.:
Handbuch der Umformtechnik. Springer Verlag, Berlin – Heidelberg – New York (1996).
- /SCHU97/ SCHULZ, E.:
Leichtbau von Fahrzeugen mit innovativen Stählen. Stahl und Eisen, Band 117 (1997), Heft 10, S. 37-46.
- /SCHU99/ SCHULTE, S.:
Umformsimulation als fester Bestandteil des Produktentstehungsprozesses bei Audi. Konferenz-Einzelbericht: 16. Umformtechnisches Kolloquium Hannover (16. UKH), Hannover, 25.02.-26.02.1999, S. 263-277.

- /SENI56/ SENIOR, B. W.:
Flange wrinkling in deep drawing operations. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Band 4 (1956), S. 235-246.
- /SHUL96/ SHULKIN, L.; ET. AL.:
Elastic deflection of the blank holder in deep drawing of sheet metal. Journal of Materials Processing Technology, Band 59 (1996), Heft 1-2, S. 34-40.
- /SIEB53/ SIEBEL, E.:
Über die Faltenbildung beim Tiefziehen. Mitteilungen für die Mitglieder der Forschungsgesellschaft Blechverarbeitung Nr. 4 (1953).
- /SIEB54/ SIEBEL, E.:
Der Niederhalterdruck beim Tiefziehen. Stahl und Eisen, Band 74 (1954), S. 155-158.
- /SIEG91/ SIEGERT, K.; KLAMSER, M.:
Hydraulische Vielpunkt-Zieheinrichtungen im Pressentisch einfachwirkender Pressen. Konferenz-Einzelbericht: „Zieheinrichtungen einfachwirkender Pressen für die Blechumformung“, Stuttgart, DGM Oberursel (1991).
- /SIEG95/ SIEGERT, K.; DANNENMANN, E.; WAGNER, S.; GALÖAIKO, A.:
Closed-Loop control system for blank holder forces in deep drawing. CIRP Annals, Band 44/1 (1995).
- /SIEG97/ SIEGERT, K.; KNABE, E.; POSSEHN, T.; GLASBRENNER, B.:
Optimieren des Ziehvorgangs beim Umformen geschweißter Bleche (Tailored Blanks). Werkstattstechnik, Band 87 (1997), S. 304 – 309.
- /SIEG98-1/ SIEGERT, K.; HOHNHAUS, J.:
Analyse und Optimierung des Systems Zieheinrichtung / Werkzeug. Blech Rohre Profile, Band 45 (1998), Heft 4, S. 58-61.
- /SIEG98-2/ SIEGERT, K.; WAGNER, S.:
Stand der Technik und Trends in der Blechbearbeitung. VDI-Berichte, Band 1431 (1998), S. 1-35.
- /SIEG98-3/ SIEGERT, K.; HOHNHAUS, J.; WAGNER, S.:
Combination of hydraulic multipoint cushion system and segment-elastic blankholders. SAE-Paper 980077 (1998), S. 31-40.
- /SIEG00/ SIEGERT, K.; ET. AL.:
Tendencies in presses and dies for sheet metal forming processes. Journal of Materials Processing Technology, Band 98 (2000), Heft 2, S. 259-264.

