

Entwicklung einer Simulationsmethode zur zeiteffizienten Berechnung von Tiefziehprozessen

Von der Fakultät Maschinenbau
der Technischen Universität Dortmund
zur Erlangung des Grades
Doktor-Ingenieur
genehmigte Dissertation

von
Dipl.-Ing. Tim Cwiekala
aus
Hagen
2011

Berichter

Prof. Dr.-Ing. A. Brosius

Prof. Dr.-Ing. W. Volk

Mitberichter

Prof. Dr.-Ing. A. E. Tekkaya

Tag der mündlichen Prüfung

18. November 2011

Dortmunder Umformtechnik

Tim Cwiekala

**Entwicklung einer Simulationsmethode zur
zeiteffizienten Berechnung von Tiefziehprozessen**

D 290 (Diss. Technische Universität Dortmund)

Shaker Verlag
Aachen 2012

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

Zugl.: Dortmund, Technische Univ., Diss., 2011

Copyright Shaker Verlag 2012

Alle Rechte, auch das des auszugsweisen Nachdruckes, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe, der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und der Übersetzung, vorbehalten.

Printed in Germany.

ISBN 978-3-8440-0701-5

ISSN 1619-6317

Shaker Verlag GmbH • Postfach 101818 • 52018 Aachen

Telefon: 02407 / 95 96 - 0 • Telefax: 02407 / 95 96 - 9

Internet: www.shaker.de • E-Mail: info@shaker.de

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Umformtechnik und Leichtbau der Technischen Universität Dortmund.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Alexander Brosius und Herrn Prof. A. Erman Tekkaya, die mir die Möglichkeit zur Durchführung dieser Arbeit gegeben haben und mich durch ihr Vertrauen und ihr Fachwissen unterstützt haben. Ebenso danke ich Herrn Prof. Wolfram Volk für die Übernahme des Koreferats und die aufmerksame Durchsicht meiner Arbeit.

Darüber hinaus möchte ich mich ganz herzlich bei allen Mitarbeitern des Instituts und meinen studentischen Hilfskräften bedanken, die durch ihre Hilfsbereitschaft, durch ihre tatkräftige Unterstützung und durch die angenehme Arbeitsatmosphäre zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben. Insbesondere danke ich den Herren Trompeter, Gössling, Witulski, Yin und Güner für ihre fachliche Unterstützung, den Herren Herdt, Wornalkiewicz, Feurer, Hoffmann und Volk für ihre Hilfe bei den experimentellen Untersuchungen und Frau Ulm-Brandt für die sorgfältige Korrektur dieser Arbeit.

Nicht zuletzt danke ich von ganzem Herzen meiner Familie und meiner Frau Julia, die mir immer zur Seite standen und mich in vielfältiger Weise unterstützt haben.

Dortmund, Dezember 2011

TIM CWIEKALA

Inhalt

Formelzeichen	iii
1 Einleitung	1
2 Stand der Technik	3
2.1 Grundlagen des Tiefziehens	3
2.2 Analytische Berechnungsverfahren	7
2.2.1 Membrantheorie	7
2.2.2 Berechnung rotationssymmetrischer Napfe	10
2.2.3 Radialschnittverfahren	12
2.2.4 Gleitlinientheorie.....	13
2.2.5 Schrankenmethode	18
2.2.1 Sonstige analytische Methoden	19
2.3 Schnelle Numerische Berechnungsverfahren	19
2.3.1 Numerische Einschrittlosler	20
2.3.2 Numerische Mehrschrittlosler	21
3 Zielsetzung & Vorgehensweise	23
4 Modellierung rotationssymmetrischer Prozesse	25
4.1 Geometrieabwicklung.....	25
4.2 Zugspannungsberechnung	29
4.2.1 Ideelle Umformkraft.....	30
4.2.2 Biegekraft	33
4.2.3 Reibkraft.....	38
4.3 Blechdickenberechnung.....	40
4.3.1 Blechdickenanderung – zweiachsiger Zug.....	40
4.3.1 Blechdickenanderung – Zug-Druck	42
4.3.2 Blechdickenanderung – Zug-Biegung.....	45
4.4 Mehrschrittansatz.....	51
4.4.1 Erzeugung der Zwischengeometrien	51
4.4.2 Berechnungsablauf	54
5 Verifikation der rotationssymmetrischen Modellierung	55
5.1 Berechnung des Tiefziehprozesses	55
5.2 Analyse der Berechnungsgeschwindigkeit	67
6 Modellierung dreidimensionaler Prozesse	69
6.1 Schnittlinienansatz.....	69

6.2	Fließfeldkonstruktion aus einem Gleitlinienfeld	70
6.3	Feldkonstruktion mithilfe von Ansatzfunktionen.....	77
7	Verifikation der 3D-Modellierung.....	85
7.1	Genauigkeit der Prozessberechnung.....	85
7.2	Vor- und Nachteile gegenüber numerischen Einschrittlösern.....	94
7.3	Analyse der Berechnungsgeschwindigkeit.....	96
8	Anwendungsmöglichkeiten.....	99
8.1	Sensitivitätsanalyse 2D.....	99
8.2	Prozessoptimierung 3D.....	101
8.3	Sensitivitätsanalyse 3D.....	104
8.4	Adaption künstlicher neuronaler Netze	105
9	Zusammenfassung und Ausblick	109
9.1	Zusammenfassung	109
9.2	Ausblick.....	110
10	Literatur.....	112

Formelzeichen

a	Skalierungsparameter einer logarithmischen Spirale
A	Elementfläche quer zur Umfangsrichtung
$ABCD$	Gleitlinienmasche
b	Steigungsparameter einer logarithmischen Spirale
c_1, c_2, c_3, c_4	Konstanten entlang der Gleitlinien
\mathbf{C}	Cauchy-Green'scher Deformationstensor
d_{Fl}	Flanschbreite
D_1	Napfdurchmesser
D_2	Flanschdurchmesser
E	Elastizitätsmodul
F_b	Biegekraft
F_{ext}	Äußere Knotenkräfte
F_{int}	Innere Knotenkräfte
F_{id}	Ideelle Umformkraft
F_{NH}	Niederhalterkraft
F_{RN}	Reibkraft zwischen Niederhalter und Matrize
F_{RZ}	Reibkraft am Werkzeugradius
F_{total}	Gesamtzugkraft entlang der Schnittlinie
h	Verschiebung der neutralen Faser beim Biegen
h_G	Koordinate einer Gleitlinienschar
I	Äußere Leistung
I^*	Abgeschätzte äußere Leistung
J	Innere Leistung
J^*	Abgeschätzte innere Leistung
k_f	Fließspannung
k_{fm}	Mittlere Fließspannung
$k_{f,\text{Tresca}}$	Fließspannung nach Tresca
K	Steifigkeitsmatrix
K_L	Werkstoffkonstante (linearisierte Fließkurve)
K_S	Werkstoffkonstante (Swift-Fließkurve)
L	Länge eines Schnittlinienelements
L_1	Geradenlänge eines Fließfeldsegments
L_2	Krümmungslänge eines Fließfeldsegments
n	Werkstoffkonstante (Swift-Fließkurve)
n_I	Anzahl der Schnittlinienknoten
n_{II}	Anzahl der Berechnungsschritte
p	Druck
p_1	Parameter der lokalen Ansatzfunktion
p_2, p_3	Parameter der globalen Ansatzfunktion
P	Knotenposition
P^*	Abgeschätzte Knotenposition
r	Radiale Koordinate
r_1	Stempelkantenradius
r_2	Ziehkantenradius
r_b	Biegeradius
r_u	Flanschradius
r_{u0}	Flanschradius im unverformten Blech
\bar{r}	Senkrechter Anisotropiewert

r_ϕ	Radius in Meridianrichtung
r_θ	Radius in Umfangsrichtung
R	Eckenradius der Bauteilgeometrie
R_0	Krümmungsradius einer logarithmischen Spirale
R_G	Abstand im Gleitlinienfeld bis zur Hauptlinie
s	Blechdicke
s_0	Ausgangsblechdicke
s_1	1. Richtung maximaler Schubspannung
s_2	2. Richtung maximaler Schubspannung
S	Seitenlänge der Napfgeometrie
T_f	Auf die Blechdicke bezogene Fließspannung
T_ϕ	Auf die Blechdicke bezogene Spannung in Meridianrichtung
T_θ	Auf die Blechdicke bezogene Spannung in Umfangsrichtung
u	Knotenverschiebung
v	Geschwindigkeit
V	Elementvolumen
V_0	Elementvolumen in der Platinengeometrie
w	Elementbreite
w_0	Fließkanalbreite an der Ziehkante
w_1	Fließkanalbreite an der Position ζ_1
x	Koordinate des globalen Koordinatensystems in Schnittlinienebene
x_0	Koordinate der Platinengeometrie
\mathbf{X}	Deformationsgradient
y	Koordinate des globalen Koordinatensystems in Schnittlinienebene
Z	Ziehtiefe
α	Spannungsverhältnis im ebenen Spannungszustand
α_b	Biegewinkel
α_P	Winkel zwischen einem Schnittlinienelement und der x -Achse
α_R	Eckenwinkel der Bauteilgeometrie
α_S	Winkelkoordinate einer logarithmischen Spirale
β	Formänderungsverhältnis im ebenen Spannungszustand
β_S	Steigungswinkel einer logarithmischen Spirale
γ	Elementscherung im Fließfeld
δW	Virtuelle Arbeit
δW_{ext}	Äußere virtuelle Arbeit
δW_{int}	Innere virtuelle Arbeit
δu_0	Virtuelle Verschiebung vor der Biegung
δu_1	Virtuelle Verschiebung hinter der Biegung
ΔF_b	Änderung der Biegekraft
ΔF_{id}	Änderung der ideellen Umformkraft
ΔF_{RN}	Änderung der Reibkraft zwischen Niederhalter und Matrize
ΔF_{RZ}	Änderung der Reibkraft am Werkzeugradius
Δw	Änderung der Elementbreite
Δs	Änderung der Blechdicke
$\Delta \alpha_b$	Änderung des Biegewinkels
θ	Koordinate des lokalen Schnittlinien-Koordinatensystems
η	Koordinate des Fließfeld-Koordinatensystems
η_S	Normalenwinkel einer logarithmischen Spirale
κ_w	Werkzeugkrümmung entlang der Schnittlinienkontur
κ	Krümmung der Ziehkantenkontur
$\lambda_{1,2}$	Hauptstreckungen bei ebener Formänderung

λ_{ξ}	Radiale Elementstreckung im Fließfeld
μ	Reibkoeffizient
ν	Querkontraktionszahl
ξ	Koordinate des Fließfeld-Koordinatensystems
ξ_1	Position der globalen Ansatzfunktion im Fließfeld
σ	Spannung
σ_0	Werkstoffkonstante (linearisierte Fließkurve)
σ_m	Mittlere Spannung im Mohrschen Spannungskreis
σ_v	Vergleichsspannung
σ_{vor}	Vorspannung
σ_x	Spannung in x -Richtung
σ_y	Spannung in y -Richtung
σ_{ϕ}	Spannung in Meridianrichtung
σ_{θ}	Spannung in Umfangsrichtung
σ_{ψ}	Spannung in Blechdickenrichtung
τ_{xy}	Schubspannung in der x - y -Ebene
φ	Umformgrad
φ_0	Werkstoffkonstante (Swift-Fließkurve)
φ_v	Vergleichsumformgrad
φ_{total}	Gesamtblechdickenänderung
φ_{ZB}	Blechdickenänderung durch Zug-Biege Umformung
$\varphi_{ZB,korr}$	Korrekturumformgrad für die Zug-Biege Umformung
φ_{ZD}	Blechdickenänderung durch Zug-Druck Umformung
φ_{ZZ}	Blechdickenänderung durch zweiachsige Zug Umformung
φ_{ϕ}	Umformgrad in Meridianrichtung
φ_{θ}	Umformgrad in Umfangsrichtung
φ_{ψ}	Umformgrad in Blechdickenrichtung
ψ	Koordinate des lokalen Schnittlinien-Koordinatensystems
\mathcal{I}	Winkel zwischen x - y -System und Richtung maximaler Schubspannung
ϕ	Koordinate des lokalen Schnittlinien-Koordinatensystems

1 Einleitung

In dieser Arbeit wird die Entwicklung einer Simulationsmethode für Tiefziehprozesse beschrieben, die sehr kurze Rechenzeiten ermöglicht und dabei trotzdem alle wesentlichen Einflussfaktoren berücksichtigt, sodass die Formänderungsverteilungen im Bauteil mit guter Genauigkeit vorhergesagt werden können.

In der industriellen Praxis kommt es beim Tiefziehen üblicherweise zu Schwankungen diverser Einflussgrößen, die unter Umständen auch zur Produktion von Ausschuss führen (Schleich et al., 2008). So können sich neben dem chargenabhängigen Werkstoffverhalten beispielsweise auch verschiedene Geometrieparameter mit zunehmendem Werkzeugverschleiß ändern. Zusätzlich ist zu beachten, dass alle Einflussgrößen im realen Prozess von den in der Prozessauslegung zugrunde gelegten Größen abweichen, sei es durch Vereinfachungen in der Modellierung oder durch Fertigungstoleranzen. Werden diese Abweichungen nicht durch eine ausreichend robuste Prozessauslegung berücksichtigt, kann sich dies negativ auf die Bauteilqualität auswirken, sodass entweder entsprechend viel Ausschuss produziert wird oder die Werkzeuge überarbeitet werden müssen. Beides ist aus wirtschaftlichen Aspekten zu vermeiden. Um die Prozessauslegung möglichst robust zu gestalten, ist eine diesbezügliche Optimierung aller Einflussgrößen anzustreben. Die inkrementelle Finite Elemente Methode (FEM) ist aufgrund des erforderlichen Rechenaufwands für eine solch umfangreiche Optimierung nicht geeignet, sodass eine Optimierung in der Prozessauslegung in der Regel auf wenige Parameter beschränkt bleibt (Gantar et al. 2005). Zwar gibt es schnellere Simulationsmethoden, diese ermöglichen aufgrund von Vereinfachungen und Vernachlässigungen bestimmter Effekte jedoch nur eine sehr eingeschränkte Optimierung des Tiefziehprozesses. Eine weitere Möglichkeit zur Berücksichtigung schwankender Einflussgrößen ist eine Prozessregelung, die die auftretenden Schwankungen entsprechend kompensiert. Doch auch für diese Anwendung sind bestehende Berechnungsmethoden nicht geeignet, da sie entweder zu langsam oder zu ungenau sind.

In der vorliegenden Arbeit wird durch eine gezielte Kombination und Erweiterung analytischer Berechnungsansätze, eine Simulationsmethode entwickelt, die einerseits eine sehr schnelle Berechnung ermöglicht, andererseits aber alle wichtigen Einflussgrößen berücksichtigt. Dazu wird nach einem Überblick über den Stand der Technik und einer detaillierten Formulierung der Zielsetzung zunächst in Kapitel 4 und 5 eine entsprechende Berechnungsmethode für rotationssymmetrische Prozesse beschrieben und anhand von FE-Simulationen und experimentell ermittelten Referenzergebnissen verifiziert. In den Kapiteln 6 und 7 wird eine weiterführende Methodik entwickelt, um diese Simulationsmethode auf dreidimensionale Bauteilgeometrien zu übertragen. Auch dabei erfolgt eine anschließende Verifikation der entwickelten Berechnungsmethodik durch den Vergleich mit experimentell und numerisch erzeugten Referenzlösungen. Vor der

abschließenden Zusammenfassung werden in Kapitel 8 anhand einiger Beispiele verschiedene Anwendungsmöglichkeiten für die entwickelte Simulationsmethode gezeigt.

2 Stand der Technik

In diesem Kapitel wird nach einer Zusammenfassung der Grundlagen des Tiefziehens ein Überblick über bestehende Ansätze zur Berechnung von Tiefziehprozessen gegeben, die deutliche Geschwindigkeitsvorteile gegenüber der inkrementellen Finite Elemente Methode haben.

2.1 Grundlagen des Tiefziehens

Nach DIN8582 wird das Tiefziehen dem Verfahren Zugdruckumformen zugeordnet (siehe Abbildung 1). DIN8584-3 definiert Tiefziehen als das Zugdruckumformen eines Blechzuschnitts (auch Ronde, Folie, Platte, Tafel oder Platine genannt) in einen einseitig offenen Hohlkörper oder eines vorgezogenen Hohlkörpers in einen solchen mit geringerem Querschnitt ohne gewollte Veränderung der Blechdicke.

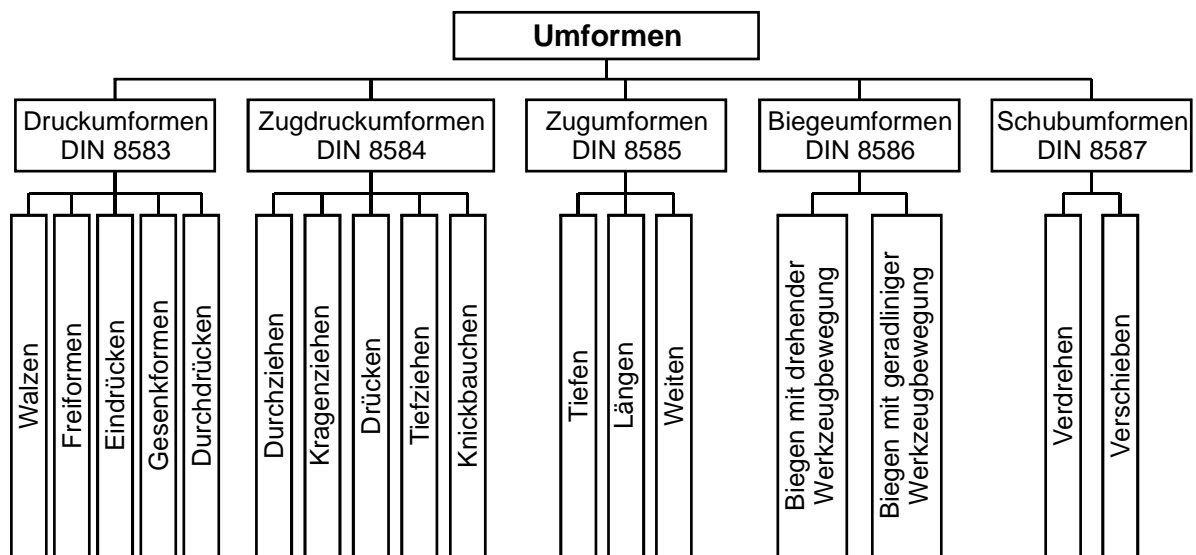


Abbildung 1: Einteilung der Umformverfahren nach DIN8582.

Das Tiefziehen zählt zu den wichtigsten Blechumformverfahren und wird in der Massenfertigung beispielsweise von Automobilkarosserien oder in der Verpackungsindustrie, aber auch für Kleinserien eingesetzt.

Beim Tiefziehen wird ein Werkzeugsystem bestehend aus Stempel, Matrize und Niederhalter verwendet, wobei der Stempel eine Blechplatte durch die Öffnung der Matrize zieht. Das Blech fließt dabei aus dem Flansch nach. Gleichzeitig soll durch den Druck des Niederhalters gewährleistet werden, dass beim Nachfließen keine Falten im Blech entstehen. Abbildung 2 zeigt das entsprechende Werkzeugsystem am Beispiel eines rotationssymmetrischen Tiefziehprozesses.

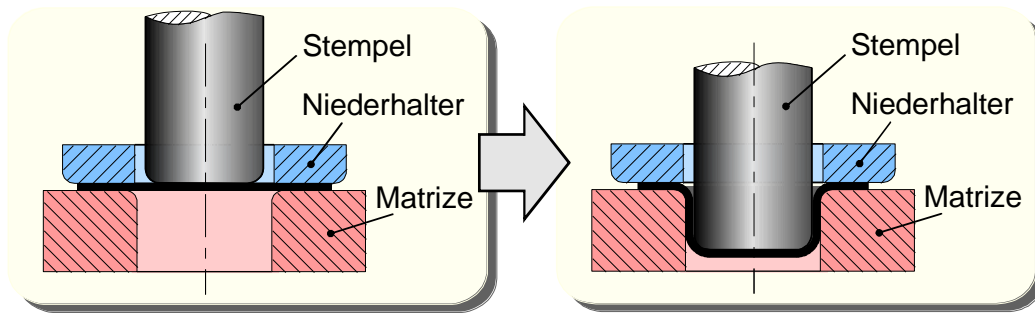


Abbildung 2: Tiefziehen eines rotationssymmetrischen Napfs.

Die Hauptumformzone bei einem solchen Tiefziehprozess liegt im Flansch des Bauteils, der durch eine Zug-Druck-Beanspruchung in Richtung des Ziehspalts gezogen wird. In anderen Bereichen des Bauteils treten dagegen Spannungszustände auf, die anderen Umformverfahren zuzuordnen sind. So kommt es im Boden des Napfs zu einer zweiachsigen Zugbelastung, am Stempelkantenradius und am Ziehkantenradius treten Biegebelastungen auf. Abbildung 3 zeigt die verschiedenen Beanspruchungsarten, die im rotationssymmetrischen Napf auftreten.

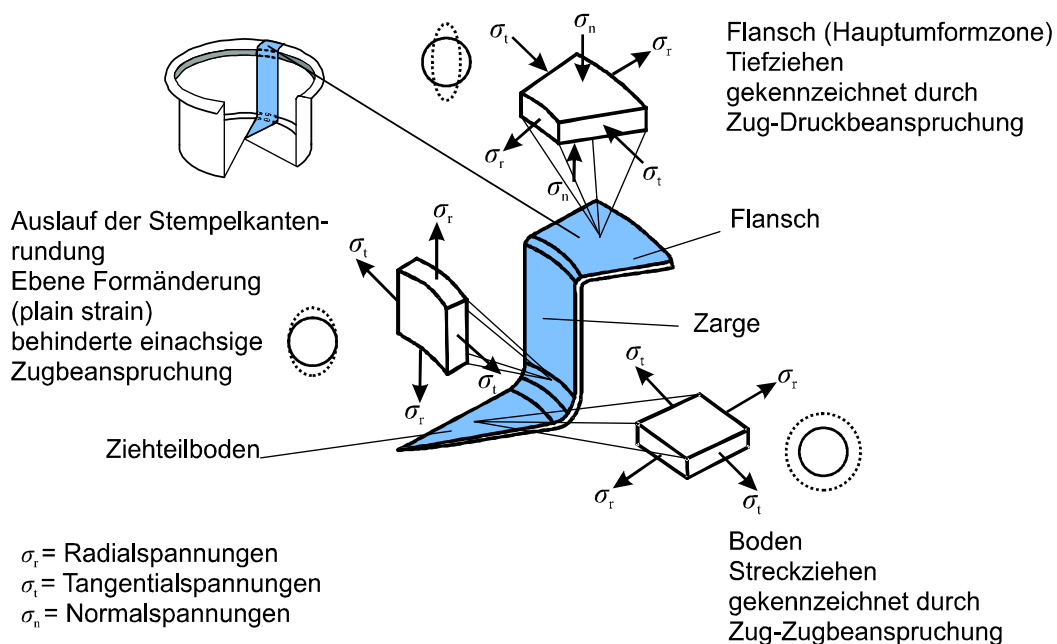


Abbildung 3: Beanspruchungen beim Tiefziehen (Simon, 1989).

Da die lokalen Spannungen beim Tiefziehen in der Regel nicht messbar sind, werden zur Prozessanalyse meist die Formänderungen untersucht. Üblicherweise wird zur Messung der lokalen Formänderungen in der Blechumformung die Messrastertechnik eingesetzt (Abbildung 4), dabei wird vor der Umformung ein Raster auf das Blech aufgebracht. Nach der Umformung werden die lokalen Deformationen des Rasters durch optische Messungen

erfasst und in die entsprechenden Formänderungen umgerechnet. Hierbei kommen digital-optische Mess-Systeme zum Einsatz, die das Raster mit Kameras aufnehmen und mit einer entsprechenden Bildverarbeitung auswerten, wie beispielsweise das Messsystem Argus der Firma GOM (Friebe und Galanulis, 2003). Als Raster werden normalerweise Punkt- oder Linienraster eingesetzt, aber auch die Verwendung stochastischer Raster ist möglich, wie beispielsweise beim Aramis-System der Firma GOM zur Echtzeit-Dehnungsmessung.