- /SOMM86/ SOMMER, N.:
Niederhalterdruck und Gestaltung des Niederhalters beim Tiefziehen von Feinblechen. Dissertation, Universität Hannover, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 2: Fertigungstechnik, Nr. 115, Düsseldorf (1986).
- /STOC96/ STOCK, G.:
Alternative Verfahren zur Verbesserung der Tiefziehergebnisse auf einfachwirkenden Pressen. Dissertation, Universität Hannover, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 2: Fertigungstechnik, Nr. 380, Düsseldorf (1996).
- /STOC97/ STOCK, G.; SCHULZ-MARNER, H.:
Untersuchungen und Ergebnisse beim Tiefziehen mit unterschiedlichen Niederhalterbauformen. Bänder Bleche Rohre, Heft 4 (1997), S. 16-23.
- /STOC99/ STOCK, G.:
Berechnung des spezifischen Anfangs-Niederhalterdrucks für rotationssymmetrische Ziehteile. Blech Rohre Profile, Heft 3 (1999), S. 44-47.
- /STOR88/ STORY, M.; TRAGESER, A. B.; SMITH, G. L.:
Blankholder for a draw press. United States Patent, Nr.: 4,745,792 vom 24.5.1988, Aluminium Company of America, Pittsburgh, Penns./USA.
- /STRA82/ STRACKERJAHN, W.:
Die Voraussage des Versagensfalls beim Tiefziehen rechteckiger Teile. Dissertation, Universität Hannover, Hannover (1982).
- /SZAB77/ SZABÓ, I.:
Höhere Technische Mechanik. Springer Verlag, Berlin – Heidelberg – New York (1977).
- /THOM91/ THOMS, V.:
Anforderungen an die Umformstufe der Maschinen in der Blechumformung (speziell Karosseriebau). Konferenz-Einzelbericht: „Zieheinrichtungen einfachwirkender Pressen für die Blechumformung“, Stuttgart, DGM Oberursel (1991).
- /THOM93/ THOMS, V.:
Adaptation of tool systems for sheet forming to the forming machine. Blech Rohre Profile 40 (1993) 5, S. 375-378.
- /THOM94/ THOMS, V.:
Blechumformung im Hinblick auf Presse, Werkzeug, Werkstückwerkstoffen und –schmierung. Blech Rohre Profile, Band 41 (1994), Heft 12, S. 838-842.

- /THOM96/ THOMS, V.:
Gedanken zur Produktion großflächiger Karosseriebauteile. Konferenz-Einzelbericht: „Neuere Entwicklungen in der Blechumformung“, Stuttgart, DGM Oberursel (1996).
- /THOM98-1/ THOMAS, W.; ALTAN, T.:
Application of computer modelling in part, die, and process design for manufacturing of automotive stampings. Steel research, Band 69 (1998), Heft 4/5, S. 181-187.
- /THOM98-2/ THOMS, V.; NEUGEBAUER, R.; KLOSE, L.:
Die Fertigung komplexer und genauer Preßteile durch konventionelles Tiefziehen. Stahl und Eisen, Band 118 (1998), Heft 6, S. 89-94.
- /TÖNS96/ TÖNSHOFF, H. K.; MEYERHOFF, M.:
Werkzeug- und Formenbau im internationalen Vergleich. Blech Rohre Profile, Band 43 (1996), Heft 9, S. 424-428.
- /TRAV95/ TRAVERSIN, M.; KERGEN, R.:
Closed Loop Control of the blank-holder force in deep drawing. Journal of Materials Processing Technology, Band 50 (1995), S. 306-317.
- /VDI 3141/ N.N.:
VDI 3141 - Ziehen über Wülste. VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf (1990).
- /VETT96/ VETTER, J.; KNAUP, R.; DWULETZKI, H.; SCHNEIDER, E.; VOGLER, S.:
Hard coatings for lubrication reduction in metal forming. Surface and Coatings Technology, Band 86-87 (1996), Heft 1- 3, S. 739-747.
- /VOEL97/ VOELKNER, W.; SÖRGEL, H.:
Einfluß von Ziehstabgeometrie und Niederhalterkraft auf die Bremswirkung beim Tiefziehen. Maschinenmarkt, Band 103 (1997), Heft 47, S. 30-35.
- /WANG94-1/ WANG, C. T.; KINZEL, G.; ALTAN, T.:
Wrinkling criterion for an anisotropic shell with compound curvatures in sheet forming. International Journal of Mechanical Sciences, Band 36 (1994), Heft 10, S. 945-960.
- /WANG94-2/ WANG-YU, W.; MAJLESSI, S. A.:
The effects of variable blank holder force on the strain path in deep drawing process. Konferenz-Einzelbericht: NAMRC 22, Transactions of the North American Manuf. Res. Inst. of SME, Evanston, USA, 25.05.-27.05.1994.