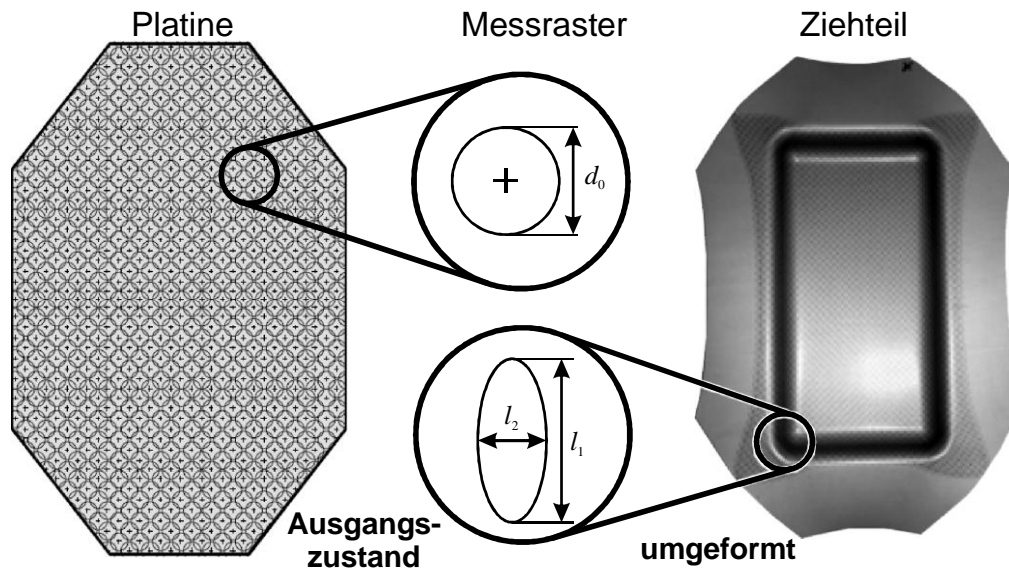


Abbildung 4: Ermittlung der lokalen Formänderungen mittels Messrastertechnik (Doege und Behrens, 2010).

Die beim Tiefziehen entstehenden Formänderungen werden durch verschiedene Faktoren beeinflusst (Doege und Sommer, 1984). Einen wesentlichen Einfluss hat die Werkzeuggeometrie, wobei eine allgemeine Beschreibung qualitativer Auswirkungen nur für einzelne Parameter möglich ist. So sind beispielsweise zum Erreichen maximaler Grenzziehverhältnisse bei geringer Ziehkraft, möglichst große Ziehkantenradien anzustreben (Sellin, 1955). Eine weitere wichtige Einflussgröße ist die Reibung zwischen Blech und Werkzeug, die während der Umformung auftritt. Wie groß der Einfluss der Reibkräfte ist, hängt dabei maßgeblich von der Blechdicke und der Größe des Ziehteils ab (Doege et al., 1971). Die Reibkraft selbst wird im Wesentlichen von der Schmierung (Mang, 1983) und von der Niederhalterkraft (Senior, 1956) beeinflusst, wobei die Niederhalterkraft mindestens so groß gewählt werden muss, dass möglichst keine Falten entstehen (Siebel, 1954). Zur positiven Beeinflussung des Prozesses können auch segmentierte Niederhalter (Possehn, 1998) oder vibrierende Niederhalter (Siegert und Ziegler, 1997) zum Einsatz kommen. Eine weitere Methode zur Beeinflussung des Tiefziehprozesses, die häufig bei komplexen Bauteilgeometrien eingesetzt wird, ist die Verwendung von Ziehstäben. Ziehstäbe dienen dazu den Stofffluss im Flansch durch eine mehrmalige Umlenkung/Biegung zu bremsen und so ein möglichst gleichmäßiges Einfließen des Blechs in den Ziehspalt zu erreichen (Hasek, 1981).

Werden in der Prozessauslegung die einzelnen Einflussfaktoren nicht adäquat berücksichtigt, kann dies zu den in Abbildung 5 dargestellten Versagensarten führen, wobei die Rückfederung nur minimiert, jedoch nie vollständig verhindert werden kann.

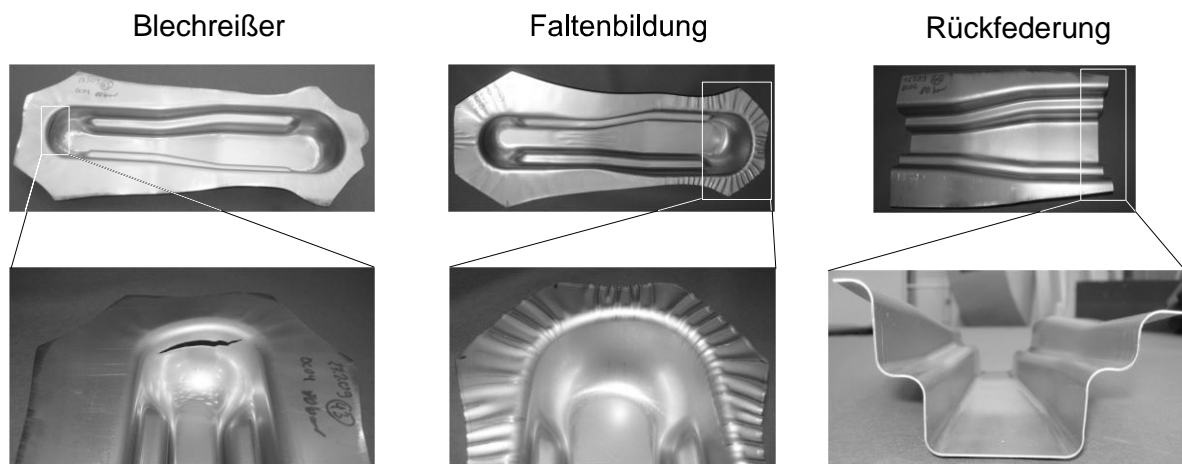


Abbildung 5: Versagensarten beim Tiefziehen (Goesling, 2010).

- **Falten** bilden sich durch zu große Druckspannungen entweder im Flansch bei zu geringer Niederhalterkraft oder in freien Umformzonen.
- **Reißer** oder Einschnürungen treten bei zu starker Umformung auf, wobei das erreichbare Formänderungsvermögen stark von der Art der Umformung abhängt.
- **Rückfederung** wird durch die Entspannung der elastischen Umformanteile nach dem Umformprozess, d.h. nach dem Entfernen der Werkzeuge verursacht.

Die Bildung von Falten kann dabei auf die herrschenden Spannungszustände zurückgeführt werden, wohingegen Reißer und Rückfederungen hauptsächlich aus den im Prozess auftretenden Formänderungen resultieren. Das erreichbare Formänderungsvermögen kann durch eine sogenannte Grenzformänderungskurve ermittelt werden, um die Umformbarkeit eines Bauteils zu beurteilen (Keeler, 1961; Goodwin, 1968). Die Grenzformänderungskurve gibt den Umformgrad an, ab dem der Werkstoff einschnürt, abhängig vom Verhältnis der zwei ebenen Hauptformänderungen. Abbildung 6 zeigt eine entsprechende Kurve für einen Stahl-Werkstoff, wobei auch die Formänderungen für verschiedene idealisierte Belastungsarten dargestellt sind.

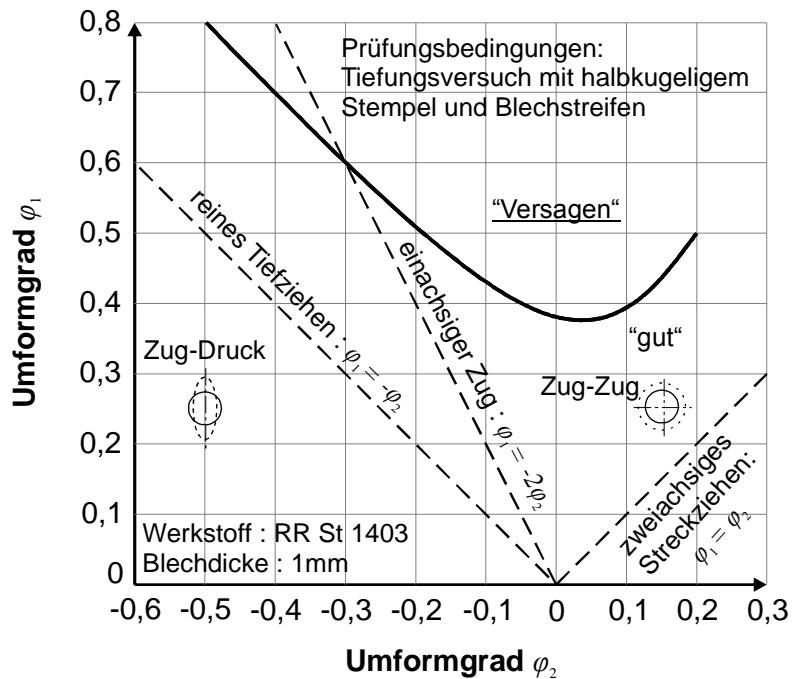


Abbildung 6: Grenzformänderungskurve (Hasek, 1977).

Eine solche Kurve kann durch eine Formänderungsanalyse (Müschborn et al., 1974) mit Experimenten wie dem sogenannten Nakazima-Test ermittelt werden (Nakazima et al., 1968). Dabei werden kreisförmige Platinen, die auf gegenüberliegenden Seiten ausgeschnitten sind, mit einem halbkugelförmigen Stempel bis zum Bruch umgeformt. Durch Ausschnittradius und -breite lassen sich die Dehnungszustände in der Platine einstellen, sodass verschiedene Punkte auf der Grenzformänderungskurve ermittelt werden können. Bei der Verwendung der so ermittelten Grenzformänderungskurve muss beachtet werden, dass die im Nakazima-Test auftretenden Dehnungen durch lineare Dehnungspfade erreicht werden und somit eine Vereinfachung zu den nichtlinearen Dehnungspfaden darstellen, die bei realen Tiefziehprozessen in der Regel auftreten.

2.2 Analytische Berechnungsverfahren

Für die Berechnung von Tiefziehprozessen wurde in der Vergangenheit eine Vielzahl analytischer Berechnungsmethoden entwickelt, um Spannungen, Dehnungen, Ziehkraft, Platinenzuschnitt etc. vorherzusagen. Die wichtigsten dieser Methoden werden im Folgenden beschrieben.

2.2.1 Membrantheorie

Die Membrantheorie dient der Berechnung von rotationssymmetrischen Blechumformprozessen und kommt daher auch in der Modellierung des Tiefziehens zur Anwendung. Die folgenden wesentlichen Annahmen liegen der Membrantheorie zugrunde:

- Die Bauteilgeometrie, Belastungen und Spannungen sind während der Umformung rotationssymmetrisch.
- Biegespannungen sind vernachlässigbar. Radialspannungen und Tangentialspannungen sind Hauptspannungen. Es herrscht ein ebener Spannungszustand.
- Reibkräfte werden vernachlässigt. Es sind nur gleichmäßige Druckbelastungen senkrecht zur Oberfläche zulässig.
- Die Werkstoffverfestigung während der Umformung wird durch die Blechverdünnung kompensiert.
- Das Fließkriterium nach Tresca ist anwendbar.

Mit diesen Annahmen ist es möglich die Spannungen, die in einem rotationssymmetrischen Blechbauteil während der Umformung herrschen, zu berechnen. Die Rotationsfläche ist an einem beliebigen Punkt P mit dem Radius r_ϕ in Meridianrichtung und mit einem Radius r_θ in Umfangsrichtung gekrümmt (siehe Abbildung 7). Die auf die Blechdicke bezogenen Spannungen T_ϕ und T_θ bilden zusammen mit dem Druck p ein Kräftegleichgewicht an einem Flächenelement (siehe Abbildung 8).

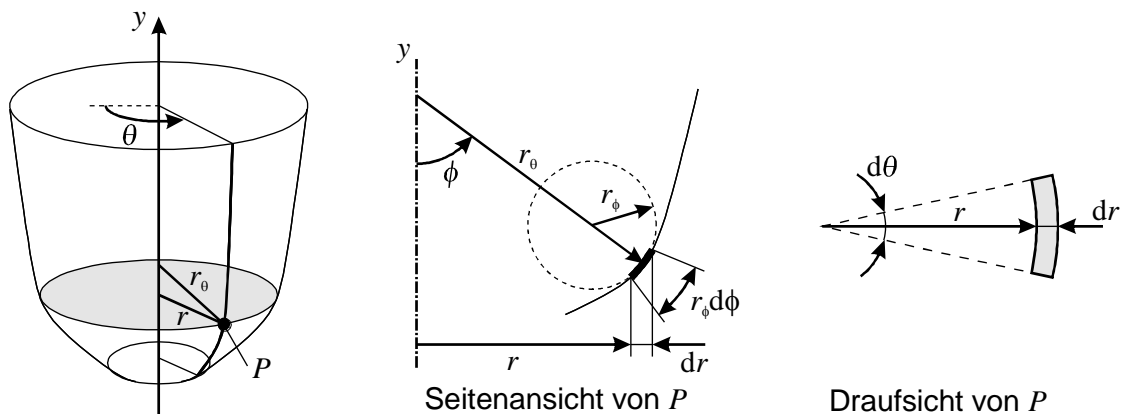


Abbildung 7: Geometrische Bedingungen eines Punktes P auf einer rotationssymmetrischen Oberfläche.

Das Kräftegleichgewicht in Normalenrichtung zur Blechebene ist gegeben durch

$$\begin{aligned}
 p \cdot r_\phi d\phi \cdot r_\theta d\theta &= d\theta \cdot T_\theta \cdot r_\phi d\phi + r_\theta d\theta \cdot T_\phi \cdot d\phi \\
 \Rightarrow p &= \frac{T_\theta}{r_\theta} + \frac{T_\phi}{r_\phi}
 \end{aligned}
 \tag{2.1}$$

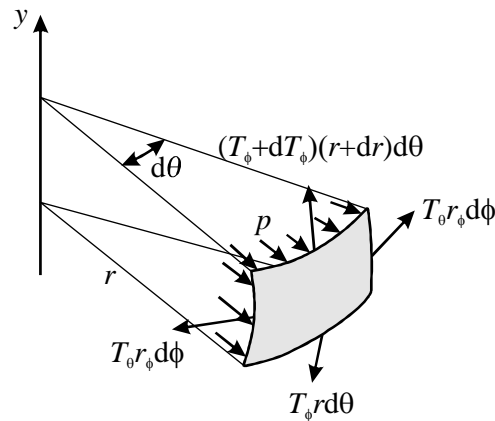


Abbildung 8: Kräftegleichgewicht an einem Flächenelement.

Aus dem Kräftegleichgewicht in radialer Richtung ergibt sich:

$$(T_\phi + dT_\phi)(r + dr)d\theta = T_\phi r d\theta + T_\theta dr d\theta$$

$$\frac{dT_\phi}{dr} - \frac{T_\theta - T_\phi}{r} = 0 \quad (2.2)$$

Mit diesen Gleichungen lassen sich verschiedene Umformprozesse rotationssymmetrischer Blechbauteile berechnen, was im Folgenden am Beispiel eines Tiefziehprozesses gezeigt wird. Die Zug-Druck-Umformung eines Blechs beim Tiefziehen von rotationssymmetrischen Bauteilen ist dadurch gekennzeichnet, dass die radiale Spannung größer als Null und die Spannung in Umfangsrichtung kleiner als Null ist. Aufgrund des ebenen Spannungszustands und mit dem Fließkriterium nach Tresca ist die Fließspannung daher gegeben durch:

$$T_f = T_\phi - T_\theta \quad (2.3)$$

Die Spannungen in einem Werkstoffelement mit dem Radius r (siehe Abbildung 9) ergeben sich aus den Gleichungen (2.2) und (2.3).

$$\frac{dT_\phi}{dr} - \frac{T_f}{r} = 0$$

$$\Rightarrow T_\phi = T_f \ln\left(\frac{r_u}{r}\right) \quad \text{und} \quad T_\theta = -T_f \left(1 - \ln\left(\frac{r_u}{r}\right)\right) \quad (2.4)$$

Außer einem solchen Napfziehprozess lassen sich auch andere Umformprozesse rotationssymmetrischer Blechbauteile auf ähnliche Weise mit Gleichung (2.2) berechnen. Der Kontaktdruck zwischen Blech und Werkzeug kann mit Gleichung (2.1) berechnet werden.

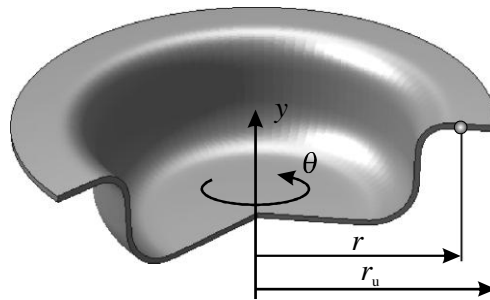


Abbildung 9: Tiefziehprozess – rotationssymmetrischer Napf.

Ausführlichere Beschreibungen der Membrantheorie finden sich unter anderem bei (Marciniak et al., 2002).

2.2.2 Berechnung rotationssymmetrischer Näpfe

Eine wichtige Zielgröße der Prozessberechnung des Tiefziehens ist die maximal erforderliche Ziehkraft, die entscheidend für die Auswahl geeigneter Pressen ist. Die grundlegenden Berechnungsansätze in diesem Bereich wurden von Siebel (1932) entwickelt. Demnach setzt sich die Ziehkraft für das Tiefziehen rotationssymmetrischer Näpfe aus den folgenden Anteilen zusammen:

$$F_{\text{total}} = F_{\text{id}} + F_{\text{b}} + F_{\text{RN}} + F_{\text{RZ}} \quad (2.5)$$

- F_{id} – Ideelle Umformkraft.
- F_{b} – Biegekraft.
- F_{RN} – Reibkraft zwischen Niederhalter und Matrize.
- F_{RZ} – Reibkraft am Ziehkantenradius.

Die ideelle Umformkraft, die für die Zug-Druck-Umformung im Bauteilflansch erforderlich ist, lässt sich aus dem statischen Kräftegleichgewicht an einem freigeschnittenen Flächenelement des Flanschs berechnen. Unter Annahme einer konstanten Blechdicke s_0 und der konstanten mittleren Fließspannung k_{fm} ergibt sich nach Siebel die ideelle Umformkraft F_{id} :

$$F_{\text{id}} = \pi \cdot D_1 \cdot s_0 \cdot k_{\text{fm}} \cdot \ln \frac{D_2}{D_1} \quad (2.6)$$

Dabei bezeichnet D_2 den äußeren Flanschdurchmesser und D_1 den Napfdurchmesser. Die Kraft, die für die Biegung des Blechs an der Ziehkante notwendig ist, wird von Siebel durch Gleichsetzen der äußeren und inneren Formgebungsarbeit berechnet.

$$F_{\text{b}} = \pi \cdot D_1 \cdot s_0^2 \cdot \frac{k_{\text{fm}}}{4r_{\text{b}}} \quad (2.7)$$

Der Biegeradius wird hier mit r_b bezeichnet, k_{fm} ist die über die Blechdicke gemittelte Fließspannung. Unter der Annahme, dass am Ziehkanteneinlauf durch die überlagerte Zug-Druck-Umformung keine zusätzliche Kraft zur Biege-Umformung des Werkstoffs erforderlich ist, berücksichtigt Siebel nur die Biegekraft für die Rückbiegung. Die Reibkraft F_{RN} , die aus dem Niederhalterdruck resultiert wird berechnet durch:

$$F_{RN} = 2\mu \cdot F_{NH} \quad (2.8)$$

Mit der Niederhalterkraft F_{NH} und dem Reibkoeffizienten μ . Die Reibkraft F_{RZ} , die am Ziehkantenradius auftritt, lässt sich mit der Euler-Eytelweinschen Seilreibung (Euler, 1769; Eytelwein 1808) berechnen.

$$F_{RZ} = (e^{\mu\alpha_b} - 1) \cdot (F_{id} + F_{RN}) \quad (2.9)$$

Der Umschlingungswinkel ist hier mit α_b bezeichnet.

Die wesentlichen Vereinfachungen in Siebels Ziehkraftberechnung, bestehen in den Annahmen einer gleichbleibenden Blechdicke und einer konstanten Fließspannung. Ramaeckers et al. (1994) erweitert diese Methode indem er die Anisotropie und die Blechdickenänderung berücksichtigt. Dabei wird jedoch im gesamten Bauteil trotzdem eine konstante Blechdicke s angenommen, die für die jeweilige Ziehtiefe aus der tangentialen Stauchung am Rand des Flansches berechnet wird.

$$s = s_0 \left(\frac{r_{u0}}{r_u} \right)^{\frac{1}{\bar{r}+1}} \quad (2.10)$$

Wobei r_{u0} der ursprüngliche Platinenradius und r_u der Flanschradius ist, der die Geometrie zur betrachteten Ziehtiefe beschreibt. \bar{r} bezeichnet hier den senkrechten Anisotropiewert.

Basierend auf dem Prinzip der virtuellen Arbeit wird von Doege et al. (2004) unter Berücksichtigung der Anisotropie die ideelle Umformkraft hergeleitet, wobei eine variable Fließspannung entlang der Napfkontur in die Berechnung einbezogen, eine Blechdickenänderung jedoch vernachlässigt wird. Die ideelle Umformkraft ist demzufolge:

$$F_{id} = -\sqrt{\frac{\bar{r}+1}{\bar{r}+1/2}} \cdot \frac{\delta V}{\delta Z} \int_r^{r_u} k_f(r) \cdot \frac{1}{r} dr \quad (2.11)$$

Dabei ist δV die virtuelle Änderung des Flanschvolumens und δZ die virtuelle Stempelverschiebung. Unter Annahme einer konstanten Fließspannung und Vernachlässigung der Anisotropie, führt diese Gleichung zu derselben Lösung, die von Siebel aus dem Kräftegleichgewicht hergeleitet wird. Die Methode wird von Doege angewendet, um aus gemessenen Ziehkraftverläufen eine Extrapolation von Fließkurven und eine Bestimmung von

Reibkoeffizienten durchzuführen, indem der berechnete Kraftverlauf dem gemessenen durch eine Variation der entsprechenden Parameter angepasst wird (Doege et al., 2004).

Ein anderer Schwerpunkt bei der Berechnung rotationssymmetrischer Tiefziehprozesse liegt in der Vorhersage der Formänderungen im umgeformten Bauteil. Chung und Swift (1951) schlagen dazu eine Berechnungsmethode für rotationssymmetrische Näpfe vor, bei der die Formänderungen, die während des Tiefziehens durch die Zug-Druck-Umformung im Flansch und die Biegeumformung an der Ziehkante entstehen, abgeschätzt werden können, indem jeweils die Blechdickenänderungen in diesen Umformzonen berechnet werden. Die so berechneten Formänderungen zeigen gegenüber experimentell ermittelten Formänderungen einen maximalen Unterschied von 0,1-0,15, können den qualitativen Verlauf der Formänderungen jedoch relativ gut wiedergeben. Die Formänderungen im Bodenbereich des Napfes werden dabei nicht betrachtet. Einen ähnlichen Ansatz verfolgen Mahdavian und He (1995), die ein analytisches Modell für die Blechdickenänderung für die Zug-Druck-Umformung im Flansch eines Napfs vorstellen. Chang und Wang (1997) erweitern die Methode durch die Berücksichtigung mehrerer Umformstufen, vernachlässigen jedoch die Reibung an den Werkzeuggraden und die Blechdickenänderungen im Bodenbereich des Napfs. Ähnliche Modelle werden für Anwendungen in verschiedensten Bereichen der Blechumformung vorgeschlagen, wie beispielsweise rotationssymmetrische Streck- (Woo, 1964) und Tiefziehprozesse (Woo, 1968) oder Berechnungen von warmumgeformten Näpfen (Kim et al., 2008).

Die beschriebenen Methoden ermöglichen zum Teil zwar die Berechnung von Kräften, Spannungen und Dehnungen mit guter Genauigkeit, da sie jedoch auf rotationssymmetrische Tiefziehprozesse beschränkt sind, können sie für die meisten praktischen Anwendungen nicht verwendet werden.

2.2.3 Radialschnittverfahren

Das Radialschnittverfahren nach Oehler und Kaiser (1975) ist eine Methode zur Zuschnittsermittlung von unregelmäßigen Ziehteilen. Dazu werden senkrechte Schnittlinien durch das Bauteil gelegt, die anschließend in die Platinenebene abgewickelt werden (siehe Abbildung 10). Die Längen dieser Radiallinien werden für die Abwicklung entsprechend ihrer Radialdehnung angepasst.

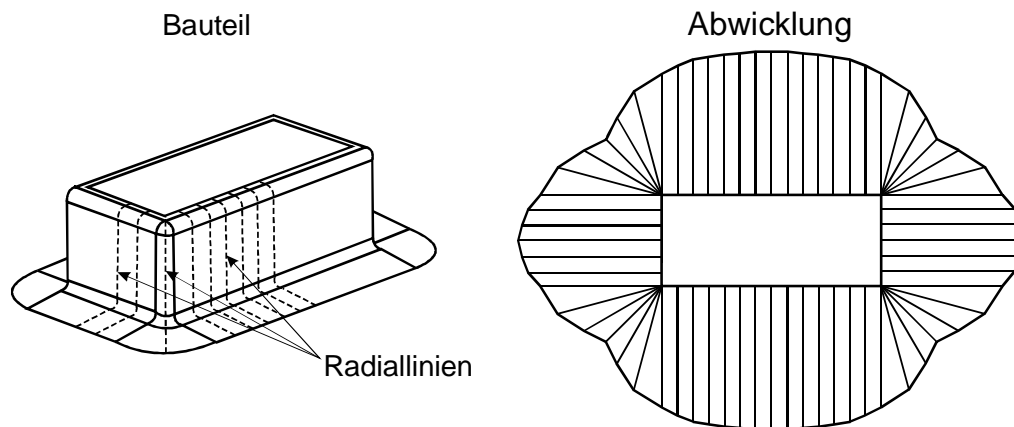


Abbildung 10: Radialschnittverfahren (Doege und Hütte, 1998).

Die jeweiligen Radialdehnungen müssen geschätzt werden, sodass die Genauigkeit dieser Methode im Wesentlichen auf dem Erfahrungswissen des Anwenders basiert. Von Doege und Rambke (1995) und später von Doege und Hütte (1998) wird diese Methode verbessert indem sie Ansatzfunktionen bestimmen mit denen die Radialdehnungen der einzelnen Schnittlinien abgeschätzt werden können. Die Parameter dieser Ansatzfunktionen werden dabei auf Grundlage experimenteller Untersuchungen ermittelt. Rambke (1998) erweitert diese Methode durch eine Berechnung der Radialdehnung für die mittlere Schnittlinie in einer Bauteilecke, die dann zur Parameterbestimmung für die Ansatzfunktionen genutzt werden kann. Die Radialdehnung der mittleren Schnittlinie wird dabei unter der Annahme berechnet, dass diese Schnittlinie einem rotationssymmetrischen Bauteil entspricht. Durch eine Finite-Differenzen-Methode werden anschließend die Blechdickenverteilung entlang dieser Schnittlinie und die radiale Dehnung berechnet.

Das Radialschnittverfahren, bleibt auch mit den Verbesserungen von Doege und Rambke auf die Zuschnittsermittlung beschränkt, für Zugkraftberechnungen oder Dehnungsberechnungen ist diese Methode ungeeignet. Es ist mit der Erweiterung von Rambke zwar möglich Dehnungsverteilungen in rotationssymmetrischen Näpfen zu berechnen, die dann auf eine Schnittlinie im Eckbereich des nicht-rotationssymmetrischen Teils übertragen werden, eine Aussage über die Dehnungsverteilungen im gesamten Bauteil lässt sich damit allerdings nicht treffen.

2.2.4 Gleitlinientheorie

Die Gleitlinientheorie basiert auf den Arbeiten von Levy, Hencky (1923), Prandtl, Hill (1950) sowie Prager und Hodge (1954). Mit der Gleitlinientheorie ist es möglich Fließvorgänge unter den folgenden Voraussetzungen zu berechnen:

- Ebene Formänderung,
- starr-idealplastisches Werkstoffverhalten,
- Reibungsfreiheit zwischen Werkzeug und Werkstück.

Dabei wird aus den Gleichgewichts- und den Fließbedingungen ein hyperbolisches Differentialgleichungssystem hergeleitet, das durch zwei orthogonale Kurvenscharen, die die Richtung der maximalen Schubspannungen angeben, gelöst wird. Diese Kurven bezeichnet man auch als Gleitlinien. Bevor die Anwendung der Gleitlinientheorie zur Berechnung von Tiefziehprozessen beschrieben wird, werden im folgenden Abschnitt kurz die Grundlagen der Gleitlinientheorie erläutert (detaillierte Beschreibungen s. Sokolovskij (1955) oder Lange (1990)).

In der Ebene des Fließens wird ein kartesisches Koordinatensystem mit den Richtungen x und y definiert, somit lauten die Bedingungen für das Kräftegleichgewicht:

$$\begin{aligned}\sum F_x &= \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = 0 \\ \sum F_y &= \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} = 0\end{aligned}\tag{2.12}$$

Angenommen das x - y -System ist um den Winkel ϑ (im Uhrzeigersinn) zur Richtung der maximalen Schubspannung gedreht, so entspricht dies einer Drehung um den Winkel 2ϑ im Mohrschen Spannungskreis (Abbildung 11).

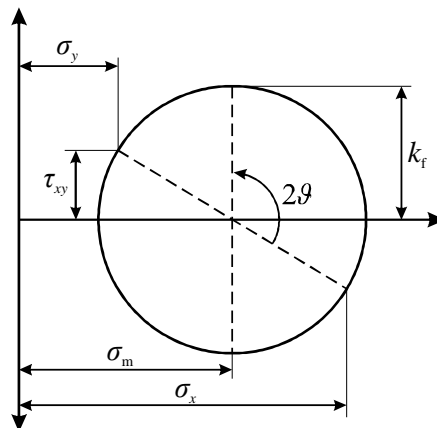


Abbildung 11: Mohrscher Kreis (Kopp und Weigels, 1999).

Die einzelnen Spannungen sind dann.

$$\begin{aligned}\sigma_x &= \sigma_m + k_f \sin(\pi - 2\vartheta) \\ \sigma_y &= \sigma_m - k_f \sin(\pi - 2\vartheta) \\ \tau_{xy} &= k_f \cos(\pi - 2\vartheta)\end{aligned}\tag{2.13}$$

Wobei k_f die Fließspannung (Radius des Mohrschen Kreises) und σ_m die Lage des Kreismittelpunktes (Mittelwert von σ_x und σ_y) bezeichnen. Setzt man $\sigma_m = 2k_f\omega$, erhält man

$$\begin{aligned}
 \sigma_x &= 2k_f \omega + k_f \sin(2\vartheta) \\
 \sigma_y &= 2k_f \omega - k_f \sin(2\vartheta) \\
 \tau_{xy} &= -k_f \cos(2\vartheta)
 \end{aligned}
 \tag{2.14}$$

Durch Einsetzen von (2.14) in (2.12) und Dividieren durch $2k_f$ ergibt sich

$$\begin{aligned}
 \frac{\partial \omega}{\partial x} + \cos(2\vartheta) \frac{\partial \vartheta}{\partial x} + \sin(2\vartheta) \frac{\partial \vartheta}{\partial y} &= 0 \\
 \frac{\partial \omega}{\partial y} - \cos(2\vartheta) \frac{\partial \vartheta}{\partial y} + \sin(2\vartheta) \frac{\partial \vartheta}{\partial x} &= 0
 \end{aligned}
 \tag{2.15}$$

Unter der Annahme, dass das x - y -System in einem Punkt im Fließgebiet der Richtung der maximalen Schubspannung (s_1, s_2) entspricht, wird $\vartheta = \pi/2$. Damit ergibt sich

$$\begin{aligned}
 \frac{\partial(\omega - \vartheta)}{\partial s_1} &= 0 \\
 \frac{\partial(\omega + \vartheta)}{\partial s_2} &= 0
 \end{aligned}
 \tag{2.16}$$

Für die zwei orthogonalen Gleitlinienscharen gelten damit im gesamten Fließgebiet die Gleichungen:

$$\begin{aligned}
 (\omega - \vartheta) &= \text{const} \quad \text{längs einer 1. Gleitlinie} \\
 (\omega + \vartheta) &= \text{const} \quad \text{längs einer 2. Gleitlinie}
 \end{aligned}
 \tag{2.17}$$

Daraus ergeben sich wichtige geometrische Eigenschaften für Gleitliniennetze. Anhand einer Masche $ABCD$, die durch jeweils zwei benachbarte Gleitlinien beider Gleitlinienscharen aufgespannt wird (Abbildung 12), lässt sich folgendes zeigen: Ein Winkel β , den die zwei Tangenten zweier Gleitlinien der einen Schar an den Schnittpunkten mit einer Gleitlinie der zweiten Schar einschließen, ist unabhängig von der Gleitlinie der zweiten Schar. Der Winkel zwischen den zwei Tangenten bleibt also entlang der Gleitlinien gleich.

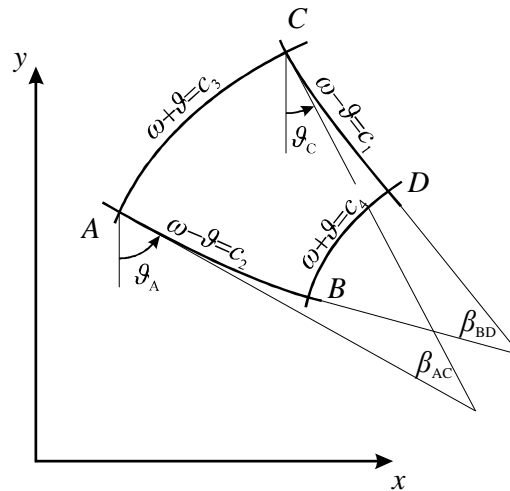


Abbildung 12: Masche in einem Gleitlinienfeld.

Mit der Schreibweise für den Winkel ϑ

$$\vartheta = \frac{1}{2}(\omega + \vartheta) - \frac{1}{2}(\omega - \vartheta) \quad (2.18)$$

erhält man für die jeweiligen Winkel an den Knotenpunkten der Masche:

$$\begin{aligned} \vartheta_A &= \frac{1}{2}c_3 - \frac{1}{2}c_2 & \vartheta_B &= \frac{1}{2}c_4 - \frac{1}{2}c_2 \\ \vartheta_C &= \frac{1}{2}c_3 - \frac{1}{2}c_1 & \vartheta_D &= \frac{1}{2}c_4 - \frac{1}{2}c_1 \end{aligned} \quad (2.19)$$

Die Winkel β_{AC} und β_{BD} zwischen den Gleitlinientangenten sind dann

$$\begin{aligned} \beta_{AC} &= \vartheta_A - \vartheta_C = \frac{1}{2}(c_1 - c_2) \\ \beta_{BD} &= \vartheta_B - \vartheta_D = \frac{1}{2}(c_1 - c_2) \end{aligned} \quad (2.20)$$

Der Winkel β bleibt demzufolge gleich zwischen zwei Gleitlinien einer Schar, woraus die folgenden Eigenschaften für Gleitlinienfelder resultieren, mit denen einfache Gleitlinienfelder konstruiert werden können:

- Ist eine Gleitlinie eine Gerade, so sind auch alle anderen Linien dieser Schar Geraden.
- Sind diese Geraden parallel angeordnet, muss auch die andere Schar aus parallelen Geraden bestehen.
- Sind diese Geraden nicht parallel und schneiden sich in einem Punkt, dann besteht die andere Schar aus konzentrischen Kreisbögen um diesen Schnittpunkt.

Anhand dieser Eigenschaften ist es möglich für einige Spezialfälle Gleitlinienfelder anzugeben, die eine geschlossene Lösung der zugrundeliegenden Differentialgleichungen darstellen.

Nach Hasek (1980) wird für die Berechnung von Tiefziehprozessen angenommen, dass die Umformung ausschließlich im Bauteilflansch stattfindet und keine Blechdickenänderung in selbigem auftritt. Ausgehend von der Ziehkante ist es dann möglich verschiedene Arten von Gleitlinienfeldern zu einem Gesamtgleitlinienfeld zusammenzusetzen. Abbildung 13 zeigt ein solches Feld am Beispiel eines rechteckigen Napfs. Im Bereich-I besteht das Gleitlinienfeld aus zwei Scharen von logarithmischen Spiralen, im Bereich-II aus zwei Scharen von parallelen Geraden und im Bereich-III aus einer Schar von Geraden und einer Schar von logarithmischen Spiralen.

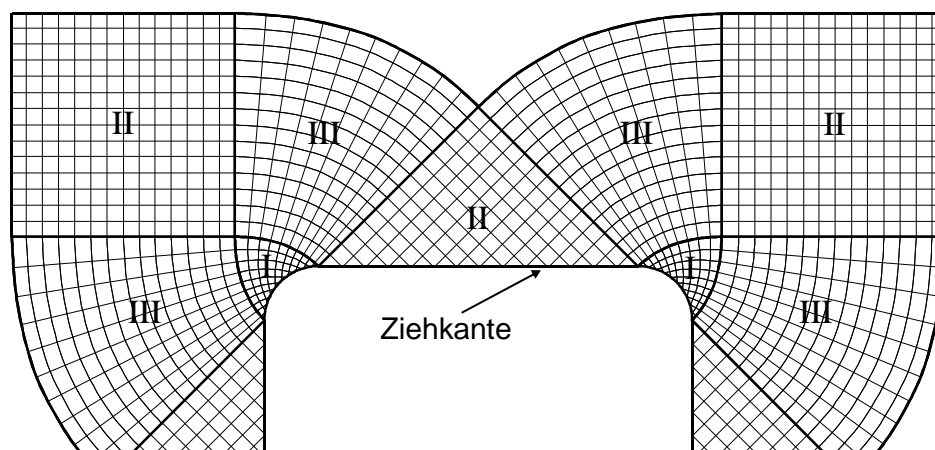


Abbildung 13: Gleitlinienfeld für das Tiefziehen.

Ein solches Feld ermöglicht eine einfache Bestimmung der Platinengeometrie, indem eine entsprechende Konturlinie so durch das Gleitlinienfeld gelegt wird, dass die Gleitlinien im Winkel von 45° geschnitten werden. Unter der Voraussetzung, dass die Kante des Flanschs beim Durchziehen überall gleichzeitig die Ziehkante erreicht (also eine gleichmäßige Verkleinerung der Umformzone erfolgt), lassen sich auf diese Weise für beliebige Ziehtiefen Platinengeometrien bestimmen. Mit der Randbedingung, dass am äußeren Rand des Blechs keine radialen Spannungen auftreten, können außerdem die Spannungen im Fließfeld und somit auch die Ziehkraft berechnet werden. Auch die 1. und 2. Hauptformänderung können auf diese Art berechnet werden. Glöckl (1983) setzt dies in einem entsprechenden Berechnungsprogramm für die Zuschnittsermittlung um, sodass die zuvor notwendige zeichnerische Ermittlung der Platinengeometrie wesentlich beschleunigt wird. Ein ähnliches Programm, das auch beliebig geformte Flanschgeometrien berücksichtigen kann, wurde später von Kuwabara und Si (1997) entwickelt. Von Parsa wird eine Methode vorgeschlagen, die den Fehler bei der Konstruktion der Zuschnittsgeometrie im Gleitlinienfeld minimiert (Parsa et al., 2004). Weitere Arbeiten zur Berechnung von Tiefziehprozessen mit der Gleitlinienmethode werden unter anderem von Liu et al. (1990) zur Berechnung von

Zuschnittsgeometrien oder von Chen und Sowerby (1996) zur Berechnung der Zipfelbildung beim Napfziehen vorgestellt.

Aufgrund der Vereinfachungen, die bei der Anwendung der Gleitlinientheorie auf das Tiefziehen gemacht werden, ist es zwar möglich die Platinenkontur näherungsweise zu bestimmen, die berechneten Dehnungen sind jedoch durch die Vernachlässigung der Blechdickenänderung nicht geeignet, die Umformbarkeit eines Bauteils zu beurteilen.

2.2.5 Schrankenmethode

Die Schrankenmethode wird in der Berechnung von Tiefziehprozessen zwar nur wenig eingesetzt, beispielsweise zur Ziehkraftberechnung von Hasek und Krämer (1975) oder zur Zuschnittsberechnung von Agrawal et al. (2008), eignet sich prinzipiell jedoch für alle Umformprozesse und wird daher in diesem Kapitel beschrieben.

Das Schrankenverfahren basiert auf Grundlagen von Prager und Hodge (1954) und ermöglicht die Abschätzungen der Umformleistung von Umformprozessen, wobei die Leistung durch eine obere und durch eine untere Schranke eingegrenzt wird. Für einen vollständig plastifizierten Körper ist die Leistungsbilanz gegeben durch:

$$\underbrace{\int_{(A_v)} \sigma_{ij} v_j n_i dA}_I = \underbrace{\sqrt{\frac{2}{3}} k_f \int_{(V)} \sqrt{\dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}} dV - \int_{(A_\sigma)} \sigma_{ij} v_j n_i dA}_J \quad (2.21)$$

Wobei v_j und n_i den Geschwindigkeitsvektor und den Normalenvektor an der Oberfläche A bezeichnen. Die Oberfläche wird in einen Teil A_v an dem die Geschwindigkeit bekannt ist und einen Teil A_σ an dem die Spannung bekannt ist aufgeteilt. Für die Umformleistung lassen sich eine untere und eine obere Schranke angeben.

Untere Schranke

Für jedes statisch zulässige Spannungsfeld σ_{ij}^* ist die mit Gleichung (2.21) berechnete Leistung I^* immer kleiner oder gleich der tatsächlichen Leistung I .

Obere Schranke

Für jedes kinematisch zulässige Geschwindigkeitsfeld v_j^* ist die mit Gleichung (2.21) berechnete Leistung J^* immer größer oder gleich der tatsächlichen Leistung J .

Voraussetzung für die Anwendbarkeit der Schrankenmethode ist das Schätzen von möglichst realistischen Spannungs- und Geschwindigkeitsfeldern. Da sich der Verlauf von Spannungsfeldern weitgehend der menschlichen Vorstellungskraft entzieht, beschränkt sich die Anwendung der Schrankenmethode in der Praxis oftmals auf die Ermittlung von oberen Schranken (Mahrenholtz et al., 1970). Die dazu erforderlichen Geschwindigkeitsfelder lassen

sich durch die beim Umformen gegebenen kinematischen Randbedingungen in der Regel besser abschätzen. Beispielsweise beim Walzprozess sind die Geschwindigkeiten an allen Grenzen des plastischen Gebiets durch Vorschub und Walzgeometrie vorgegeben, sodass das Geschwindigkeitsfeld recht genau bestimmt werden kann. Beim Tiefziehen dagegen ist das Geschwindigkeitsfeld für die Hauptumformzone (den Flansch) nur durch die Stempelgeschwindigkeit eingegrenzt, sodass ein realistisches Geschwindigkeitsfeld bei komplexen Geometrien nicht ohne weiteres ermittelt werden kann. Weiterführende Beschreibungen des Schrankenverfahrens finden sich unter anderem auch bei Kopp und Weigels (1999), Pawelski (2000) oder Lange (2002).

2.2.1 Sonstige analytische Methoden

Neben den oben dargestellten Ansätzen, wird von anderen Autoren eine Vielzahl weiterer Berechnungsmethoden vorgeschlagen. Kim und Kobayashi (1986) beispielsweise zeigen eine Methode für die Ermittlung optimaler Platinengeometrien von rechteckigen Napfgeometrien, indem sie aus experimentellen Ergebnissen ein Geschwindigkeitsfeld ermitteln, das den Stofffluss im Bauteilflansch mit linearen Bewegungsbahnen approximiert. Ein Ansatz für eine elektrische Analogie wird von Zhaotao und Bingwen (1986) vorgeschlagen. Dabei wird aus einem Equipotentialfeld für eine Blechplatte mit einheitlicher Leitfähigkeit die Verteilung der mechanischen Spannungen in dieser Blechplatte abgeleitet. Eine Berechnungsmethode, bei der Charakteristiken ähnlich den Gleitlinien in der Gleitlinientheorie genutzt werden, ist die Ebene-Spannungs-Charakteristiken-Methode (Chen und Sowerby, 1992). Wie dem Namen der Methode zu entnehmen ist, beziehen sich die Charakteristiken im Unterschied zur Gleitlinientheorie auf einen ebenen Spannungszustand und nicht auf einen ebenen Formänderungszustand. Wie auch die Gleitlinientheorie wird diese Methode zur Ermittlung optimaler Platinengeometrien eingesetzt. Von Gerdeen wird eine Geometrieabwicklungsmethode für roationssymmetrische (Gerdeen, 1984) und für nicht symmetrische Bauteile (Gerdeen und Chen, 1989) entwickelt, um Dehnungsverteilungen in Blechbauteilen zu ermitteln, wobei das Bauteil unter Annahme einer gegebenen Blechdickenverteilung auf seine ebene Platinengeometrie zurückgeführt wird. Ähnliche Methoden werden von Sowerby (Sowerby et al., 1986) und Doege (Doege, 1964) vorgeschlagen. Obwohl diese Methoden zum Teil die Berechnung von Dehnungen ermöglichen, sind sie aufgrund der zugrundeliegenden Vereinfachungen nicht dazu geeignet die Umformbarkeit von komplexen Tiefziehgeometrien vorherzusagen.

2.3 Schnelle Numerische Berechnungsverfahren

Numerische Berechnungsmethoden sind in der Regel wesentlich zeitaufwändiger als analytische. Trotzdem wurde mit dem numerischen Einschrittlöser eine Methode entwickelt, mit der eine Berechnung von Tiefziehprozessen in wenigen Sekunden möglich ist und die sich

in Form von kommerzieller Software, wie beispielsweise Hyperform oder Autoform-Onestep (Makinouchi et al., 1998), in der industriellen Praxis neben der inkrementellen FEM durchgesetzt hat. Aus dem numerischen Einzschrittlöser wurde später der wesentlich langsamere numerische Mehrschrittlöser entwickelt, der aber schneller als die inkrementelle FEM ist und daher auch in diesem Kapitel beschrieben wird.

2.3.1 Numerische Einzschrittlöser

Basierend auf Ideen von Chung und Lee (1984) entwickelt Batoz et al. (1989) die sogenannte Inverse Finite Elemente Analyse (IFEA), die den kommerziell verfügbaren Einzschrittlösern zugrunde liegt. Dabei werden ausgehend von der Bauteilgeometrie die Platinengeometrie und die resultierenden Dehnungen im Bauteil berechnet. Eine inkrementelle Berechnung der Umformung ist mit dieser Methode nicht notwendig bzw. möglich, sodass sehr kurze Rechenzeiten erreicht werden und ein Bauteil in der Regel innerhalb einiger Sekunden berechnet werden kann.

Die Berechnung mit dieser Methode basiert auf dem Prinzip der virtuellen Arbeit, mit der das Kräftegleichgewicht zwischen äußeren und inneren Kräften hergeleitet wird.

$$\delta W = \sum_{el} \delta u^{el} (F_{int}^{el} - F_{ext}^{el}) = 0 \quad (2.22)$$

Dabei sind δu^{el} die virtuellen Knotenverschiebungen des Elements el , F_{int}^{el} die inneren Kräfte der Elementknoten und F_{ext}^{el} die äußeren Kräfte, die an den Elementknoten angreifen. Die äußeren und inneren Kräfte sind dabei abhängig von den globalen Knotenverschiebungen u . Eine Lösung für die Knotenverschiebungen, die das Kräftegleichgewicht erfüllt kann beispielsweise mit einer Newton-Raphson Iteration ermittelt werden.

$$\begin{aligned} K(u^i) \Delta u &= (F_{ext}(u^i) - F_{int}(u^i)) \\ u^{i+1} &= u^i + \Delta u \end{aligned} \quad (2.23)$$

Der Index i bezeichnet in diesem Fall den Iterationsschritt. Da es sich um eine inverse Berechnung handelt, sind die Knotenpositionen im umgeformten Bauteil schon bekannt, sodass durch die iterative Berechnung der Knotenverschiebungen u die Knotenpositionen in der ebenen Platinengeometrie angepasst werden. Damit gibt es je Knoten nur zwei Freiheitsgrade. Die Reibungskräfte zwischen Werkzeug und Blech können dabei in der Berechnung der äußeren Kräfte berücksichtigt werden (Guo et al., 1990). Batoz schlägt außerdem eine Erweiterung zur Berücksichtigung von Biegekräften vor, indem statt Membranelementen Schalenelemente genutzt werden (Batoz et al., 1995; Batoz et al., 1998). Auch eine Berücksichtigung der Ziehkräfte durch Ziehstäbe wird durch Guo et al. (2000) und auch durch Naceur et al. (2004) in die Methode integriert. Für das Konvergenzverhalten von Gleichung (2.23) ist die Qualität der Startlösung von den Knotenverschiebungen u von

besonderem Interesse. So werden bei guten Startlösungen nur sehr wenige Iterationen benötigt, wohingegen bei schlechten Startlösungen das Kräftegleichgewicht möglicherweise gar nicht gefunden wird. Eine solche Startlösung kann durch einfache Geometrieabwicklungsmethoden (Guo et al., 2003) oder auch durch energiebasierte Methoden (Tang et al., 2007) ermittelt werden.

2.3.2 Numerische Mehrschrittlöser

Um die Genauigkeit der Berechnung zu verbessern, wurden aus den numerischen Einschrittlösern die Mehrschrittlöser entwickelt, sodass auch Zwischengeometrien zwischen der Platine und dem fertig umgeformten Bauteil berechnet werden können. Lee und Huh stellen eine entsprechende Methode zur Berechnung von Platinengeometrien für dreidimensionale Bauteile unter Verwendung von Membranelementen vor (Lee und Huh, 1998). Lee und Cao nutzen Schalenelemente um auch Biegekräfte zu berücksichtigen, allerdings nur für rotationssymmetrische Bauteile (Lee und Cao, 2001). Wie auch bei der Einschrittberechnung werden bei den Mehrschrittlösern die Freiheitsgrade der Knoten reduziert, indem die Knotenbewegung während der Newton-Raphson Iteration auf die Oberfläche der Zwischengeometrie beschränkt werden. Im Gegensatz zur Einschrittberechnung ist bei der Mehrschrittberechnung die Ermittlung guter Startlösungen für die Newton-Raphson Iterationen der jeweiligen Zwischengeometrien wesentlich aufwändiger (Kim und Huh, 2002). Auch die Beschränkung der Knotenbewegungen während der Iteration auf die dreidimensionalen Zwischengeometrien ist mit einigem Aufwand verbunden (Huang et al., 2006). Diese Umstände und die Berechnung mehrerer Umformschritte machen die Mehrschrittlöser um ein Vielfaches langsamer und auch weniger robust als numerische Einschrittlöser.