- /WITT80/ WITTHÜSER, K.-P.:
Untersuchung von Prüfverfahren zur Beurteilung der Reibungsverhältnisse beim Tiefziehen. Dissertation, Universität Hannover, Hannover (1980).
- /YOSH78/ Yoshida, K.; Miyauchi, K.; Hayashi, H.; Kuriyama, S.:
Flange behaviour analysis in sheet metal forming of complex geometry. International Deep Drawing Research Group IDDRG (1978),
Proceedings of the 10th Biennial Congress, University of Warwick, GB,
17.04.-21.04.1978.
- /YOSS92/ YOSSFON, S.; SWEENEY, K.; AHMETOGLU, M.; ALTAN, T.:
On the acceptable blank-holder force range in the deep-drawing process.
Journal of Materials Processing Technology, Band 33 (1992), Heft 1-2,
S. 175-194.
- /ZEID94/ ZEIDLER, R; PETTER, W; MÜLLER, M:
Einfluß der Pressengestaltung auf die Ziehtechnik. Konferenz-
Einzelbericht: „Innovationspotential Umformtechnik“, 1. Sächsische
Fachtagung Umformtechnik, Chemnitz, 24.11.-25.11.1994.
- /ZHAR92/ ZHARKOV, V. A.:
Differenzierter Blechandruck beim Tiefziehen. Bänder Bleche Rohre,
Heft 9 (1992), S. 30 – 32.
- /ZÜNK73/ ZÜNKLER, B.:
Der Einfluß der Werkstoffverfestigung auf die Ziehkraft und das Grenzziehverhältnis beim Tiefziehen. Blech Rohre Profile, Band 20
(1973), Heft 9, S. 343-246.
- /ZÜNK85/ ZÜNKLER, B.:
Zur Problematik des Blechhalterdrucks beim Tiefziehen. Blech Rohre
Profile, Band 32 (1985), Heft 7, S. 323-326.

Anhang

Anhang A-1: Technische Daten der hydraulischen Ziehpresse vom Typ HPDZb 63

<i>Technische Daten der hydraulischen Ziehpresse HPDZb 63</i>		
Stößel:	Druckkraft:	63 - 630 kN
	Rückzugkraft:	100 kN
	Hub:	500 mm
	Hubgeschwindigkeit:	ab: 410 mm/s Last: 0 - 90 mm/s auf: 300 mm/s
Ziehkissen:	Druckkraft:	40 - 400 kN
	Hub:	250 mm
Schnittschlagdämpfung:	Dämpfkraft:	630 kN
	Dämpfhub:	15 mm
Werkzeugeinbauraum:	Einbauhöhe:	800 mm
	Tischabmessung:	800 mm x 800 mm

Anhang A-2: Für die Versuchsreihen „passiv elastische Niederhalter“ eingesetzte Blechwerkstoffe sowie deren mechanische Kennwerte aus dem einachsigen Zugversuch nach /EN 10002/ und /EN 10130/

		<i>DC04</i>		<i>H340</i>		<i>AlMg4.5Mn0.4</i>	
Blechdicke s_0 in mm		0,8	1,0	0,8	1,0	0,8	1,0
Zugfestigkeit R_m in MPa	(0°)	289	292	463	452	279	281
	(45°)	304	308	452	445	264	268
	(90°)	296	292	464	466	274	269
Dehngrenze $R_{p0,2}$ in MPa	(0°)	164	172	339	341	141	142
	(45°)	178	189	348	356	140	139
	(90°)	176	184	341	382	139	141
Gleichmaßdehnung A_g in %	(0°)	21,6	22,8	16,1	16,2	20,9	20,9
	(45°)	20,9	20,6	16,0	16,0	20,3	20,7
	(90°)	21,8	21,8	16,2	15,8	20,9	21,9
Bruchdehnung A_{80} in %	(0°)	36,4	38,4	24,8	25,1	21,4	21,7
	(45°)	33,7	34,5	25,4	26,6	24,8	25,6
	(90°)	36,8	37,8	24,9	24,9	21,8	23,1
Verfestigungsexponent n	(0°)	0,25	0,26	0,18	0,17	0,33	0,34
	(45°)	0,24	0,25	0,17	0,16	0,34	0,34
	(90°)	0,25	0,25	0,17	0,16	0,33	0,33
Senkrechte Anisotropie r	(0°)	1,94	1,96	0,69	0,67	0,63	0,65
	(45°)	1,37	1,39	1,17	1,19	1,01	1,00
	(90°)	2,21	2,23	0,89	1,02	0,66	0,67

Anhang A-3: Für die Versuchsreihen „aktiv elastischer Niederhalter“ eingesetzte Blechwerkstoffe sowie deren mechanische Kennwerte aus dem einachsigen Zugversuch nach /EN 10002/ und /EN 10130/

		<i>DC05</i>	<i>H340</i>	<i>H420</i>	<i>DP600</i>
Blechdicke s_0 in mm		1,0	1,0	1,0	1,0
Zugfestigkeit R_m in MPa	(0°)	313	452	536	566
	(45°)	327	445	517	572
	(90°)	312	466	546	595
Dehngrenze $R_{p0,2}$ in MPa	(0°)	196	341	428	352
	(45°)	212	356	441	364
	(90°)	194	382	465	377
Gleichmaßdehnung A_g in %	(0°)	24	16	15	17
	(45°)	21	16	15	19
	(90°)	21	16	14	17
Bruchdehnung A_{80} in %	(0°)	41	25	23	26
	(45°)	37	27	27	28
	(90°)	37	25	23	25
Verfestigungsexponent n	(0°)	0,21	0,17	0,16	0,18
	(45°)	0,18	0,16	0,14	0,18
	(90°)	0,21	0,16	0,13	0,18
Senkrechte Anisotropie r	(0°)	2,07	0,67	0,91	0,60
	(45°)	1,54	1,19	1,47	0,95
	(90°)	2,36	1,02	1,17	0,79

Anhang A-4: Werkstoffspezifische Niederhalterkräfteinstellung für die Ermittlung rückfederungsbedingter Maß- und Formabweichungen am rechteckigen Ziehteil (150 mm x 300 mm) beim Tiefziehen mit starrem, passiv elastischem und aktiv elastischem Niederhalter; Ziehtiefe $h = 60 \text{ mm}$; Ziehverhältnis $\beta_{p0} = konst. = 1,57$

Zylinderkraft	DC05			H340			H420			DD58X		
	starr	passiv elastisch	aktiv elastisch	starr	passiv elastisch	aktiv elastisch	starr	passiv elastisch	aktiv elastisch	starr	passiv elastisch	aktiv elastisch
F_1 [kN]	15,7	15,7	19,6	27,5	27,5	34,4	35,3	35,3	44,2	43,2	43,2	54,0
F_2 [kN]	15,7	15,7	12,6	27,5	27,5	22,0	35,3	35,3	28,2	43,2	43,2	34,6
F_3 [kN]	15,7	15,7	18,0	27,5	27,5	31,6	35,3	35,3	40,6	43,2	43,2	49,7
F_4 [kN]	15,7	15,7	12,6	27,5	27,5	22,0	35,3	35,3	28,2	43,2	43,2	34,6
F_5 [kN]	15,7	15,7	19,6	27,5	27,5	34,4	35,3	35,3	44,2	43,2	43,2	54,0
F_6 [kN]	15,7	15,7	12,6	27,5	27,5	22,0	35,3	35,3	28,2	43,2	43,2	34,6
F_7 [kN]	15,7	15,7	18,0	27,5	27,5	31,6	35,3	35,3	40,6	43,2	43,2	49,7
F_8 [kN]	15,7	15,7	12,6	27,5	27,5	22,0	35,3	35,3	28,2	43,2	43,2	34,6
F_{ges} [kN]	125,6	125,6	125,6	220,0	220,0	220,0	282,4	282,4	282,4	345,6	345,6	345,6