Die in diesem Kapitel beschriebenen Methoden zur schnellen Berechnung von Tiefziehprozessen haben unterschiedliche Vor- und Nachteile. Die analytischen Berechnungsmethoden zeichnen sich vor allem durch ihren geringen Berechnungsaufwand aus, der teilweise sogar die Berechnung ohne den Einsatz von Computern ermöglicht. Ein großer Nachteil der analytischen Methoden ist die zumeist starke Vereinfachung des Tiefziehprozesses. So sind die Berechnungen häufig auf einzelne Ergebnisgrößen, wie beispielsweise Stempelkraft oder Platinenzuschnitt, beschränkt. Zwar ermöglichen einige Methoden auch die Berechnung der Formänderungen, jedoch nicht in ausreichender Genauigkeit, sodass sie zur Beurteilung der Umformbarkeit von komplexen Bauteilen ungeeignet sind. Der numerische Mehrschrittlöser ist zwar prinzipiell geeignet, um die Formänderungen relativ genau zu berechnen, benötigt dafür aber im Vergleich zu den numerischen Einschrittlösern hohe Rechenzeiten. Die numerischen Einschrittlöser ermöglichen eine Prozessberechnung innerhalb einiger Sekunden und sind die einzige

schnelle Methode, die sich in der industriellen Anwendung durchgesetzt hat. Da bei dieser Methode durch die Annahme eines einzigen Umformschritts einige Effekte vernachlässigt werden, können die Formänderungen jedoch auch mit dieser Methode nicht immer ausreichend genau berechnet werden, sodass die numerischen Einschrittlöser meist nur für die Berechnung der Zuschnittsgeometrie und nicht zur Beurteilung der Umformbarkeit eingesetzt werden.

3 Zielsetzung & Vorgehensweise

Beim Tiefziehen gibt es viele Einflussfaktoren, die die Umformbarkeit eines Bauteils bestimmen. So sind neben der Bauteilgeometrie beispielsweise auch das Werkstoffverhalten, die Tribologie oder der zeitliche Verlauf der Niederhalterkraft von Bedeutung und sollten bei der Prozessauslegung berücksichtigt werden. Eine Optimierung aller Parameter ist aber aufgrund langer Rechenzeiten bei der inkrementellen FEM und aufgrund starker Vereinfachungen bei schnelleren Berechnungsmethoden nicht möglich oder sehr aufwändig, sodass die Prozessoptimierung in der Regel auf wenige Parameter beschränkt bleibt (Liu et al., 2007). Eine Prozessregelung zum Ausgleich von Chargenschwankungen des Werkstoffs stellt noch höhere Anforderungen an die Berechnungsgeschwindigkeit, die auch von numerischen Einschrittlösern nicht mehr erfüllt werden können. Analytische Ansätze wären ausreichend schnell, sind in der Regel aber zu ungenau und können wichtige Einflussgrößen zum Teil nicht abbilden.

Das Ziel dieser Arbeit ist daher die Entwicklung einer Simulationsmethode, die die Berechnung von Tiefziehprozessen mit sehr kurzen Rechenzeiten ermöglicht und gleichzeitig hohe Anforderungen an die Genauigkeit erfüllt. Dabei ist die Vorhersage der Formänderungsverteilungen für die Beurteilung der Umformbarkeit von entscheidender Bedeutung. Insbesondere sollen die qualitativen Einflüsse abgebildet werden, um eine Anwendung in der Prozessoptimierung zu ermöglichen. Da auch zeitlich variable Größen, wie beispielsweise eine veränderliche Niederhalterkraft, für die Optimierung wichtig sind und zur Beurteilung der Umformbarkeit zunehmend auch nichtlineare Formänderungspfade verwendet werden (Yoshida und Kuwabara, 2006), soll die zu entwickelnde Methode auch diese zeitlichen Aspekte berücksichtigen. Neben der Optimierung stellt vor allem die Prozessregelung hohe Ansprüche an die Berechnungsgeschwindigkeit. Für die angestrebte Simulationsmethode ergeben sich damit die folgenden Anforderungen:

- Berechnung der Formänderungen mit hoher Genauigkeit,
- Berücksichtigung von Geometrieparametern, Werkstoffverfestigung, Reibung und Niederhalterkraft,
- Berücksichtigung und Berechnung veränderlicher Eingangs- und Ausgangsgrößen (z. B. variable Niederhalterkraft und Deformationspfade),
- Prozessberechnung in weniger als 10^{-1} s.

Die Entwicklung einer entsprechenden Methode wird in zwei Schritten realisiert. In einem ersten Schritt wird eine Berechnungsmethode für rotationssymmetrische Bauteile entwickelt, die eine genaue Berechnung der Formänderungen entlang einer radialen Schnittlinie ermöglicht. Dabei werden die entsprechenden Gleichungen so hergeleitet, dass eine prinzipielle Übertragbarkeit auf Schnittlinienberechnungen für dreidimensionale

Bauteilgeometrien gegeben ist. In einem zweiten Entwicklungsschritt wird die Simulationsmethode dahingehend erweitert, dass die Berechnung radialer Schnittlinien für komplexe Bauteilgeometrien ermöglicht wird. Um die angestrebten kurzen Rechenzeiten zu erreichen, werden nach Möglichkeit analytische Ansätze verwendet, die durch entsprechende Kombinationen oder Weiterentwicklungen den Anforderungen an die angestrebte Simulationsmethode angepasst werden.

4 Modellierung rotationssymmetrischer Prozesse

Die in dieser Arbeit beschriebene Simulationmethode beruht auf einer inversen Berechnung. Das bedeutet, dass die Geometrie des zu fertigenden Bauteils und nicht die Platingeometrie als Berechnungsgrundlage verwendet wird. Dieses Vorgehen ist insbesondere in der Produktauslegung von Vorteil, da hierbei die Bauteilgeometrie durch die Konstruktion vorgegeben ist. Die inverse Berechnungsmethode wird hier zunächst als Einschrittmethod implementiert und anschließend auf eine Berechnung mit mehreren Schritten erweitert. Bei der einschrittigen Berechnung werden zwei Geometriezustände des Bauteils unterschieden: Die Platingeometrie zu Beginn des Tiefziehprozesses und die fertig umgeformte Bauteilgeometrie am Ende des Tiefziehprozesses. Um die Formänderungsverteilungen im umgeformten Bauteil zu berechnen, wird durch eine Abwicklung der Bauteilgeometrie die Platingeometrie ermittelt. Die Formänderungen ergeben sich dann aus dem Unterschied zwischen diesen zwei Geometrien. Analog dazu erfolgen bei der mehrschrittigen Berechnung zusätzliche Geometrieabwicklungen auf mehrere Zwischenkonturen, um die einzelnen Geometriezustände während des Tiefziehens zu modellieren. Die genauen Berechnungsabläufe für die Einschritt- und Mehrschrittberechnung werden in den folgenden Kapiteln genauer erläutert.

4.1 Geometrieabwicklung

Die Geometrie eines rotationssymmetrischen Tiefziehteils kann in Form von Knotenpunkten entlang einer Schnittlinie von der Rotationsachse bis zum Bauteilflansch beschrieben werden (Abbildung 14).

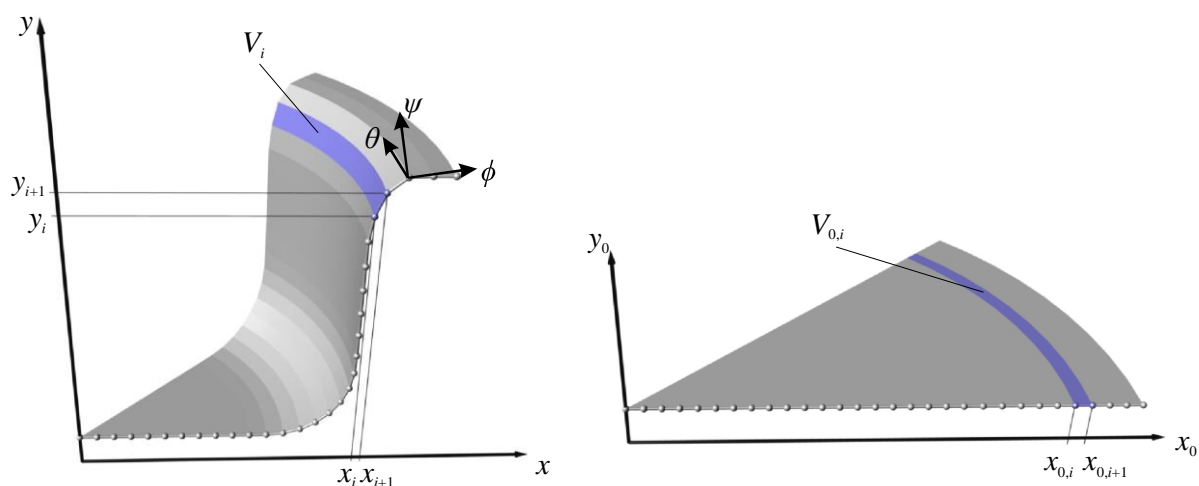


Abbildung 14: Geometrieabwicklung.

Aus den Knotenkoordinaten x_i und y_i für $i \in [0, \dots, n_1]$ wird das Volumen V_i eines Werkstoffelements in der Bauteilgeometrie mit Hilfe der zweiten Guldinschen Regel

berechnet, nach der das Volumen eines Rotationskörpers gleich dem Produkt aus der Querschnittsfläche und dem durch die Rotation des Flächenschwerpunktes gegebenen Kreisumfangs ist.

$$V_i = 2\pi \cdot x_{S,i} \cdot A_i \quad (4.1)$$

Wobei die Schwerpunktkoordinate $x_{S,i}$ und die Querschnittsfläche A_i gegeben sind durch:

$$x_{S,i} = x_i + \frac{x_{i+1} - x_i}{3} \cdot \frac{s_i + 2s_{i+1}}{s_i + s_{i+1}} \quad (4.2)$$

$$A_i = L_i \cdot \frac{s_i + s_{i+1}}{2} \quad (4.3)$$

Die Größen s_i und s_{i+1} bezeichnen die Blechdicken an den jeweiligen Elementknoten. Die Größe L_i bezeichnet die jeweilige Länge des Elements.

$$L_i = \sqrt{(x_{i+1} - x_i)^2 + (y_{i+1} - y_i)^2} \quad (4.4)$$

Das Volumen $V_{0,i}$ des entsprechenden Elements in der Platinengeometrie mit den Knotenkoordinaten $x_{0,i}$ ist

$$V_{0,i} = (x_{0,i+1}^2 - x_{0,i}^2) \cdot s_0 \cdot \pi \quad (4.5)$$

Wobei s_0 die konstante Blechdicke des Ausgangsmaterials ist. Um aus der gegebenen Bauteilgeometrie die Knotenkoordinaten $x_{0,i}$ der Platinengeometrie zu berechnen, können unter Annahme eines inkompressiblen Werkstoffverhaltens die beiden Elementvolumen gleichgesetzt und nach $x_{0,i+1}$ aufgelöst werden.

$$\begin{aligned} (x_{0,i+1}^2 - x_{0,i}^2) \cdot s_0 \cdot \pi &= 2\pi \cdot \left(x_i + \frac{x_{i+1} - x_i}{3} \cdot \frac{s_i + 2s_{i+1}}{s_i + s_{i+1}} \right) \cdot L_i \cdot \frac{s_i + s_{i+1}}{2} \\ \Rightarrow x_{0,i+1} &= \sqrt{L_i \cdot \left(x_i \cdot \frac{s_i + s_{i+1}}{s_0} + \frac{x_{i+1} - x_i}{3} \cdot \frac{s_i + 2s_{i+1}}{s_0} \right) + x_{0,i}^2} \end{aligned} \quad (4.6)$$

Mit der Vorgabe, dass $x_{0,0}=0$ ist, können damit, ausgehend von der Rotationsachse, alle Knotenkoordinaten der Platinengeometrie berechnet werden. Die Umformgrade an den jeweiligen Knoten können anschließend unter Vernachlässigung der elastischen Dehnungen aus der Geometrieänderung von der Platine zum Bauteil folgendermaßen berechnet werden:

$$\begin{aligned}
\varphi_\theta &= \ln\left(\frac{2\pi \cdot x}{2\pi \cdot x_0}\right) \\
\varphi_\psi &= \ln\left(\frac{s}{s_0}\right) \\
\varphi_\phi &= -\varphi_\theta - \varphi_\psi
\end{aligned} \tag{4.7}$$

Wobei φ_ϕ der Umformgrad in Meridianrichtung also entlang der Schnittlinie, φ_θ der Umformgrad in Umfangsrichtung und φ_ψ der Umformgrad in Blechdickenrichtung ist (siehe Abbildung 14). Da angenommen wird, dass keine Scherung in Blechdickenrichtung auftritt, handelt es sich bei φ_ϕ , φ_θ und φ_ψ um die drei Hauptformänderungen. Bei den fett dargestellten Variablen handelt es sich um Vektoren, die die Knotenwerte für $i \in [0, \dots, n_I]$ enthalten.

Die beschriebene Abwicklungsberechnung setzt voraus, dass die Blechdickenverteilung s_i im umgeformten Bauteil bekannt ist, was in der Regel jedoch nicht der Fall ist. Wie im Stand der Technik beschrieben, umgehen die meisten analytischen Berechnungsansätze dieses Problem indem eine konstante Blechdicke angenommen wird. Dadurch wird der Prozess auf eine ebene Formänderung reduziert und eine genaue Berechnung der Formänderungsverteilungen ist nicht mehr möglich.

Da ein Fokus dieser Arbeit auf einer möglichst genauen Berechnung der Formänderungen liegt, wurde eine Methodik entwickelt, die die Geometrieabwicklung mit einer Berechnung der Blechdickenänderungen kombiniert. Diese Methodik beinhaltet im Wesentlichen drei Schritte: Zuerst wird eine Geometrieabwicklung durchgeführt (wie oben beschrieben), wobei eine konstante Blechdicke angenommen wird. Die daraus resultierenden Formänderungsverteilungen werden in einem zweiten Schritt genutzt, um eine Blechdickenverteilung zu berechnen, die wiederum im letzten Schritt für eine genauere Geometrieabwicklung benötigt wird. Abbildung 15 zeigt den genauen Ablauf dieser Berechnungsmethodik. Der gestrichelte Kasten in Abbildung 15 zeigt den Berechnungsablauf für die Blechdickenberechnung. Die Blechdickenberechnung beinhaltet zum einen die Berechnung der Zugspannungsverteilung entlang der Schnittlinie und zum anderen die Berechnung verschiedener Deformationseffekte, die die Blechdicke direkt beeinflussen. Die Berechnung der Zugspannungsverteilung wird dabei als Eingangsgröße für die Berechnung der einzelnen Deformationseffekte benötigt. Für die Zugspannungs- und Blechdickenberechnung werden die Formänderungen aus dem ersten Geometrieabwicklungsschritt verwendet, wobei in der Zugspannungsberechnung die Werkstoffverfestigung und damit die Vergleichsformänderung entlang der Schnittlinie benötigt wird. Bei der Blechdickenberechnung ist dagegen die Formänderungsverteilung in Umfangsrichtung erforderlich.

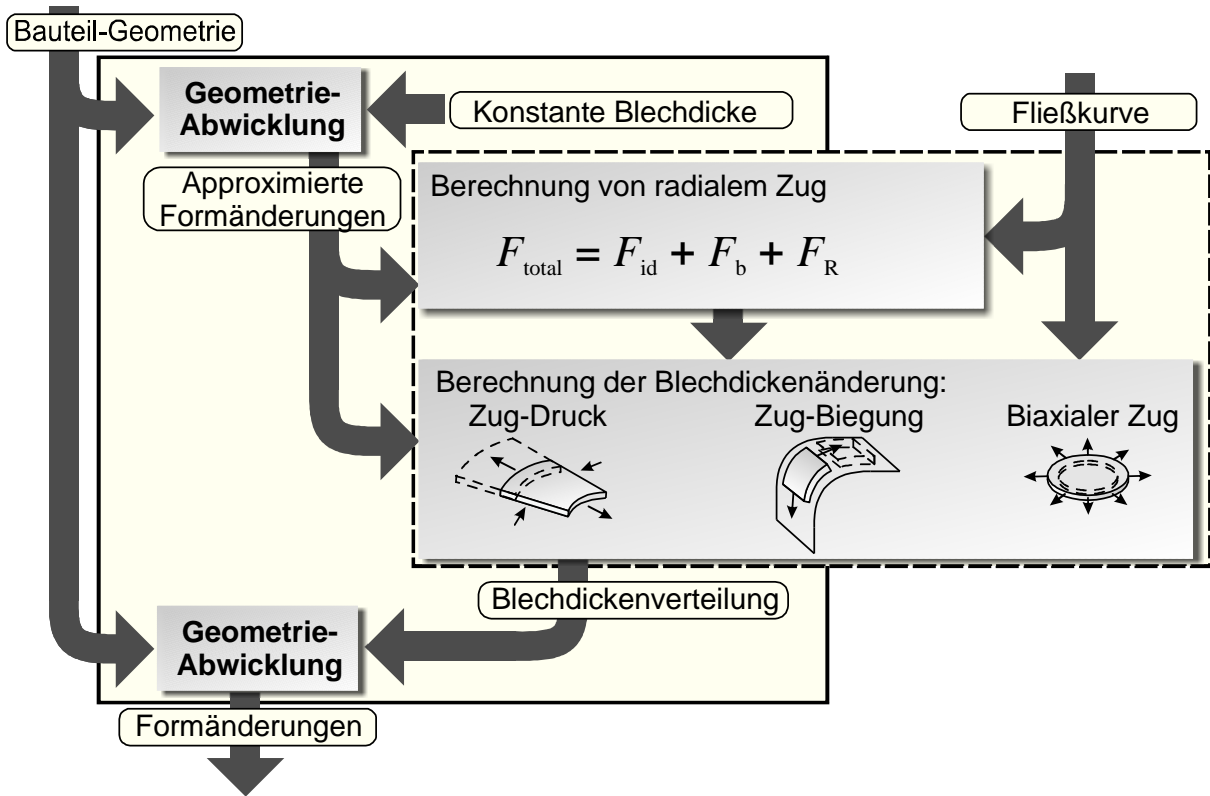


Abbildung 15: Ablauf der Berechnungsmethodik.

Trotz der Annahme einer konstanten Blechdicke im ersten Geometrieabwicklungsschritt, zeigt sich, dass die Formänderungsverteilung in Umfangsrichtung von einer Blechdickenänderung nahezu unbeeinflusst bleibt und somit sehr genau vorhergesagt werden kann. An dem Beispiel in Abbildung 16 wird dies verdeutlicht.

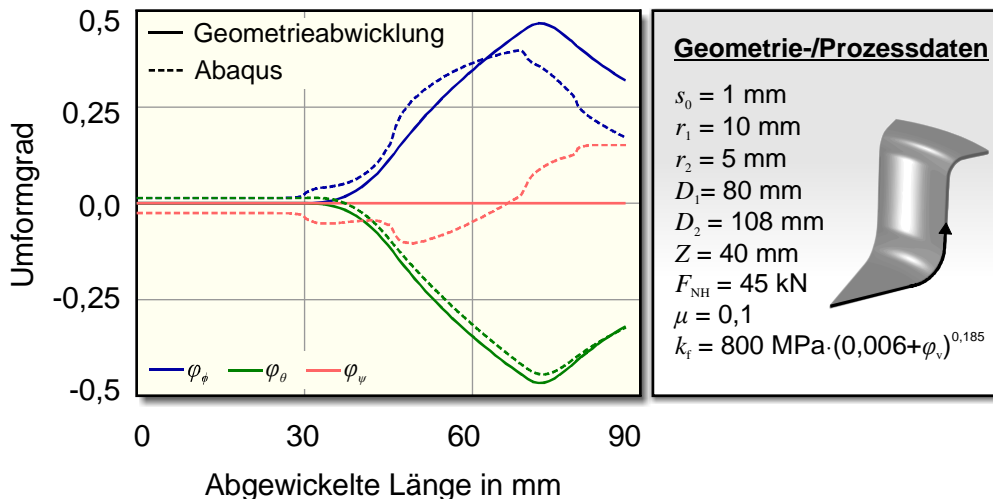


Abbildung 16: Vergleich zwischen den Dehnungen nach der ersten Geometrieabwicklung und der Referenzlösung.

Die Vernachlässigung der Blechdickenänderung führt zu großen Fehlern bei der Berechnung der Formänderungen in Meridianrichtung, die Formänderung in Umfangsrichtung wird jedoch

nur insofern beeinflusst, als dass die einzelnen Knoten durch die Fehler in Meridianrichtung in ihrer Position auf der Schnittlinie leicht verschoben sind, womit sich auch ihr Umfang und damit die Formänderung in Umfangsrichtung leicht ändern. Somit lassen sich die benötigten Eingangsgrößen für die Blechdickenberechnung aus der ersten Geometrieabwicklung verwenden ohne große Fehler in die Berechnung einzubringen. Die Referenzlösung für dieses Beispiel wurde mit einem FE-Modell berechnet, welches in Kapitel 5 ausführlich beschrieben wird.

Die Berechnungen der Zugspannungsverteilung und der Blechdickenverteilung, die für die entwickelte Simulationsmethodik erforderlich sind, werden in den folgenden Kapiteln beschrieben.

4.2 Zugspannungsberechnung

Die Grundlagen für die Berechnung der Zugspannungen entlang einer Schnittlinie durch einen rotationssymmetrischen Napf sind, aus den in der Literatur vorgeschlagenen Methoden zur Stempelkraftberechnung, bekannt (Siebel, 1932; Ramaeckers et al., 1994). Da die in diesem Kapitel beschriebene Berechnung auf die Ermittlung des gesamten Zugspannungsverlaufs entlang einer Schnittlinie abzielt, wird die Berechnung im Vergleich zu den Methoden zur Stempelkraftberechnung aufwändiger. Gleichzeitig werden aber einige Vereinfachungen in der Berechnung unnötig, sodass die Berücksichtigung variabler Werkstoffeigenschaften und Blechdicken entlang einer Schnittlinie ermöglicht wird. Außerdem sind die in dieser Arbeit entwickelten Berechnungsmethoden so ausgelegt, dass sie auch auf nicht-rotationssymmetrische Tiefziehprozesse übertragen werden können, worauf jedoch erst in Kapitel 6 näher eingegangen wird.

Die Zugspannung in Meridianrichtung, die beim Tiefziehen in einem Bauteil auftritt, resultiert aus den folgenden Kraftkomponenten:

- F_{id} – ideale Umformkraft,
- F_b – Biegekraft,
- F_{RN} – Reibkraft zwischen Niederhalter und Matrize,
- F_{RZ} – Reibkraft am Ziehkantenradius.

Diese Kräfte ändern sich während des Tiefziehprozesses mit der Napfgeometrie, sodass sich die Berechnung der Zugspannungsverteilung nur auf einen bestimmten Zeitpunkt im Prozess bezieht. Der Zugkraftverlauf ergibt sich durch die Summation der Kraftänderungen an den Elementen entlang der Schnittlinie.

$$F_{\text{total},i-1} = F_{\text{total},i} + \Delta F_{id,i} + \Delta F_{b,i} + \Delta F_{RN,i} + \Delta F_{RZ,i} \quad (4.8)$$

Mit der Randbedingung, dass am äußeren Flansch keine radiale Kraft angreift, wird die Berechnung von diesem Rand gestartet und sequenziell bis zur Rotationsachse fortgeführt. Der Index i läuft bei der Berechnung also von n_1 bis 0. Der Spannungsverlauf ergibt sich dann indem der Zugkraftverlauf auf die jeweilige Element-Querschnittsfläche bezogen wird.

$$\sigma_\phi = \frac{F_{\text{total}}}{s \cdot w} \quad (4.9)$$

Hierbei bezeichnet w die Breite des jeweiligen Werkstoffelements. In dem hier betrachteten rotationssymmetrischen Fall entspricht diese Breite dem Kreisumfang des Elements, also $w=2\pi x$. Um eine spätere Übertragbarkeit auf nicht rotationssymmetrische Fälle zu ermöglichen, wird auch in den folgenden Berechnungen die allgemeingültigere Bezeichnung w für die Elementbreite verwendet. Da der Blechdickenverlauf noch nicht bekannt ist, wird für die Zugspannungsberechnung ein konstanter Blechdickenverlauf angenommen.

4.2.1 Ideelle Umformkraft

Die ideale Zugkraft bezeichnet die Kraft, die benötigt wird, um den Werkstoff in radialer Richtung, also zu kleineren Durchmessern, zu bewegen und ihn damit in Umfangsrichtung zu stauchen. Diese Kraft entsteht beim Tiefziehen also nur in den Bauteilbereichen, in denen ein Werkstofffluss hin zur Rotationsachse auftritt. Dies ist im Flansch einschließlich der Ziehringrundung der Fall, und bei Bauteilen mit nicht senkrechter Zarge auch in der Zarge. Ob und wie weit der Werkstoff nach innen fließt wird in der entwickelten Berechnungsmethodik aus der Differenz der radialen Knotenpositionen zwischen Platinen- und Bauteilgeometrie ermittelt, die aus dem ersten Geometrieabwicklungsschritt in guter Näherung bekannt ist. Um die ideale Zugkraft in Meridianrichtung zu berechnen, wird die Kräfte summe an einem freigeschnittenen Werkstoffelement betrachtet, wie in Abbildung 17 dargestellt.

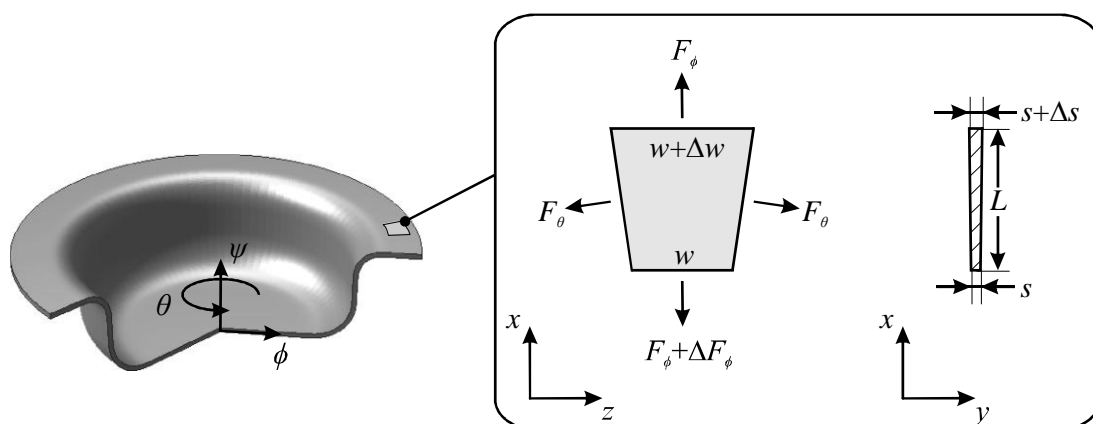


Abbildung 17: Kräftegleichgewicht an einem Werkstoffelement.

$$\sum F_x = 0 = F_\phi - (F_\phi + \Delta F_\phi) - 2 \cdot F_\theta \frac{\Delta w}{2 \cdot L} \quad (4.10)$$

$$\Rightarrow \Delta F_\phi = -F_\theta \frac{\Delta w}{L} \quad (4.11)$$

Nach der Fließbedingung von Tresca wird F_θ abgeschätzt durch:

$$\begin{aligned} k_{f, \text{Tresca}} &= \sigma_\phi - \sigma_\theta \\ \Rightarrow k_{f, \text{Tresca}} &= \frac{F_\phi}{w \cdot s} - \frac{F_\theta}{L \cdot s} \\ \Rightarrow F_\theta &= \left(\frac{F_\phi}{w \cdot s} - k_{f, \text{Tresca}} \right) \cdot L \cdot s \end{aligned} \quad (4.12)$$

Hierbei wird die Blechdickenänderung Δs innerhalb des Elementes vernachlässigt. Da die Fließbedingung nach von Mises häufig zu genaueren Ergebnissen führt, wird die Tresca-Fließspannung durch einen Korrekturfaktor von 1,1 nach Pankin (1961) in eine Mises-Fließspannung überführt. Somit ergibt sich für ΔF_ϕ :

$$\begin{aligned} \Delta F_\phi &= -\left(L \cdot \frac{F_\phi}{w} - L \cdot s \cdot k_{f, \text{Tresca}} \right) \cdot \frac{\Delta w}{L} \\ \Rightarrow \Delta F_\phi &= -F_\phi \cdot \frac{\Delta w}{w} + 1,1 \cdot k_f \cdot \Delta w \cdot s \end{aligned} \quad (4.13)$$

Da bei der hier hergeleiteten Meridiankraft F_ϕ nur die ideelle Umformung berücksichtigt wurde, entspricht sie der ideellen Zugkraft F_{id} . Die Änderung der ideellen Umformkraft an einem Werkstoffelement i ist dann also:

$$\Delta F_{id,i} = -F_{total,i} \cdot \frac{\Delta w_i}{w_i} + 1,1 \cdot k_{f,i} \cdot \Delta w_i \cdot s_i \quad (4.14)$$

Durch diese elementweise Berechnung der ideellen Umformkraft wird keine Vereinfachung oder Mittelung von Blechdicke oder Werkstoffverfestigung benötigt, wodurch jedes Werkstoffelement mit unterschiedlichen Eigenschaften berücksichtigt werden kann. Für die hier vorgestellte Berechnungsmethodik bedeutet das, dass die unterschiedlichen Verfestigungen, die aus der ersten Geometrieabwicklung näherungsweise bekannt sind, in der Berechnung der Zugkräfte berücksichtigt werden können. Eine Vereinfachung stellt jedoch die Umrechnung von der Fließbedingung nach Tresca in die Fließbedingung nach von Mises dar. Die Genauigkeit dieser Umrechnung hängt von dem Spannungszustand im betrachteten Werkstoffelement ab und ist daher nicht für alle Elemente gleich gut. Wie sich diese Vereinfachung auf den berechneten Kraftverlauf auswirkt, wird an folgendem Simulationsmodell überprüft. Ein rotationssymmetrischer Blechring mit dem Innenradius R_0 (siehe Abbildung 18), dem Außenradius R_1 und der Blechdicke $s=1$ mm wird durch eine radiale Kraft, welche am Innendurchmesser angreift, nach innen gezogen. Die radiale Kraft

am Innendurchmesser wird dabei so gewählt, dass am Außendurchmesser gerade eben die Fließspannung erreicht wird. Die radiale Spannung steigt somit vom Außendurchmesser zum Innendurchmesser an, wohingegen die Umfangs-Spannung in Richtung des Innendurchmessers abnimmt. Wie groß die maximale Radialspannung am Innendurchmesser wird, hängt dabei vom Werkstoffverhalten und vom Ziehverhältnis (R_1/R_0) ab. Das plastische Werkstoffverhalten für das beschriebene Simulationsmodell ist durch folgende Fließkurve gegeben.

$$k_f = 800 \text{ MPa} \cdot (0,006 + \varphi_v)^{0,185} \quad (4.15)$$

Außerdem wird in der FE-Berechnung ein Elastizitätsmodul von $E=210000 \text{ MPa}$ und einer Querkontraktionszahl von $\nu=0,3$ verwendet.

Das Ziehverhältnis wird variiert indem Berechnungen für einen Innenradius von 30 mm, 40 mm und 50 mm durchgeführt werden, wobei der Außenradius immer 25 mm größer als der jeweilige Innenradius ist.

Als Referenzlösungen werden FE-Simulationen verwendet, die mit dem Programm Abaqus-Standard (Version 6.9) durchgeführt werden. Das Blech wird dabei mit voll integrierten axialsymmetrischen, viereckigen Kontinuums-Elementen mit einer Kantenlänge von 0,1 mm vernetzt (Bezeichnung in Abaqus: CAX4).

Abbildung 18 zeigt den Verlauf der analytisch berechneten Zugspannungen entlang des Blechs vom Außenradius zum Innenradius im Vergleich mit den Referenzlösungen. Für die drei untersuchten Ziehverhältnisse zeigen sich geringfügige Abweichungen zwischen analytischer Berechnung und Referenzlösung. Da diese Abweichungen kleiner als 5% der jeweiligen Zugspannungen sind, werden sie für die analytische Berechnung der radialen Zugspannungen als vernachlässigbar eingestuft.

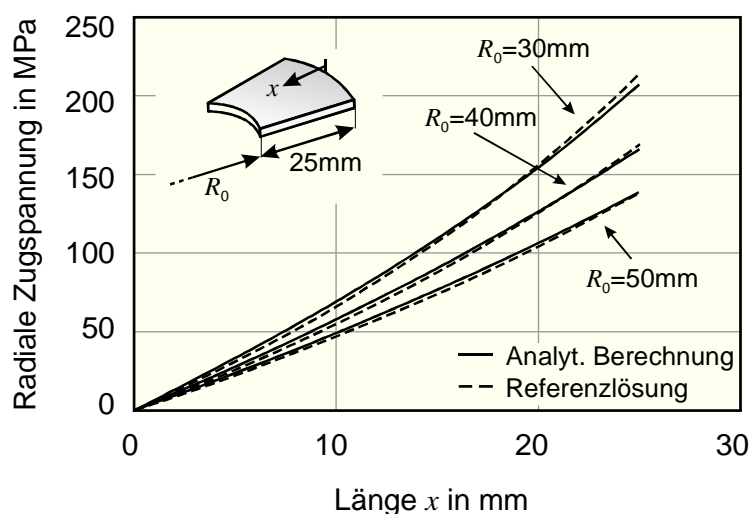


Abbildung 18: Vergleich der radialen Zugspannungen zwischen analytischer Berechnung und Referenzlösung.

4.2.2 Biegekraft

Um das Blech beim Einlauf zur Ziehkante auf den entsprechenden Radius zu biegen ist eine zusätzliche Zugkraft erforderlich. Gleiches gilt für die Rückbiegung am Ziehkantenauslauf. Das Prinzip der virtuellen Arbeit, angewendet auf diesen Biegeprozess, besagt, dass die durch die Biegung in den Werkstoff eingebrachte Verformungsenergie gleich der durch die äußeren Kräfte aufgetragenen Arbeit sein muss. Berücksichtigt man, dass durch die Biegung eine Blechausdünnung stattfindet, wie in Abbildung 19 dargestellt, ist die äußere virtuelle Arbeit:

$$\delta W_{\text{ext}} = -F_0 \cdot \delta u_0 + (F_0 + \Delta F_b) \cdot \delta u_1 \quad (4.16)$$

Wobei sich die virtuelle Verschiebung nach dem Biegeprozess δu_1 mit Hilfe der Volumenkonstanz aus der Formänderung in Blechdickenrichtung φ_ψ und der virtuellen Verschiebung vor der Biegung δu_0 ergibt.

$$\delta u_1 = \delta u_0 \cdot e^{-\varphi_\psi} \quad (4.17)$$

Die innere Arbeit ergibt sich aus der Umformung des Werkstoffs beim Biegen. Die Arbeit einer einzelnen Blechfaser der Dicke $d\psi$, der Länge δu_0 und der Breite w mit dem Umformgrad φ_v ist gegeben durch:

$$\begin{aligned} \delta W_{\text{int},\psi} &= d\psi \cdot \delta u_0 \cdot w \cdot \int_0^{\varphi_v} K_S (\varphi_0 + \varphi)^n d\varphi \\ &= d\psi \cdot \delta u_0 \cdot w \cdot \left[\frac{K_S (\varphi_0 + \varphi_v)^{n+1}}{n+1} \right]_0^{\varphi_v} \\ &= d\psi \cdot \delta u_0 \cdot w \cdot \frac{K_S (\varphi_0 + \varphi_v)^{n+1} - K_S \varphi_0^{n+1}}{n+1} \end{aligned} \quad (4.18)$$

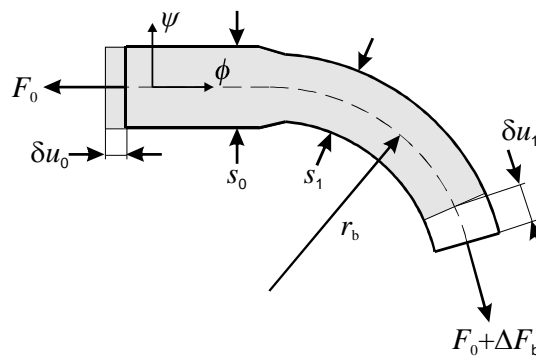


Abbildung 19: Biegung am Ziehkantenradius.

Wobei die Fließspannung hier durch die Fließkurve nach Swift definiert wird.

$$k_f = K_S (\varphi_0 + \varphi_v)^n \quad (4.19)$$

Der Vergleichsumformgrad σ_v der einzelnen Blechfasern ist abhängig von der Position ψ der jeweiligen Faser in Blechdickenrichtung und ergibt sich mithilfe der ebenen Formänderung aus dem Umformgrad in Meridianrichtung ϕ . Der Umformgrad in Meridianrichtung nimmt durch die Biegung in erster Näherung einen linearen Verlauf über der Blechdicke an.

$$\varphi_v(\psi) = \varphi_\phi(\psi) \cdot \frac{2}{\sqrt{3}} = \left(\frac{\psi}{r_b} - \varphi_\psi\right) \frac{2}{\sqrt{3}} \quad (4.20)$$

Die Blechdickendehnung der mittleren Faser φ_ψ , die aus dem Biegeprozess resultiert wird an dieser Stelle zunächst als gegeben vorausgesetzt. Die gesamte innere Arbeit ergibt sich dann aus der Summe der Arbeiten der einzelnen Blechfasern (Gleichung (4.18)).

$$\begin{aligned} \delta W_{\text{int}} &= \int_{-s_0/2}^{s_0/2} \delta W_{\text{int},\psi}(\psi) d\psi \\ &= \frac{\delta u_0 \cdot w \cdot K_s}{n+1} \int_{-s_0/2}^{s_0/2} \left(\varphi_0 + \left(\frac{\psi}{r_b} - \varphi_\psi\right) \frac{2}{\sqrt{3}}\right)^{n+1} - \varphi_0^{n+1} d\psi \\ &= \frac{\delta u_0 \cdot w \cdot K_s}{n+1} \left(\left[\frac{\left(\varphi_0 - \varphi_\psi \frac{2}{\sqrt{3}} + \frac{\psi}{r_b} \frac{2}{\sqrt{3}}\right)^{n+2}}{n+2} \cdot \frac{r_b \cdot \sqrt{3}}{2} \right]_{-s_0/2}^{s_0/2} - \varphi_0^{n+1} s_0 \right) \\ &= \frac{\delta u_0 \cdot w \cdot K_s}{n+1} \left(\frac{\sqrt{3} \cdot r_b}{2(n+2)} \left(\left(\varphi_0 + \left(-\varphi_\psi + \frac{s_0}{2r_b}\right) \frac{2}{\sqrt{3}}\right)^{n+2} - \left(\varphi_0 - \left(\varphi_\psi + \frac{s_0}{2r_b}\right) \frac{2}{\sqrt{3}}\right)^{n+2} \right) - \varphi_0^{n+1} s_0 \right) \end{aligned} \quad (4.21)$$

Die Biegekraft an einem Knoten i ergibt sich dann durch Gleichsetzen der äußeren und inneren Arbeiten und Auflösen nach ΔF_b

$$\begin{aligned} \delta W_{\text{ext}} &= -F_{\phi,i} \cdot \delta u_0 + (F_{\phi,i} + \Delta F_{b,i}) \cdot \delta u_0 \cdot e^{-\varphi_\psi} = \delta W_{\text{int}} \\ \Delta F_{b,i} &= \frac{\frac{\delta W_{\text{int}}}{\delta u_0} + F_{\phi,i} (1 - e^{-\varphi_\psi})}{e^{-\varphi_\psi}} \end{aligned} \quad (4.22)$$

Eine Werkstoffverfestigung durch die vorangegangene Umformung im Flansch kann für jeden Knoten durch den Parameter φ_0 in Gleichung (4.21) berücksichtigt werden. In der hier entwickelten Berechnungsmethodik wird dazu die Verfestigung, die aus der ersten Geometrieabwicklung näherungsweise bekannt ist, verwendet. Die Zugkraft, die für die Rückbiegung erforderlich ist, wird auf gleiche Weise berechnet, wobei die Verfestigung, die sich aus der ersten Biegung ergibt, jedoch vernachlässigt wird.

Die Blechdickendehnung φ_ψ , die für die Berechnung der Biegekraft benötigt wird, kann mit der Zugkraft $F_{\phi,i}$ abgeschätzt werden. Diese Abschätzung erfolgt auf gleiche Weise wie in Kapitel 4.3.2 beschrieben, wobei hier vereinfachend eine über die Blechdicke konstante Fließspannung angenommen wird.

$$\varphi_{\psi} = \frac{F_{\phi,i}}{2w_i \cdot r_b \cdot k_{fm}} \quad (4.23)$$

Dabei ist k_{fm} die über die Blechdicke gemittelte Fließspannung. Da die so abgeschätzte Blechdickendehnung nur einen geringen Einfluss auf die Biegekraft hat, ist die Verwendung der gemittelten Fließspannung in diesem Fall ausreichend genau. Für die Berechnung der Blechdickenverteilung wird eine genauere Berechnung der Blechdickendehnung durch Zug-Biegung durchgeführt (siehe Kapitel 4.3.2).

Im Wesentlichen werden bei dieser Berechnung die folgenden Effekte vernachlässigt:

- Es wird vernachlässigt, dass ein Teil der Biegung elastisch und somit reversibel ist.
- Dreidimensionale Spannungszustände führen zu Scherungen bei der Biegeumformung, die nicht berücksichtigt werden.

Inwieweit sich diese Vereinfachungen auf die Genauigkeit der Berechnung auswirken, wird anhand eines Blechstreifens, der unter Vorspannung über einen Biegeradius gezogen wird, untersucht (siehe Abbildung 20). Der Blechstreifen wird gleichzeitig mit einer geringen Niederhalterkraft auf das Gegenwerkzeug gedrückt, um zu gewährleisten, dass das Blech am Werkzeug anliegt und sich kein größerer Biegeradius einstellt. Reibung tritt bei dem betrachteten Beispiel nicht auf. Als Referenzlösung für die Biegekraftberechnung werden implizite FE-Simulationen verwendet, die mit dem Programm Abaqus-Standard (Version 6.9) durchgeführt werden. Das zugrundeliegende Modell ist als 2D-Modell mit ebenem Formänderungszustand aufgebaut. Die Werkzeuge werden als starr angenommen und das ein Millimeter dicke Blech wird mit voll integrierten viereckigen Kontinuums-Elementen mit einer Kantenlänge von 0,1 mm vernetzt, sodass das Blech mit zehn Elementen in Blechdickenrichtung diskretisiert wird.

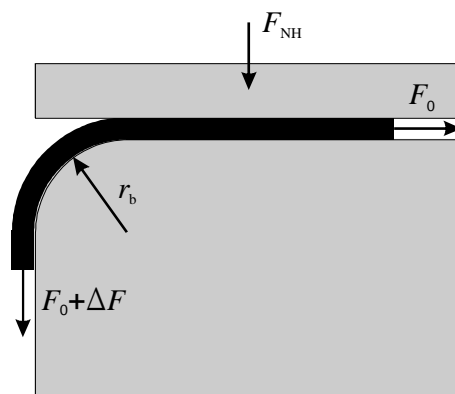


Abbildung 20: Versuchsaufbau – Biegekraftberechnung.

Das Werkstoffverhalten ist durch die folgende Verfestigungsfunktion gegeben:

$$k_f = 800 \text{ MPa} \cdot (0,006 + \varphi_v)^{0,185} \quad (4.24)$$

Es werden verschiedene Simulationen durchgeführt, wobei die Kraft F_0 so variiert wird, dass Vorspannungen σ_{vor} von 50-300 MPa (in Schritten von 50 MPa) erreicht werden. Die obere Grenze von 300 MPa wurde in diesem Beispiel so gewählt, dass die Anfangsfließspannung durch die Vorspannkraft nicht überschritten wird, damit nicht schon vor dem eigentlichen Biegeprozess der Werkstoff umgeformt wird. Das Verhältnis von Blechdicke zu Biegeradius wird mit 1/3, 1/5 und 1/10 variiert. Das Verhältnis von 1/3 wird hier als obere Grenze verwendet, weil noch stärkere Biegungen im Tiefziehen unüblich sind. Kleinere Verhältnisse als 1/10 werden nicht betrachtet, da der Einfluss der Biegekraft darunter sehr klein und damit vernachlässigbar wird. Für diese Biegungen und die verschiedenen Vorspannungen σ_{vor} werden aus den entsprechenden FE-Simulationen die Biegekräfte ΔF ermittelt, die sich nach der Rückbiegung einstellen (siehe Abbildung 20). Die analytische Berechnung von ΔF erfolgt mithilfe von Gleichung (4.22) nach Einsetzen der Gleichungen (4.21) und (4.23), wobei mit diesen Gleichungen die Biegung und die Rückbiegung berechnet werden. Für F_ϕ wird dabei die Vorspannkraft F_0 eingesetzt, die Elementbreite w und die Blechdicke s_0 entsprechen der Streifenbreite und der Blechdicke in der Simulation (in diesem Fall jeweils 1 mm). Die Verfestigungsparameter K_s , φ_0 und n ergeben sich aus der Verfestigungsfunktion in Gleichung (4.24). Abbildung 21 zeigt die Kräfte ΔF , die für die Biegung aufgebracht werden müssen, in Abhängigkeit von der Vorspannung σ_{vor} und dem Biegeradius r_b . Hierbei fällt auf, dass besonders bei engen Biegeradien und geringen Vorspannungen die Biegekräfte durch die analytische Berechnung überschätzt werden. Dieser Fehler ist durch die Vernachlässigung der elastischen Formänderungen zu erklären. Für die FE-Simulation wurde ein elasto-plastisches Werkstoffverhalten mit den für Stahl üblichen Parametern ($E=210000 \text{ MPa}$, $\nu=0,3$) angenommen. Durch dieses Werkstoffverhalten wird das Blech bei der Biegung am Ziehkanteneinlauf zum Teil nur elastisch gebogen. Die dazu erforderliche Formänderungsenergie wird bei der Rückbiegung am Ziehkantenauslauf wieder freigesetzt. Für den gesamten Biegeprozess muss also weniger Umformarbeit geleistet werden als bei starr-plastischem Werkstoffverhalten. Die analytische Berechnungsmethode zur Biegekraftberechnung überschätzt durch die Vernachlässigung der elastischen Formänderungen die erforderliche Umformarbeit und damit die Biegekraft, wie in Abbildung 21 zu erkennen.

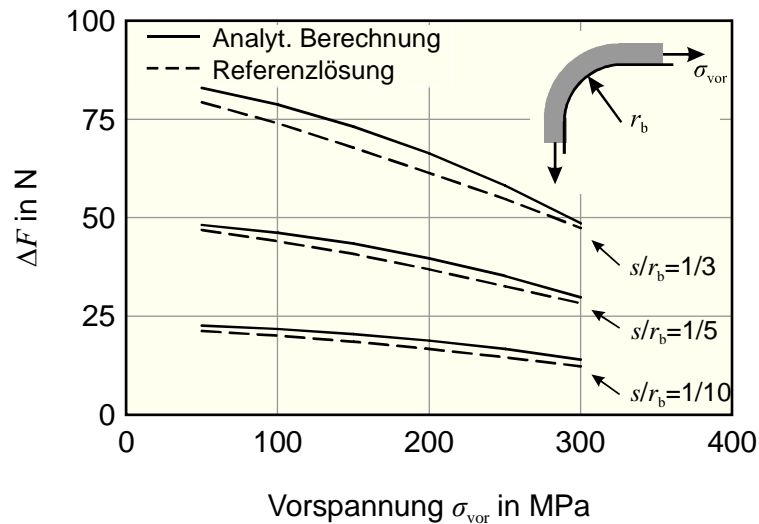


Abbildung 21: Vergleich zwischen analytischer Berechnung und Referenzlösung.

Der Fehler, der durch die Vernachlässigung des elastischen Werkstoffverhaltens entsteht, kann durch einen einfachen Korrekturfaktor wesentlich reduziert werden. Unter der idealisierenden Annahme, dass die zu berechnende Biegekraft und damit auch die erforderliche Umformarbeit proportional zum gemittelten Umformgrad φ_m im Blech sind, kann der elastische Anteil der Umformarbeit berechnet und durch einen entsprechenden Faktor von der Biegekraft subtrahiert werden. Gleichung (4.25) zeigt den Korrekturfaktor, dabei ist φ_m zwar in der analytischen Berechnung als plastische Umformung angenommen worden, entspricht aber der für die Biegung erforderlichen gesamten Umformung (elastisch und plastisch), sodass der elastische Formänderungsanteil σ_m/E subtrahiert wird. Abbildung 22 zeigt, dass die mit diesem Korrekturfaktor multiplizierte Biegekraft sehr gut mit den Referenzlösungen übereinstimmt, und die Ungenauigkeiten, die aus der Vernachlässigung der Elastizität entstehen, größtenteils ausgeglichen werden können.

$$f_{\text{el}} = \frac{\varphi_m - \frac{\sigma_m}{E}}{\varphi_m} \quad (4.25)$$

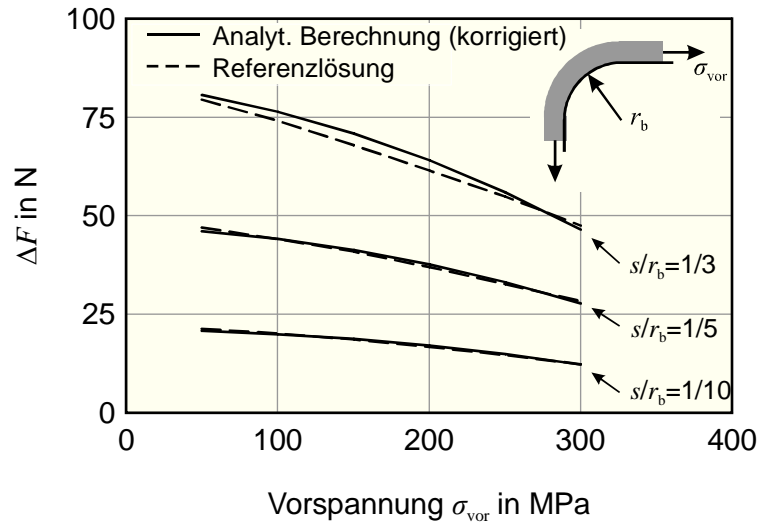


Abbildung 22: Vergleich zwischen korrigierter analytischer Berechnung und Referenzlösung.

Der in diesem Abschnitt beschriebene Korrekturfaktor hat in der Regel nur einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Berechnung der Zugspannungen, da die Reibung und vor allem die ideale Umformkraft wesentlich dominanter sind. Für die Berechnung von Umformprozessen ohne ideale Umformkraft, wie beispielsweise beim sogenannten Hutziehen, ist der Einfluss der Biegekraft jedoch wesentlich größer, sodass der verwendete Korrekturfaktor einen signifikanten Einfluss auf die Zugspannungsberechnung haben kann.

4.2.3 Reibkraft

Auch die Reibung zwischen Blech und Werkzeugen wirkt sich auf die Zugspannungen entlang der Schnittlinie aus. Für die Berechnung werden dabei zwei verschiedene Fälle unterschieden. Zum einen entstehen Reibkräfte durch den Niederhalterdruck, der das Blech im Flanschbereich zwischen Matrize und Niederhalter einklemmt. Und zum anderen entstehen zwischen Werkzeugradialen und Blech Normalkräfte und damit auch Reibkräfte, die dem Werkstofffluss entgegenwirken.

Es wird angenommen, dass der Werkstoff an der äußeren Kante des Flanschs am stärksten gestaucht und somit die größte Blechdicke an dieser Kante erreicht wird. Daher wird die Reibkraft zwischen Niederhalter, Blech und Matrize auf diese Kante reduziert. Damit ergibt sich für den äußeren Knoten $i = n_I$

$$\Delta F_{RN,i=n} = F_{NH} \cdot \mu \cdot 2 \quad (4.26)$$

Wobei μ der Gleitreibungskoeffizient und F_{NH} die Niederhalterkraft ist. Die Reibkoeffizienten zwischen Niederhalter und Blech und zwischen Blech und Matrize werden hier als gleich groß angenommen. Abhängig von der Werkzeugsteifigkeit und dem tatsächlichen Blechdickenverlauf im Flansch verteilen sich die realen Reibkräfte auf einen größeren Flanschbereich als in der Berechnung angenommen, dadurch kann der berechnete

Zugkraftverlauf in diesem Bereich (der maximal die Flanschbreite erreicht) vom realen Zugkraftverlauf abweichen, wobei hinter dem Kontaktbereich in beiden Fällen die Reibkraft ΔF_{RN} erreicht wird. Da hier das Coulombsche Reibgesetz verwendet wird, unterscheidet sich ΔF_{RN} nicht von der Reibkraftberechnung in anderen Simulationsmethoden, die dieses Reibgesetz verwenden und wird deshalb in der vorliegenden Arbeit nicht näher untersucht.

Die Reibkräfte, die an den Werkzeugradien entstehen, werden mit Hilfe der Euler-Eytelweinschen Seilreibung berechnet. Damit ergibt sich für einen Knoten bei dem eine Blechumlenkung um den Winkel $\Delta\alpha_b$ stattfindet ein Kraftzuwachs von ΔF_{RZ} .

$$\Delta F_{RZ,i} = F_{\text{total},i} \cdot e^{\mu \cdot \Delta\alpha_{b,i}} \quad (4.27)$$

Eine Überprüfung dieses Berechnungsansatzes wird mithilfe einer entsprechenden FE-Simulation durchgeführt. Die Reibung am Ziehkantenradius lässt sich in der FE-Simulation nur in Kombination mit der Biegung am Ziehkantenradius berechnen. Es wird dazu das gleiche Modell, wie in Kapitel 4.2.2 verwendet, wobei keine äußere Vorspannung σ_{vor} sondern ein Reibkoeffizient von 0,05, 0,1 oder 0,15 in Kombination mit verschiedenen Niederhalterkräften verwendet wird. Die Blechdicke und -breite betragen 1 mm. In Abbildung 23 sind die entsprechenden Ziehkräfte, die sich aus der Reibkraft und der Biegekraft zusammensetzen, dargestellt.

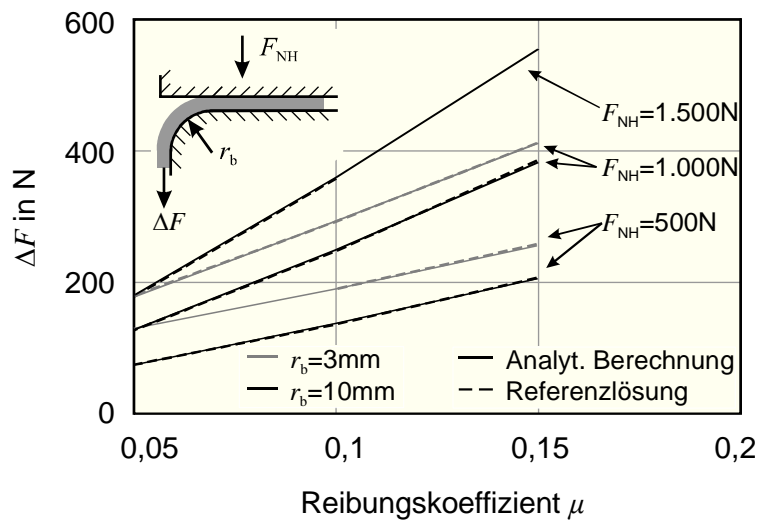


Abbildung 23: Reib- und Biegekräfte am Ziehkantenradius.

Die analytisch berechneten Ziehkräfte sind für alle Kombinationen von Reibbeiwert und Niederhalterkraft nahezu identisch mit den Ergebnissen der FE-Simulationen.

In dieser Arbeit wird für die Reibung beim Tiefziehen ein konstanter Gleitreibungskoeffizient angenommen, die knotenweise Kraftberechnung würde allerdings auch die Berücksichtigung variabler Reibkoeffizienten ermöglichen, die sich entlang der Schnittlinie beispielsweise mit

der jeweiligen Knotengeschwindigkeit ändern. Prinzipiell ist also die beschriebene Berechnungsmethodik auch geeignet, um komplexere Reibmodelle zu berücksichtigen.

Die verschiedenen Kraftkomponenten innerhalb eines Werkstoffelements beeinflussen sich zum Teil gegenseitig. Beispielsweise wird der Spannungszustand, der benötigt wird um das Blech zu biegen, überlagert von dem Spannungszustand, der die Zug-Druck Umformung verursacht. Durch die Überlagerung beider Spannungszustände wird die Fließspannung eher erreicht, sodass die Anteile der einzelnen Spannungszustände geringer ausfallen müssten. Bei der hier vorgestellten Berechnungsmethodik wird jedoch angenommen, dass diese Effekte unabhängig voneinander sind und die Spannungszustände sich nicht gegenseitig beeinflussen. Die berechnete Zugspannung kann dadurch unter Umständen größer sein als sie es in der Realität ist.

4.3 Blechdickenberechnung

Im Folgenden wird die Berechnung der Blechdickenverteilung entlang der Schnittlinie beschrieben, wobei die zuvor berechnete Zugspannungsverteilung und die approximierten Dehnungsverteilungen aus dem ersten Geometrieabwicklungsschritt verwendet werden. Beim Tiefziehen treten drei wesentliche Umformmechanismen auf, die die Blechdicke beeinflussen und in der beschriebenen Berechnungsmethodik berücksichtigt werden. Dies sind:

- Zweiachsiger Zug (ZZ)
- Zug-Druck (ZD)
- Zug-Biegung (ZB)

Die Blechdickenänderungen werden für jeden der drei Fälle entlang der Schnittlinie berechnet und zu einer Gesamt-Blechdickenverteilung aufaddiert.

$$\varphi_{\text{total},i} = \varphi_{\text{ZZ},i} + \varphi_{\text{ZD},i} + \varphi_{\text{ZB},i} \quad (4.28)$$

4.3.1 Blechdickenänderung – zweiachsiger Zug

Eine zweiachsige Zugbelastung tritt bei einem rotationssymmetrischen Tiefziehprozess beispielsweise im Bodenbereich auf. Es wird angenommen, dass dabei ein ebener Spannungszustand vorliegt, also keine Spannung in Normalenrichtung des Blechs vorhanden ist. Die Spannung in Meridianrichtung σ_ϕ ist aus Kapitel 4.2 bekannt. Die Spannung in tangentialer Richtung entspricht aufgrund der Rotationssymmetrie der radialen Zugspannung, unter der Voraussetzung, dass das jeweilige Werkstoffelement nach außen gezogen wird, anderenfalls liegt eine Zug-Druck-Umformung vor (Kapitel 4.3.1). Ob sich ein Werkstoffelement während des Tiefziehens nach außen oder nach innen bewegt, ist

näherungsweise aus der ersten Geometrieabwicklung bekannt. Dabei wird immer eine zweiachsige Zugbelastung angenommen, wenn sich das Werkstoffelement nicht nach innen bewegt, da eine Bewegung nach außen aufgrund der Annahme konstanter Blechdicke in dieser ersten Geometrieabwicklung noch nicht möglich ist. Damit sind für den Fall einer zweiachsigen Zugbelastung alle Hauptspannungen bekannt.

$$\begin{aligned}\sigma_{\theta} &= \sigma_{\phi} \\ \sigma_{\psi} &= 0\end{aligned}\quad (4.29)$$

Die Vergleichsspannung σ_v und die Vergleichsdehnung φ_v sind im ebenen Spannungszustand gegeben durch

$$\sigma_v = \sigma_{\phi} \cdot \sqrt{1 - \alpha + \alpha^2} \quad (4.30)$$

$$\varphi_v = \varphi_{\phi} \cdot \sqrt{\frac{4}{3}(1 + \beta + \beta^2)} \quad (4.31)$$

Wobei α das Spannungsverhältnis und β das Dehnungsverhältnis angibt.

$$\alpha = \frac{\sigma_{\theta}}{\sigma_{\phi}}, \quad \beta = \frac{\varphi_{\theta}}{\varphi_{\phi}} \quad \text{und} \quad \alpha = \frac{2\beta + 1}{2 + \beta} \quad (4.32)$$

Mit Gleichung (4.29) ergibt sich aus Gleichung (4.30) die Vergleichsspannung.

$$\sigma_v = \sigma_{\phi} \quad (4.33)$$

Aus der Vergleichsspannung kann dann über eine beliebige Fließkurve der Vergleichsumformgrad bestimmt werden, sodass sich aus Gleichung (4.31) die Umformgrade in Meridianrichtung und in Umfangsrichtung ergeben.

$$\varphi_v = \varphi_{\phi} \cdot 2 \Rightarrow \varphi_{\phi} = \varphi_{\theta} = \frac{\varphi_v}{2} \quad (4.34)$$

Die Formänderung in Blechdickenrichtung ist dann

$$\varphi_{\psi} = -\varphi_v \quad (4.35)$$

Bei Verwendung eines Fließgesetzes nach Swift (4.19) ergibt sich für einen Knoten i der Schnittlinie durch eine zweiachsige Zugbelastung dann die Blechdickenänderung

$$\varphi_{ZZ,i} = -\left(\frac{\sigma_{\phi,i}}{K_S}\right)^{\frac{1}{n}} + \varphi_0 \quad (4.36)$$

Auf diese Weise wird für jeden Knoten entlang der Schnittlinie die Blechdickenänderung berechnet.

Für diese Berechnung wurde als einzige Vereinfachung ein starrplastisches Werkstoffverhalten angenommen, das neben weiteren Vereinfachungen auch bei der Berechnung der nachfolgend beschriebenen Zug-Druck Umformung verwendet wird. Da durch diese Vereinfachung somit eher kleinere Ungenauigkeiten als in der Berechnung der Zug-Druck-Umformung zu erwarten sind, wird hier keine Überprüfung des Berechnungsansatzes durchgeführt, sondern erst für die Berechnung der Zug-Druck Umformung.

4.3.1 Blechdickenänderung – Zug-Druck

Eine Zug-Druck-Umformung findet beim Tiefziehen von rotationssymmetrischen Teilen dadurch statt, dass der Werkstoff im Prozess nach innen gezogen wird. Durch die Umfangsverkleinerung wird der Werkstoff in Umfangsrichtung gestaucht während in radialer Richtung Zugbelastungen auftreten. Die Stauchung in Umfangsrichtung ist aus dem ersten Geometrieabwicklungsschritt in guter Näherung gegeben. Auch die Zugspannung in Meridianrichtung ist aus den Berechnungen in Kapitel 4.2 bekannt. Wie schon im vorherigen Abschnitt wird auch hier ein ebener Spannungszustand vorausgesetzt. Es sind damit die Spannungen in Meridian- und in Normalen-Richtung und die Formänderung in Umfangsrichtung gegeben, wohingegen die Formänderungen der übrigen Hauptrichtungen zu berechnen sind.

Mit der Fließfunktion nach Swift Gleichung (4.19) können Vergleichsumformgrad und Vergleichsspannung in Beziehung gesetzt werden.

$$K_s \cdot \left(\varphi_0 + \frac{\varphi_\theta}{\beta} \cdot \sqrt{\frac{4}{3}(1 + \beta + \beta^2)} \right)^n = \sigma_\phi \cdot \sqrt{1 - \frac{2\beta + 1}{2 + \beta} + \left(\frac{2\beta + 1}{2 + \beta}\right)^2} \quad (4.37)$$

Das Dehnungsverhältnis β , das für die Berechnung der Formänderung in Meridianrichtung benötigt wird, lässt sich aus Gleichung (4.37) aufgrund des Verfestigungs-Exponenten n nur numerisch ermitteln. Da ein Ziel dieser Arbeit in der möglichst schnellen Berechnung des Tiefziehprozesses liegt, wird an dieser Stelle mit einer linearisierten Fließkurve gearbeitet, um die zeitaufwändige numerische Berechnung zu umgehen. Durch eine solche Fließkurve (Gleichung 4.38) wird der Bereich der Swift-Fließkurve approximiert, in dem die Umformung des betrachteten Werkstoffelements abläuft.

$$k_f = \sigma_0 + K_L \cdot \varphi_v \quad (4.38)$$

Für die Einschnitt-Simulation bedeutet das, dass die approximierte Vergleichsdehnung $\varphi_{v,i}$, die sich für ein Werkstoffelement i aus dem ersten Geometrieabwicklungsschritt ergibt, die

Obergrenze des linearisierten Fließkurvenbereichs darstellt. Die linearisierte Fließkurve für dieses Element wird dann ermittelt indem eine Gerade durch zwei Stützstellen auf der Swift-Fließkurve gelegt wird. Hierzu wurden als Stützstellen die Fließkurvenpunkte bei einem Viertel und bei drei Viertel der Vergleichsdehnung $\varphi_{v,i}$ verwendet. Abbildung 24 verdeutlicht die beschriebene Linearisierung. Dabei ermöglicht die in Kapitel 4.4 beschriebene Mehrschrittberechnung eine sehr genaue Approximation der Swift-Fließkurve.

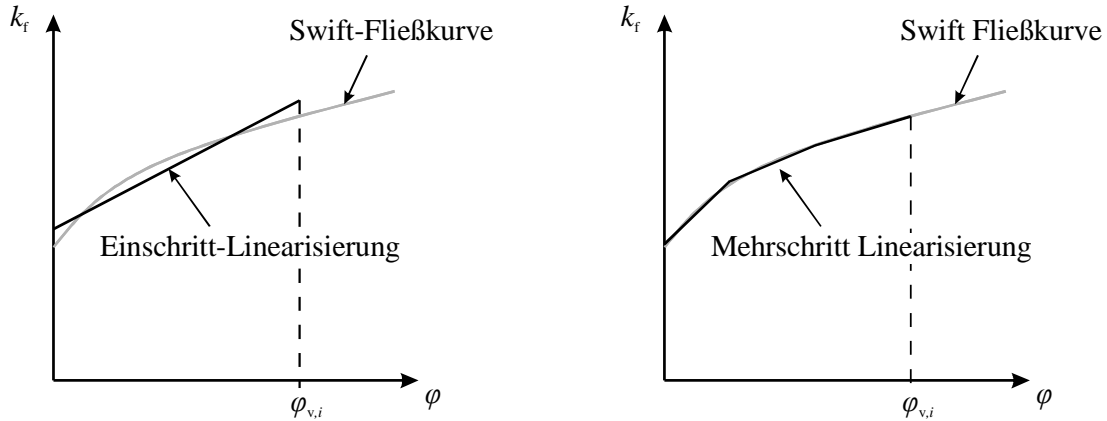


Abbildung 24: Fließkurven-Linearisierung.

Unter Verwendung des linearen Fließgesetzes wird in Gleichung (4.39) erneut die Vergleichsdehnung in die Vergleichsspannung umgerechnet. Durch entsprechendes Umformen und Quadrieren der Gleichung ergibt sich eine quartische Gleichung mit der Unbekannten β .

$$\begin{aligned}
 \sigma_0 + K_L \cdot \frac{\varphi_\theta}{\beta} \cdot \sqrt{\frac{4}{3}(1 + \beta + \beta^2)} &= \sigma_\phi \cdot \sqrt{1 - \frac{2\beta + 1}{2 + \beta} + \left(\frac{2\beta + 1}{2 + \beta}\right)^2} \\
 \Leftrightarrow \sigma_0(2 + \beta)\beta &= \left[\sigma_\phi \cdot \beta\sqrt{3} - K_L \cdot (2 + \beta)\varphi_\theta \cdot \sqrt{\frac{4}{3}} \right] \sqrt{\beta^2 + \beta + 1} \\
 \Rightarrow \sigma_0^2(2 + \beta)^2 \beta^2 &= \left[\sigma_\phi \cdot \beta\sqrt{3} - K_L \cdot (2 + \beta)\varphi_\theta \cdot \sqrt{\frac{4}{3}} \right]^2 (\beta^2 + \beta + 1)
 \end{aligned} \tag{4.39}$$

Quartische Gleichungen können analytisch exakt berechnet werden. In dieser Arbeit wird dazu die Methode nach Ferrari angewendet (vgl. Kochendörffer, 1974), die jedoch aufgrund ihres Umfangs hier nicht weiter erläutert wird. Durch die Lösung der Gleichung wird das Dehnungsverhältnis β bestimmt, sodass der Umformgrad φ_ϕ und über die Volumenkonstanz der Umformgrad φ_ψ bestimmt werden kann.

$$\begin{aligned}
 \varphi_\phi &= \frac{\varphi_\theta}{\beta} \\
 \varphi_\psi &= -\varphi_\theta - \varphi_\phi
 \end{aligned} \tag{4.40}$$

Die Blechdickenänderung $\varphi_{ZD,i}$, verursacht durch die Zug-Druck-Umformung, für einen Knoten i auf der Schnittlinie ist dann

$$\varphi_{ZD,i} = -\varphi_{\theta,i} - \frac{\varphi_{\theta,i}}{\beta_i} \quad (4.41)$$

Mit dem Dehnungsverhältnis β_i als Funktion der Spannung $\sigma_{\phi,i}$, dem Umformgrad $\varphi_{\theta,i}$ und der Parameter, der linearisierten Fließkurve.

$$\beta_i = f(\sigma_{\phi,i}, \varphi_{\theta,i}, \sigma_{0,i}, K_{L,i}) \quad (4.42)$$

Im Gegensatz zur Zug-Zug-Umformung, die im vorherigen Abschnitt beschrieben wurde, stellt die Annahme eines ebenen Spannungszustandes bei der Zug-Druck-Umformung eine größere Vereinfachung dar, weil diese hauptsächlich im Flanschbereich des Bauteils stattfindet und somit der durch den Niederhalter aufgebrachte Normalendruck vernachlässigt wird. Der beschriebene Berechnungsansatz würde ohne weiteres die Berücksichtigung einer Normalspannung zulassen, jedoch lässt diese sich aufgrund der unbekanntenen elastischen Werkzeugverformung und der zu diesem Zeitpunkt ebenfalls unbekanntenen Blechdickenverteilung, nur schwer abschätzen. Des Weiteren ist beim Tiefziehen der Niederhalterdruck in der Regel wesentlich kleiner als die Spannungen in Flanschebene, sodass eine Vernachlässigung des Niederhalterdrucks auf den Spannungszustand nur minimale Auswirkungen auf die Formänderungsverteilungen im Bauteil hat.

Zur Überprüfung des vorgestellten Berechnungsansatzes wird folgendes Simulationsmodell verwendet: Ein würfelförmiges Werkstoffelement wird unter einer gegebenen Zugspannung σ_{vor} quer zur Vorspannrichtung gestaucht. Der Umformgrad φ_{Zug} , der sich unter diesen Randbedingungen in Vorspannrichtung einstellt, wird analytisch berechnet und mit der Referenzlösung verglichen. Die Referenzlösung wird durch eine FE-Simulation mit dem Programm Abaqus-Standard (Version 6.9) berechnet, wobei ein einzelnes Kontinuumsselement zunächst mit der Vorspannung σ_{vor} belastet und anschließend in zehn Schritten auf einen Umformgrad von $\varphi_{\text{Stauch}} = -0,1$ gestaucht wird. Es wird das gleiche Werkstoffverhalten zugrundegelegt wie in Kapitel 4.2.1, Gleichung (4.15).

Abbildung 25 zeigt die berechneten Formänderungen in Abhängigkeit der Vorspannkraft σ_{vor} , wobei auch für die analytische Berechnung zehn Umformschritte verwendet werden, um die Stauchung aufzubringen.

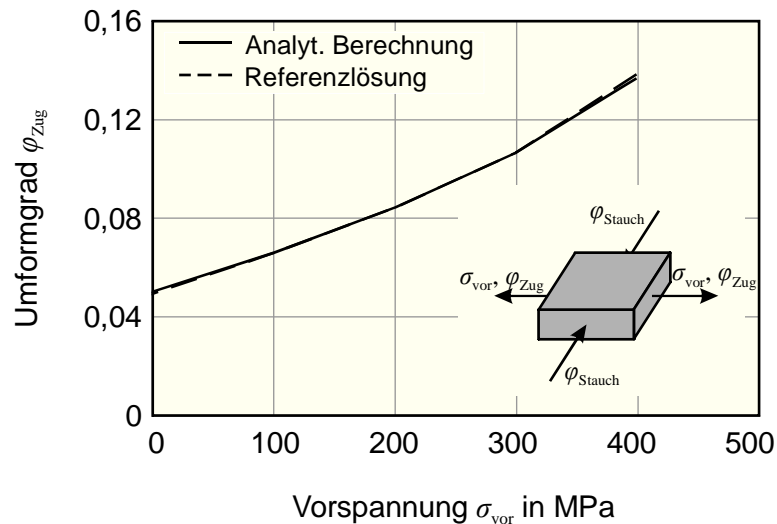


Abbildung 25: Vergleich der analytisch berechneten Zug-Druck-Umformung und der Referenzlösung.

Die Übereinstimmung zwischen analytischer Berechnung und Referenzlösung ist für alle betrachteten Vorspannungen sehr gut, sodass die Linearisierung der Fließkurve, die als notwendige Vereinfachung in der analytischen Berechnung der Zug-Druck Umformung durchgeführt wird, hier als vernachlässigbar angenommen werden kann.

4.3.2 Blechdickenänderung – Zug-Biegung

Beim Tiefziehen wird das Blech in verschiedenen Bauteilbereichen durch Biegung beansprucht. Am Ziehkantenradius beispielsweise wird der einlaufende Werkstoff zunächst in eine Richtung gebogen und beim Einlauf in die Zarge wieder in die entgegengesetzte Richtung zurückgebogen. Da der Werkstoff gleichzeitig einer Zugbelastung tangential zum Biegeradius unterworfen ist, kommt es bei diesen Biegevorgängen zu einer Abnahme der Blechdicke. Dabei hängt die Blechdickenabnahme von dem Verhältnis aus Blechdicke zu Biegeradius und von der Größe der überlagerten Zugspannung ab. Die Zugspannung ist aus Kapitel 4.2 bekannt. Ob und wie stark das Blech an einer Stelle gebogen wird ergibt sich aus den Positionen eines Knotens in der Bauteilgeometrie und in der Platinegeometrie, die aus der ersten Geometrieabwicklung bekannt ist. Um die Biegebelastung des jeweiligen Knotens zu bestimmen, wird eine Bewegungsbahn ermittelt, indem eine Verbindungslinie von der Knotenposition in der Platine bis zur Knotenposition im Bauteil über die Bauteilgeometrie gespannt wird, wie in Abbildung 26 dargestellt. Unter der Annahme, dass sich das Blech während der Umformung entlang dieser Knotenbahn ausrichtet, lässt sich für den betrachteten Knoten aus seiner Bewegungsbahn die Blechbiegung während der Umformung ablesen. Durch dieses Vorgehen soll gewährleistet werden, dass nicht nur die Biegungen erfasst werden, die in der Bauteilgeometrie vorliegen, sondern auch die Biegevorgänge, die der jeweilige Knoten auf dem Weg dorthin erfährt. Beispielsweise kann so die Wechselbiegung am Ziehringradius erfasst werden, obwohl das Blech in der Zarge am Ende der Umformung

nicht mehr gebogen ist (siehe Abbildung 26 links). Die Annahme, dass sich das Blech während der Umformung entlang der jeweiligen Knotenbahn ausrichtet, ist für manche Bauteilbereiche nicht zutreffend. Beispielsweise der Bodenbereich eines Napfes bewegt sich vertikal nach unten, das Blech im Bodenbereich ist während und nach der Umformung aber nicht vertikal sondern horizontal ausgerichtet (siehe Abbildung 26 rechts). Da sich für diese Knoten jedoch gerade Knotenbahnen ergeben (also keine Biegebelastung), wirkt sich diese zum Teil falsche Annahme nicht auf die Ergebnisqualität aus. Es muss jedoch zusätzlich die Biegung eines Knotens berücksichtigt werden, die sich aus der Kontur der Bauteilgeometrie ergibt, sodass z.B. auch die Krümmung eines gewölbten Bodens berücksichtigt wird, obwohl sich für einen entsprechenden Knoten eine gerade Bewegungsbahn ergibt (siehe Abbildung 26 rechts).

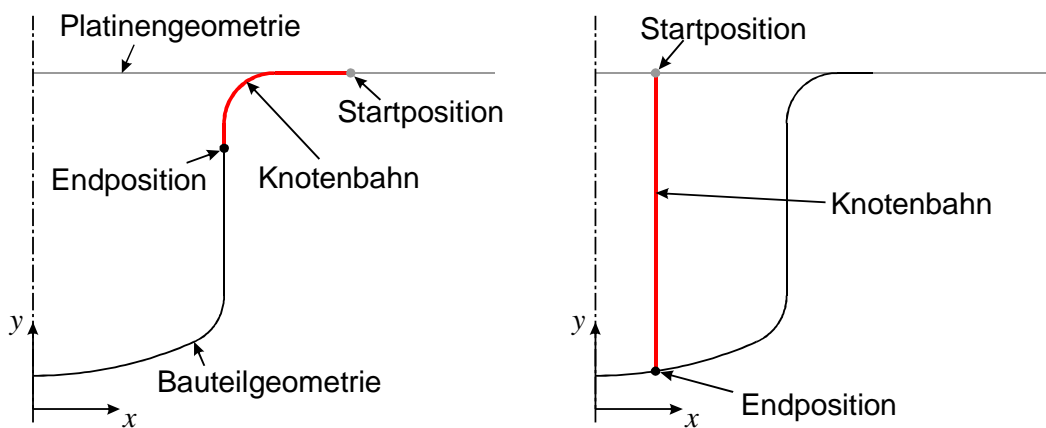


Abbildung 26: Bewegungsbahn eines Knotens.

Aus einer Folge von Biegungen, die sich für einen Knoten ergeben kann dann die resultierende Blechdickenänderung berechnet werden. Es wird dazu angenommen, dass keine Scherung in Blechdickenrichtung auftritt. Die Verteilung der Formänderung $\varphi_\phi(\psi)$ durch die Blechdicke in einem gebogenen Werkstoffelement ist dann

$$\varphi_\phi(\psi) = \frac{\psi + h}{r_b} \quad (4.43)$$

Wobei r_b der Biegeradius der mittleren Blechfaser und h der Abstand der ungedehnten Faser von der mittleren Faser ist. Damit ergeben sich für den Blechquerschnitt die in Abbildung 27 dargestellten Verläufe für Umformgrad und Spannung.

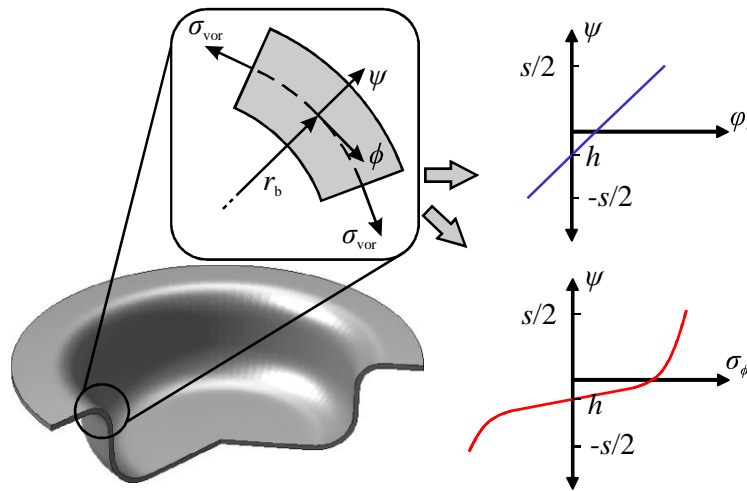


Abbildung 27: Verlauf von Umformgrad und Spannung durch die Blechdicke.

Der Abstand h zwischen der ungedehnten und der mittleren Faser kann dann über das Kräftegleichgewicht in ϕ -Richtung berechnet werden. Demnach müssen die überlagerte Zugspannung und der in Abbildung 27 dargestellte Spannungsverlauf sich gegenseitig aufheben. Wie in Abbildung 28 dargestellt, gibt es im Spannungsverlauf rechts im Bild einen symmetrischen Teil, bei dem die Druck- und Zugspannungen sich gegenseitig aufheben. Der verbleibende Zugspannungsanteil (der schraffierte Teil im rechten Diagramm) muss also dieselbe Kraft aufbringen, wie die überlagerte Zugspannung σ_{vor} (der schraffierte Teil im linken Diagramm). Die überlagerte Zugspannung σ_{vor} entspricht der in Kapitel 4.2 berechneten Zugspannung.

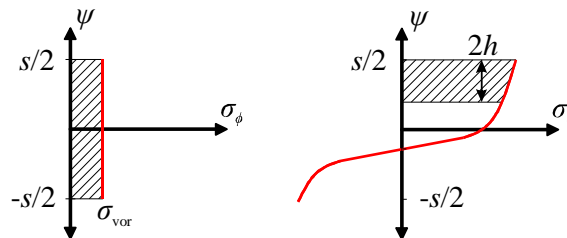


Abbildung 28: Kräftegleichgewicht.

Es ergibt sich folgende Gleichung für das Kräftegleichgewicht:

$$\sum F_\phi = 0 \Rightarrow w \cdot \sigma_{\text{vor}} \cdot s - w \cdot \int_{-s/2}^{s/2} \sigma_\phi(\varphi_\phi(\psi)) d\psi = 0 \quad (4.44)$$

Die Verwendung der Swift-Fließkurve (4.19) ermöglicht hier nur eine numerische Lösung der Gleichung. Deshalb wird wieder eine linearisierte Fließkurve verwendet, wobei hier nur der relevante Bereich um $\psi=s/2-h$ approximiert wird (schraffierte Fläche Abbildung 28 rechts). Unter Annahme der linearen Fließkurve aus Gleichung (4.38) und eines ebenen Formänderungszustandes mit den entsprechenden Umrechnungen für Vergleichsumformgrad

und Vergleichsspannung (Gleichungen 4.30 und 4.31) wird Gleichung (4.44) nach h aufgelöst.

$$h = \frac{3r_b \cdot s \cdot \sigma_{\text{vor}}}{4(\sqrt{3} \cdot \sigma_0 \cdot r_b + K_L \cdot s)} \quad (4.45)$$

Aufgrund des linearen Dehnungsverlaufs in Blechdickenrichtung und des ebenen Formänderungszustands, entspricht die durchschnittliche Blechdickänderung φ_ψ der negativen Dehnung φ_ϕ an der mittleren Blechfaser.

$$\varphi_\psi = -\varphi_\phi(0) \quad (4.46)$$

Die durch die Biegung verursachte Blechdickenänderung an einem Knoten i auf der Schnittlinie ist damit:

$$\varphi_{\text{ZB},i} = -\frac{3 \cdot s_i \cdot \sigma_{\phi,i}}{4(\sqrt{3} \cdot \sigma_{0,i} \cdot r_{b,i} + K_{L,i} \cdot s_i)} \quad (4.47)$$

Für den Fall, dass ein Knoten während der Umformung mehrmals gebogen wird, werden die einzelnen Blechdickenänderungen für jeden Biegevorgang einzeln berechnet und anschließend zu einer Gesamtlechdickenänderung addiert.

Für die Überprüfung der analytischen Berechnung der Zug-Biegebelastung am Ziehkantenradius wird das gleiche Simulationsmodell verwendet wie in Kapitel 4.2.2, wobei hier nicht die Zugkräfte sondern die Formänderungen in Blechdickenrichtung nach dem Ziehkanteneinlauf und nach dem Ziehkantenauslauf betrachtet werden. Es werden außerdem die gleichen Variationen von Ziehkantenradius und Vorspannkraft untersucht und dieselben FE-Simulationen als Referenzlösungen verwendet wie in Kapitel 4.2.2. Abbildung 29 zeigt die berechneten Blechdickendehnungen im Vergleich mit den Referenzlösungen. Es fällt auf, dass in allen Fällen die Blechdünnung unterschätzt wird. Die Abweichung ist nahezu unabhängig von der Vorspannung, steigt jedoch signifikant mit zunehmendem Biegeverhältnis s/r_b . Diese Abweichung lässt sich dadurch erklären, dass in der analytischen Berechnung nur die Spannungen entlang der Biegekontur berücksichtigt werden. Im realen Prozess treten dagegen dreidimensionale Spannungszustände auf, sodass die Fließspannung durch diese überlagerten Spannungen eher erreicht wird. Da aber die Spannungen in Meridianrichtung also entlang der Biegekontur ein Kräftegleichgewicht mit der Vorspannung σ_{vor} bilden, werden die Blechfasern in Meridianrichtung so weit gedehnt, dass die erforderlichen Meridianspannungen trotz der überlagerten Spannungen erreicht werden. Die Blechdünnung vergrößert sich somit durch die überlagerten Spannungen. Da der Einfluss der überlagerten Spannungen bei engeren Biegeradien zunimmt, wird auch die Abweichung der berechneten Formänderungen mit steigendem Biegeverhältnis größer. Zwar ist auch ein Einfluss des Werkstoffverhaltens zu erwarten, da aber auch der Einfluss der Vorspannung

klein ist im Vergleich zum Biegeverhältnis (siehe Abbildung 29), wird das Biegeverhältnis in diesem Zusammenhang als dominante Größe angenommen.

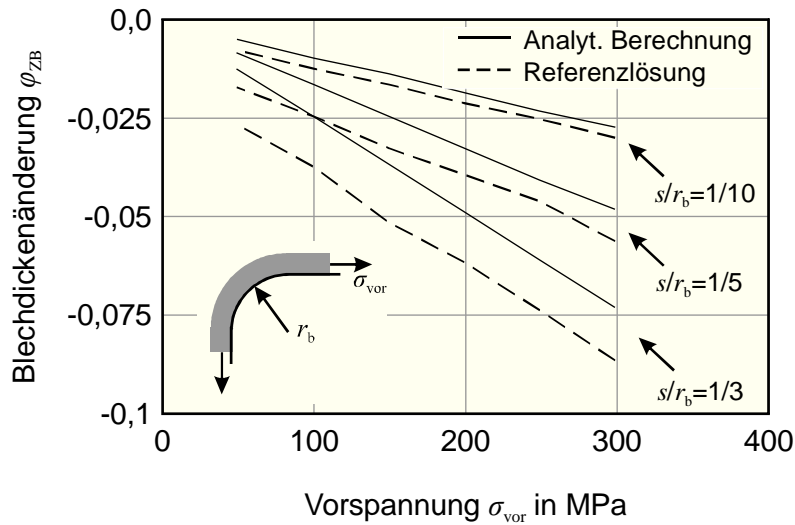


Abbildung 29: Vergleich der Blechkickenänderung am Ziehkanteneinlauf in Abhängigkeit der Vorspannung.

Um die Genauigkeit der analytischen Berechnung zu verbessern wurde, mithilfe der Referenzlösungen der folgende Korrekturterm, der linear vom Biegeverhältnis abhängt, empirisch bestimmt.

$$\varphi_{ZB,korr} = -0,04 \cdot \frac{s}{r_b} \tag{4.48}$$

$$\Rightarrow \varphi_{ZB,i} = -\frac{3 \cdot s_i \cdot \sigma_{\phi,i}}{4(\sqrt{3} \cdot \sigma_{0,i} \cdot r_{b,i} + K_{L,i} \cdot s_i)} - 0,04 \cdot \frac{s_i}{r_{b,i}}$$

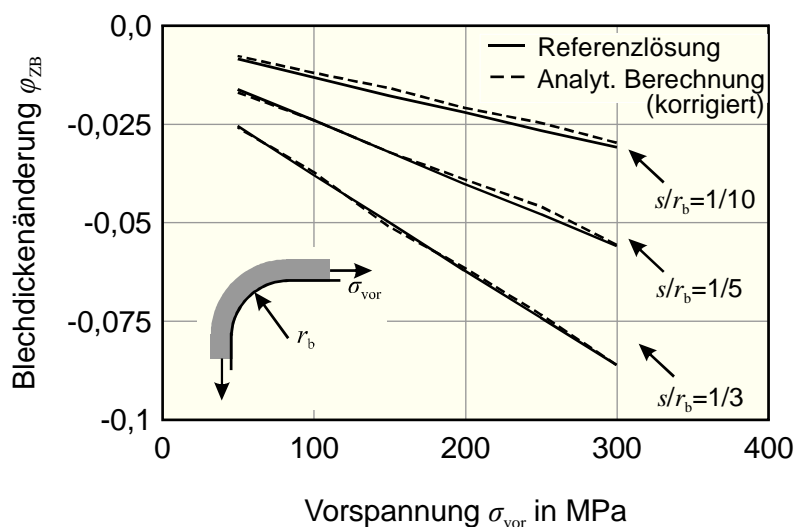


Abbildung 30: Vergleich der Blechkickenänderung am Ziehkanteneinlauf in Abhängigkeit der Vorspannung.

Die Addition des Korrekturterms zu der berechneten Blechdickenänderung ermöglicht eine wesentlich genauere Bestimmung der Formänderungen, wie in Abbildung 30 dargestellt.

Abbildung 31 zeigt unter Angabe der relevanten Gleichungen nochmal den gesamten Berechnungsablauf, der von den Knotenkoordinaten einer entsprechenden Bauteilkontur über die vereinfachte Geometrieabwicklung zu einer genauen Berechnung der Blechdickenverteilung und somit zu einer genauen Geometrieabwicklung führt, die schließlich die Formänderungsverteilungen im umgeformten Bauteil liefert.

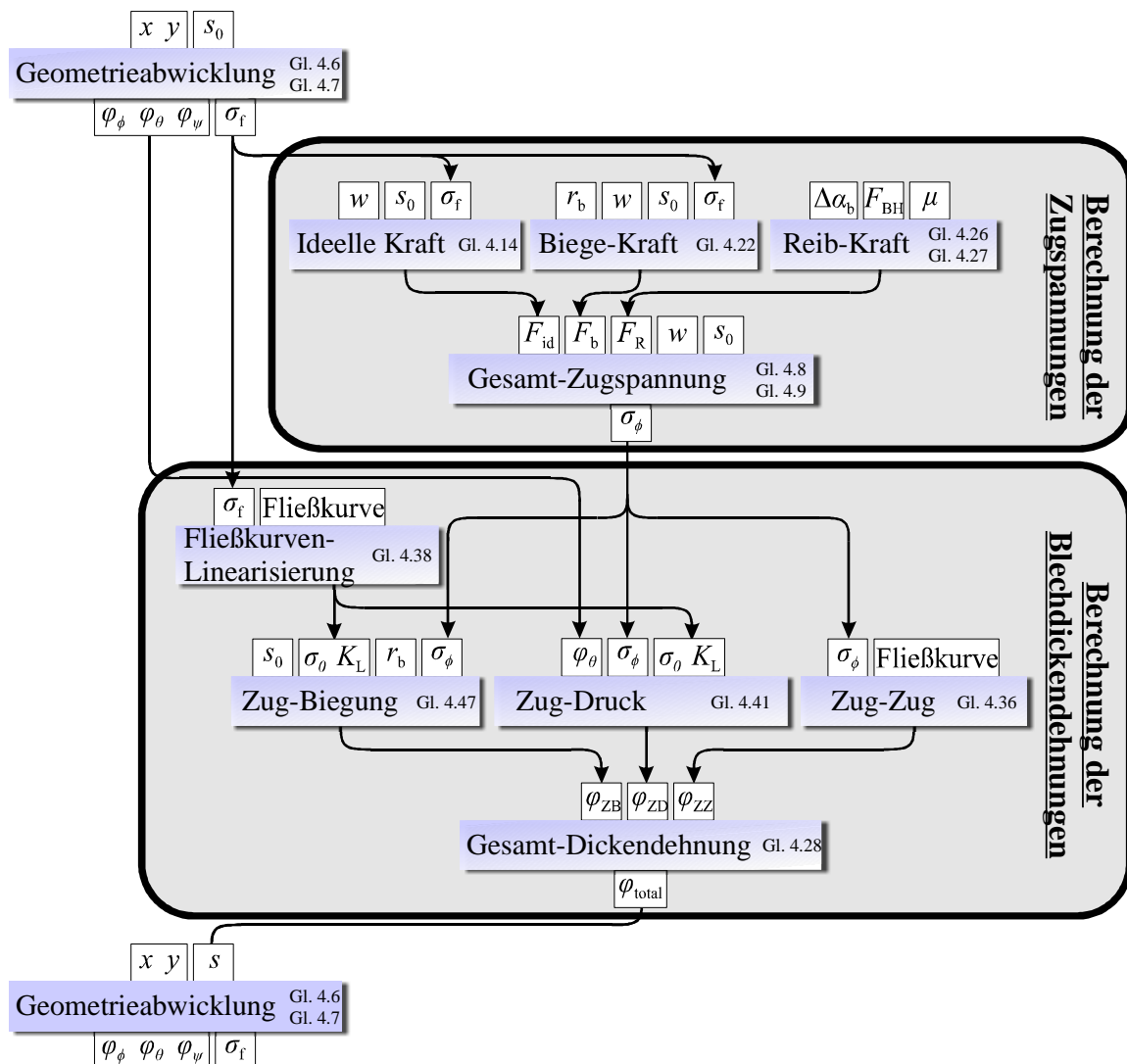


Abbildung 31: Berechnungsablauf.

4.4 Mehrschrittansatz

Da die oben beschriebene Berechnung des Tiefziehprozesses nur einen einzigen Umformschritt (von der Platinengeometrie zur Bauteilgeometrie) berücksichtigt, ergeben sich für eine entsprechende Prozesssimulation die folgenden Nachteile:

- Keine Berücksichtigung von nichtlinearen Deformationspfaden,
- keine Berücksichtigung variabler Niederhalterkräfte,
- keine Berücksichtigung variabler Stempelgeschwindigkeiten, bei ratenabhängigem Werkstoffverhalten.

Die letzten zwei Punkte führen zu Einschränkungen der Modellierbarkeit einiger Effekte, die besonders für die Prozessauslegung von Interesse sind. Die Vernachlässigung der Deformationspfade führt im Wesentlichen zu Ungenauigkeiten in der Berechnung der Formänderungen, da die zeitlichen Änderungen der radialen Zugspannungen, die die Deformation des Werkstoffs signifikant beeinflussen, nicht berücksichtigt werden können. Auch Werkstoffmodellierungen mit kinematischer Verfestigung sind nur durch die Berücksichtigung nichtlinearer Deformationspfade anwendbar.

Im Hinblick auf ein realistisches Prozesssimulationsergebnis ist es also notwendig, mehrere Deformationsschritte zu berechnen, um so die genannten Effekte abbilden zu können und somit die Genauigkeit der Simulation zu steigern. In diesem Kapitel wird daher ein entsprechender Ansatz beschrieben, der die Einschrittmethode auf eine Mehrschrittmethode erweitert. Diese Mehrschrittmethode beinhaltet die folgenden Berechnungsschritte: Im ersten Berechnungsschritt werden aus der Bauteilgeometrie Zwischenkonturen erzeugt, die den verschiedenen Ziehtiefen entsprechen. Die Knoten der Bauteilgeometrie werden dann unter Annahme einer konstanten Blechdicke auf diese Zwischenkonturen abgewickelt, womit sich für die einzelnen Deformationsschritte approximierte Dehnungsverteilungen ergeben. Diese werden dann genutzt, um die Entwicklung der Blechdickenverteilung von der Platinengeometrie bis zur Bauteilgeometrie zu berechnen. Die Blechdickenverteilung, die auf diese Weise für das komplett umgeformte Bauteil berechnet wird, wird dann für eine abschließende Geometrieabwicklung des Bauteils genutzt, um so eine genauere Platinengeometrie und genauere Verteilungen der übrigen Formänderungen im Bauteil zu erhalten. Die Berechnung der Zwischengeometrien und der genaue Berechnungsablauf für die Blechdickenberechnung werden in den folgenden Abschnitten erläutert.

4.4.1 Erzeugung der Zwischengeometrien

Um die Zwischengeometrien der Schnittlinienkontur zu erzeugen, wird angenommen dass das Blech auf dem kürzesten Weg zwischen den Werkzeuggeometrien gespannt ist, sodass die entsprechende Zwischengeometrie in den Bereichen ohne Werkzeugeingriff einen geraden Verlauf annimmt. Solch ein gerader Verlauf entspricht nicht immer dem realen Verhalten, da

sich jedoch auch im realen Verlauf der freien Blechbereiche keine großen Krümmungen einstellen, wirkt sich diese Vereinfachung nur minimal auf die Genauigkeit der berechneten Formänderungen aus. Um die gesuchten Zwischengeometrien zu berechnen, werden zunächst aus der gegebenen Schnittlinienkontur des Bauteils die Stempel- und die Matrizengeometrie ermittelt. Diese lassen sich, wie in Abbildung 32, als Kreise darstellen, wobei von jedem Werkzeug nur die konvex gekrümmten Geometriebereiche berücksichtigt werden müssen. Die konkav gekrümmten Bereiche entsprechen den konvexen Bereichen des Gegenwerkzeugs. Für die Schnittlinienkontur in Abbildung 32 ergeben sich also die hell schattierten Kreise für die Stempelgeometrie und die dunkel schattierten Kreise für die Matrizengeometrie.

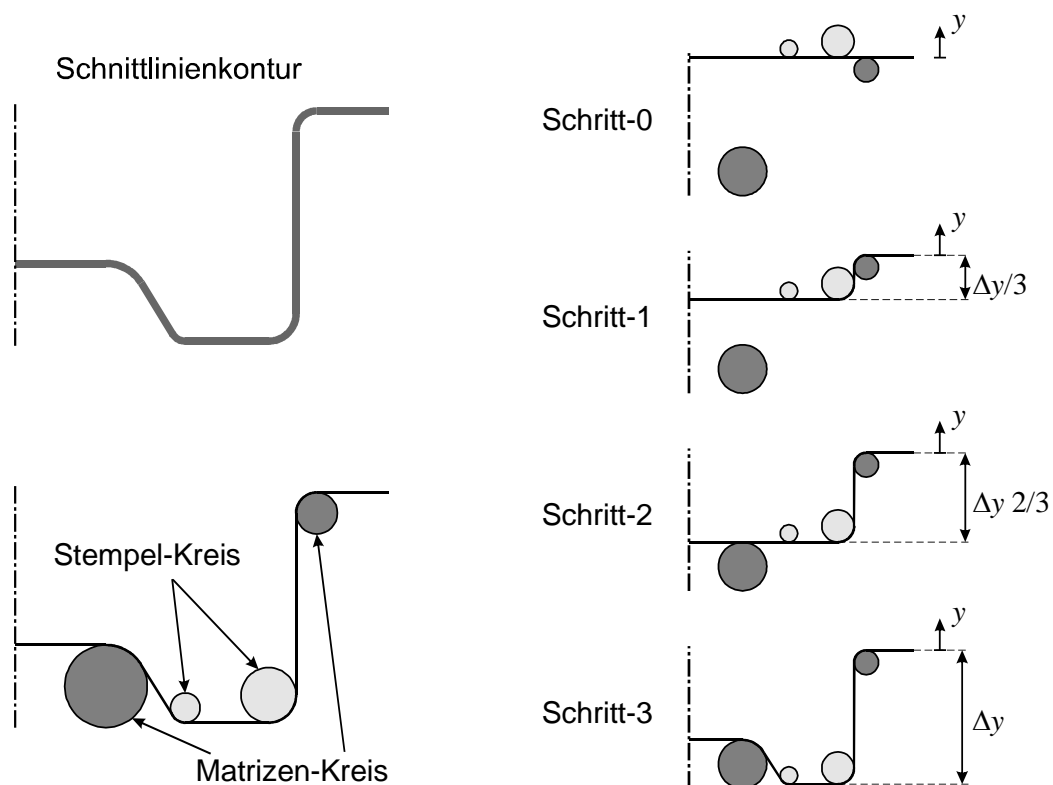


Abbildung 32: Erzeugung der Zwischengeometrien.

Die jeweilige Zwischengeometrie ergibt sich dann indem die Konturlinie entlang dieser Werkzeugkreise gespannt wird, wobei die Stempelkreise entsprechend der momentanen Ziehtiefe verschoben werden (Abbildung 32). Auf diese Weise werden für verschiedene Ziehtiefen Zwischengeometrien berechnet. Um die Knotenpositionen auf diesen Geometrien zu bestimmen, wird auf jede Zwischengeometrie die Bauteilkontur (gegeben durch die Knotenpositionen) abgewickelt. Für die erste Zwischengeometrie (Schritt-0 in Abbildung 32), entspricht das der Geometrieabwicklung, die bei der Einschrittmethode angewendet wurde. Da die übrigen Zwischengeometrien komplexere Formen annehmen, wird auch die Berechnung der Geometrieabwicklung aufwändiger. Abbildung 33 veranschaulicht das Vorgehen bei der Berechnung der Abwicklung auf eine gekrümmte Zwischengeometrie.

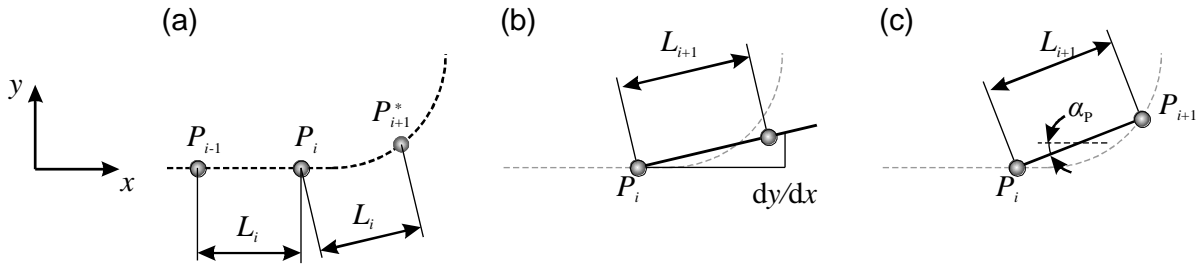


Abbildung 33: Geometrieabwicklung auf gekrümmte Kontur. (a) Abschätzung der neuen Knotenposition. (b) Neue Elementlänge. (c) Neue Knotenposition.

Bei der Berechnung wird vereinfachend angenommen, dass der Geometrieverlauf zwischen einem Knoten P_i und dem folgenden Knoten P_{i+1} gerade ist mit der Steigung dy/dx , wie in Abbildung 33 (b) dargestellt. Diese Gerade wird durch die Knotenpositionen P_i und P_{i+1}^* aufgespannt, wobei die Knotenposition P_{i+1}^* durch die Annahme abgeschätzt wird, dass die radiale Elementlänge L_{i+1} der Länge des vorherigen Elements L_i entspricht, wie in Abbildung 33 (a) dargestellt. Mit dem Volumen V_{i+1} vom Element $i+1$ lässt sich dann die tatsächliche Länge L_{i+1} berechnen:

$$\begin{aligned}
 V_{i+1} &= L_{i+1} \cdot s_0 \cdot \left(w_i + \frac{L_{i+1}}{2} \frac{dy}{dx} dw_{i+1} \right) \\
 \Rightarrow 0 &= \frac{L_{i+1}^2}{2} \frac{dy}{dx} dw_{i+1} + L_{i+1} \cdot w_i - \frac{V_{i+1}}{s_0} \\
 \Rightarrow L_{i+1} &= \sqrt{\left(\frac{w_i}{dw_{i+1}} \frac{dx}{dy} \right)^2 - \frac{V_{i+1}}{s_0} \frac{2}{dw_{i+1}} \frac{dx}{dy} - \frac{w_i}{dw_{i+1}} \frac{dx}{dy}}
 \end{aligned} \tag{4.49}$$

Die Elementbreite w_i an einem Knoten i und die Steigung dieser Elementbreite dw_i sind im Fall von rotationssymmetrischen Tiefziehprozessen gegeben durch:

$$w_i = 2\pi \cdot x_i \text{ und } dw_i = 2\pi \tag{4.50}$$

Aus der Länge L_{i+1} ergibt sich schließlich die Position des nächsten Knotens.

$$P_{i+1} = \begin{pmatrix} x_{i+1} \\ y_{i+1} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} x_i + L_{i+1} \cdot \cos \alpha_{P,i+1} \\ y_i + L_{i+1} \cdot \sin \alpha_{P,i+1} \end{pmatrix} \tag{4.51}$$

Wobei α_{i+1} der Winkel des neuen Elements mit der x-Achse ist (siehe Abbildung 33(c)).

$$\alpha_{P,i+1} = \alpha_{P,i} + \frac{L_{i+1}}{2} \kappa_{w,i+1} \tag{4.52}$$

Die Krümmung κ_w ist durch die Radien der einzelnen Werkzeugkreise (siehe Abbildung 32) überall auf der Zwischengeometrie bekannt, sodass alle Knotenpositionen mit Gleichung (4.51) nacheinander berechnet werden können.

4.4.2 Berechnungsablauf

Nachdem die Zwischengeometrien mit den jeweiligen Knotenpositionen bestimmt wurden, erfolgt die Berechnung der Blechdickenverteilung für jeden Deformationsschritt. Der Berechnungsablauf ist dabei ähnlich, wie bei der Einschrittmethode, wobei hier jedoch in jedem Deformationsschritt die Ergebnisse aus dem vorangegangenen Deformationsschritt berücksichtigt werden. Abbildung 34 zeigt den Ablauf der Berechnung. Angefangen mit dem ersten Umformschritt wird die radiale Zugspannungsverteilung und die Blechdickenverteilung berechnet. Diese Blechdickenverteilung wird dann im nächsten Umformschritt bei der Berechnung der Zugspannungsverteilung berücksichtigt, wobei auch die Werkstoffverfestigung aus dem vorherigen Schritt in die Berechnung einfließt. Die Zugspannungsverteilung und die Blechdickenverteilung aus dem vorherigen Umformschritt fließen anschließend in die Berechnung der Blechdickenänderung für den nächsten Schritt ein. Auf diese Weise wird die Änderung der Blechdickenverteilung bis zum letzten Schritt berechnet. Abschließend wird eine Geometrieabwicklung mit dieser Blechdickenverteilung durchgeführt, um alle drei Hauptformänderungsverteilungen am Ende des Umformprozesses zu bestimmen.

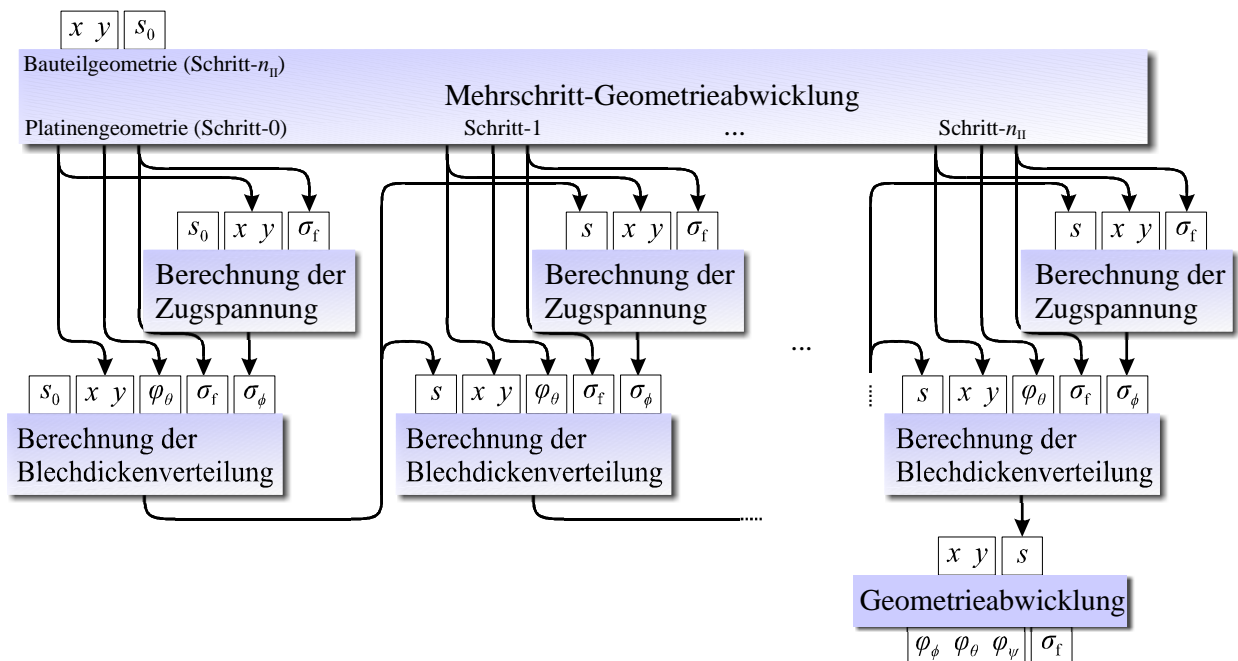


Abbildung 34: Berechnungsablauf der Mehrschrittmethode.

Die beschriebene Simulationmethode ermöglicht damit die Berechnung der Formänderungen und der Zugspannung entlang einer Schnittlinie durch ein rotationssymmetrisches Bauteil, wobei Niederhalterkraft, Reibung und Werkstoffverfestigung berücksichtigt werden. Die Mehrschrittberechnung erlaubt außerdem auch die Berücksichtigung zeitabhängiger Effekte, wie beispielsweise nichtlinearer Dehnungspfade oder variabler Niederhalterkräfte. Die mit dieser Methode erreichbaren Genauigkeiten und Berechnungsgeschwindigkeiten werden im folgenden Kapitel im Detail dargestellt.

5 Verifikation der rotationssymmetrischen Modellierung

In Kapitel 4 wurden bereits die Genauigkeiten der einzelnen Ansätze für die Zugspannungs- und Blechdickenberechnung unabhängig voneinander untersucht. Da die voneinander unabhängige Betrachtung der einzelnen Umformmechanismen nicht zwangsläufig auf die Berechnungsgenauigkeit für den Tiefziehprozess schließen lässt, wird im folgenden Kapitel die Genauigkeit der entwickelten Berechnungsmethode für Tiefziehprozesse untersucht, bei denen eine Kombination der verschiedenen Umformmechanismen auftritt. Abschließend werden die Anteile der einzelnen Berechnungsschritte an der gesamten Berechnungsdauer untersucht.

5.1 Berechnung des Tiefziehprozesses

Als Referenzlösungen werden in diesem Abschnitt zunächst FE-Simulationen verwendet. Im Gegensatz zu experimentell ermittelten Referenzlösungen, wird durch die Verwendung von FE-Simulationen gewährleistet, dass keine Modellfehler (z.B. Werkstoffverhalten, Reibung) der analytischen Berechnung gegenüber der Referenzlösung auftreten. Außerdem können Messfehler ausgeschlossen werden, sodass eine optimale Vergleichbarkeit zwischen der analytischen Berechnung und der Referenzlösung gegeben ist.

Die Parameterbezeichnungen für die untersuchten Tiefziehprozesse sind Abbildung 35 zu entnehmen. Es werden sowohl verschiedene Napfgeometrien, wie auch verschiedene Niederhalterkräfte und Werkstoffparameter untersucht. Um zunächst die Simulationsparameter der analytischen Berechnung derart einzustellen, dass eine möglichst hohe Genauigkeit erreicht wird, werden die Einflüsse der Elementkantenlänge und der Berechnungsschrittzahl untersucht.

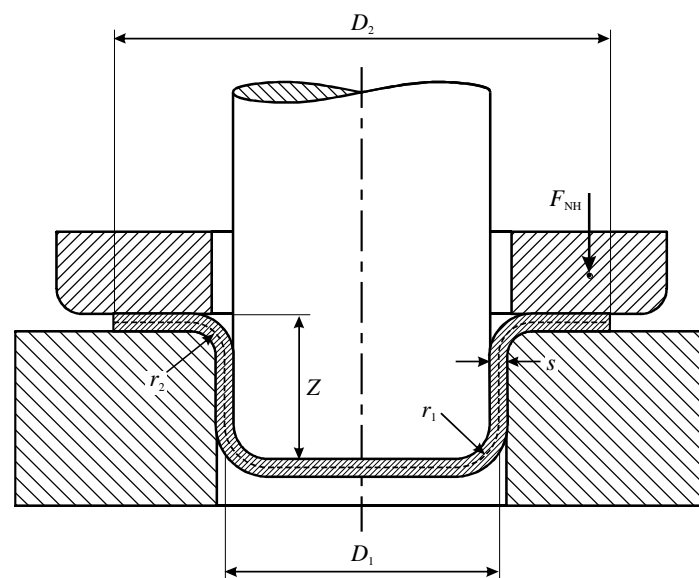


Abbildung 35: Parameterbezeichnungen im rotationssymmetrischen Napf.

Abbildung 36 zeigt die berechneten Blechdickenänderungen entlang der Schnittlinienkontur im Vergleich mit den Referenzlösungen. Es wurden vier analytische Berechnungen eines rotationssymmetrischen Napfes durchgeführt, wobei die Anzahl der Berechnungsschritte variiert und die Elementkantenlänge zunächst konstant gehalten wurde. Alle weiteren Prozess- und Simulationsdaten für den betrachteten Versuch sind ebenfalls Abbildung 36 zu entnehmen.

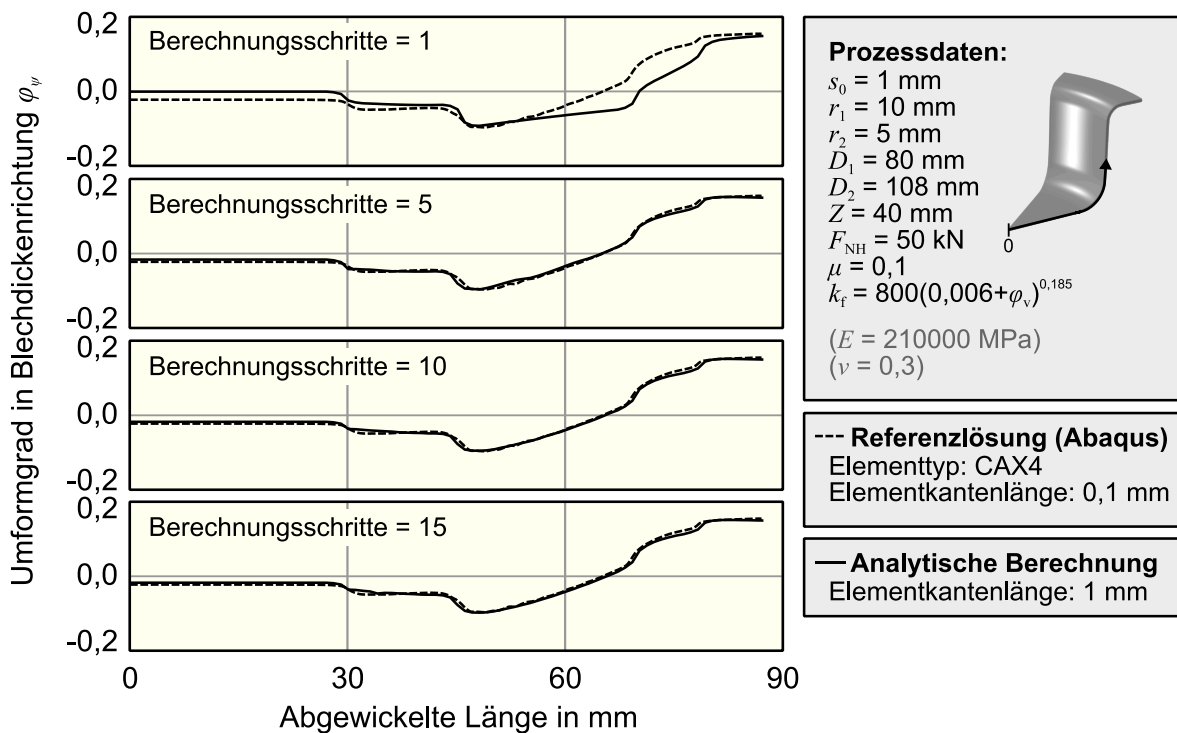


Abbildung 36: Berechnete Blechdickenänderungen für unterschiedliche Anzahlen von Berechnungsschritten.

Die berechnete Formänderungsverteilung der Einzschrittsimulation zeigt noch recht große Abweichungen zur Referenzlösung, bei fünf Berechnungsschritten ist die Übereinstimmung mit der Referenzlösung schon sehr gut, bei zehn Berechnungsschritten treten nur ganz geringe Abweichungen gegenüber der Fünfschritt-Lösung auf und bei fünfzehn Berechnungsschritten ist keine Änderung in der berechneten Formänderungsverteilung mehr zu beobachten. Der Einfluss der Berechnungsschritte hängt zwar auch von der betrachteten Geometrie ab, jedoch lässt sich an diesem Beispiel erkennen, dass schon mit wenigen Schritten eine sehr genaue Lösung berechnet wird. Zehn Berechnungsschritte sind in jedem Fall ausreichend, um eine optimale Genauigkeit zu gewährleisten und werden deshalb auch in den nachfolgenden Berechnungen angewendet.

Auch die Anzahl (oder Größe) der Elemente entlang der Schnittlinienkontur beeinflusst die Genauigkeit der analytischen Berechnung. In Abbildung 37 sind die berechneten Blechdickenänderungen im Vergleich mit den Referenzlösungen für verschiedene Elementgrößen dargestellt.

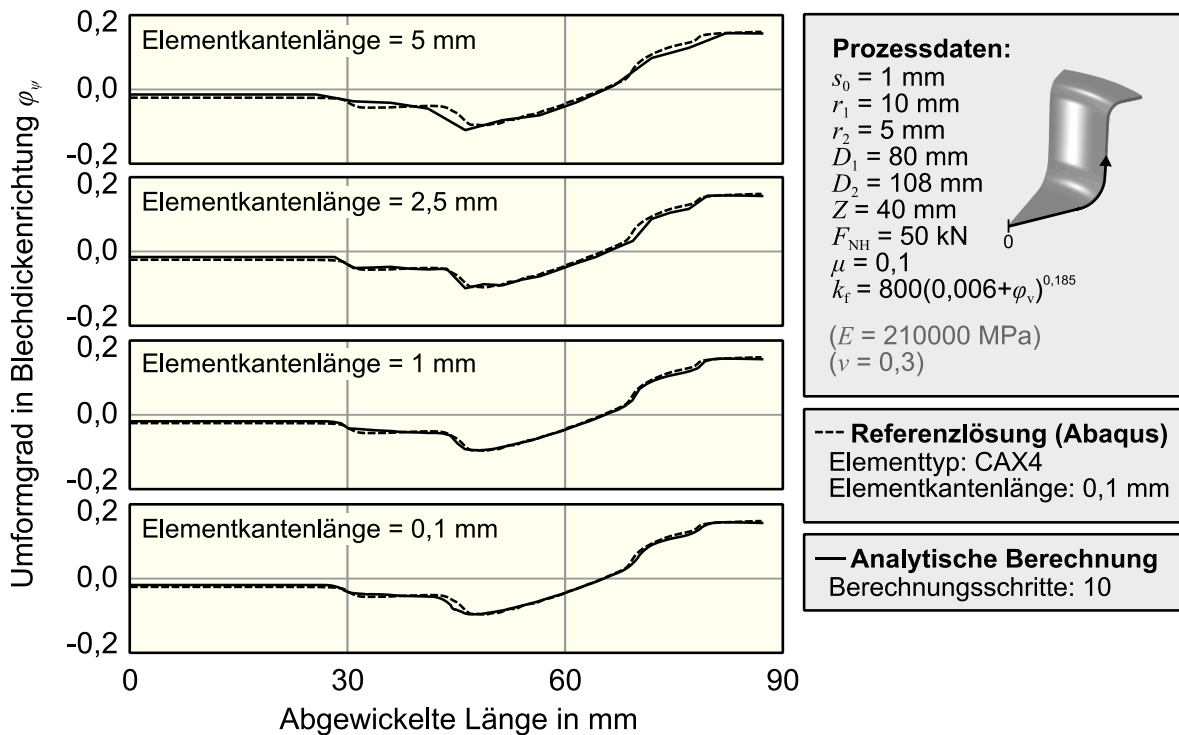


Abbildung 37: Berechnete Blechdickenänderungen für unterschiedliche Elementkantenlängen.

Für alle betrachteten Elementgrößen wird der Verlauf der Blechdickenänderung qualitativ und quantitativ sehr genau vorhergesagt. Mit den Elementgrößen von 5 und 2,5 mm weist der berechnete Verlauf allerdings sehr unetige Übergänge zwischen den einzelnen Formänderungsbereichen auf. Wesentlich weichere und somit realistischere Übergänge werden ab einer Elementkantenlänge von 1 mm berechnet. Diese Elementkantenlänge muss natürlich in Bezug auf die Größe der gesamten Geometrie, die Größe der verschiedenen Geometrieradien und die Blechdicke gesehen werden. Auf Grundlage des Vergleichs in Abbildung 37 wird eine Elementkantenlänge von 1 mm für die nachfolgend betrachteten Bauteilgeometrien als ausreichend angenommen. Die Simulationsparameter der analytischen Berechnung werden damit für die Untersuchungen der Berechnungsgenauigkeit auf eine Elementkantenlänge von 1 mm und eine Anzahl von 10 Berechnungsschritten gesetzt.

Die übrigen Ergebnisse der analytischen Berechnung mit den entsprechenden Simulationsparametern sind in Abbildung 38 im Vergleich mit der Referenzlösung gezeigt. In dem Vergleich sind die Verläufe der drei Formänderungen und der Zugspannung entlang der Schnittlinienkontur dargestellt. Die berechneten Formänderungsverläufe zeigen in diesem Beispiel eine sehr gute Übereinstimmung mit der Referenzlösung. Auch die Zugspannung in Meridianrichtung, die für die Berechnung der Formänderungen erforderlich ist, wird mit guter Genauigkeit berechnet, wobei kleinere Abweichungen hier deutlich erkennbar sind.

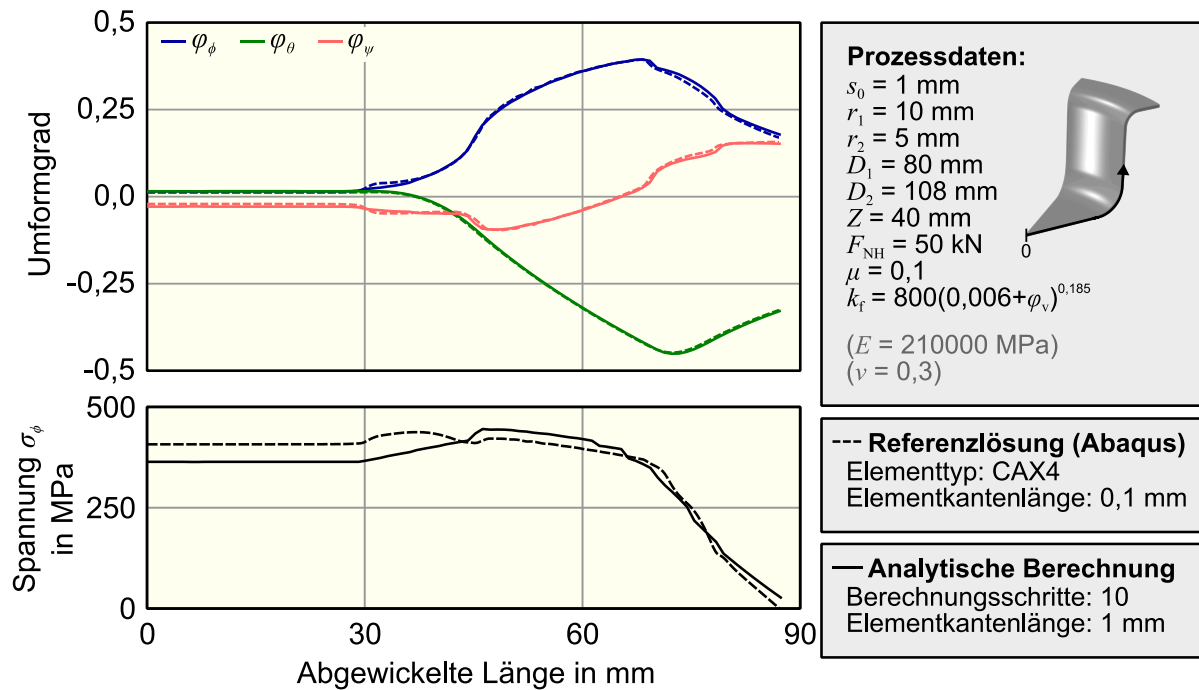


Abbildung 38: Vergleich der Formänderungen und der Spannung in Meridianrichtung.

Besonders auffällig ist die Unterschätzung der Spannung im Bodenbereich des Napfes. Dies ist dadurch zu erklären, dass die Reibkraft am Stempelkantenradius in der analytischen Berechnung der Zugspannung entgegen wirkt, sodass diese kleiner wird. Tatsächlich wird das Blech im Bodenbereich während des Prozesses in geringem Maße gedehnt und fließt nach außen, sodass die angenommene Reibkraftichtung am Stempelkantenradius richtig sein müsste. Dabei wird jedoch vernachlässigt, dass die Radialspannung ihr Maximum nicht zwangsläufig zum Ende des Prozesses erreicht. Wenn die Radialspannung zum Prozessende kleiner wird, sorgen die elastischen Dehnungen dafür, dass sich das Blech im Bodenbereich wieder zusammenzieht und sich die Bewegungsrichtung und damit auch die Reibkraftichtung am Stempelkantenradius umkehren. Da eine plastische Umformung im Bodenbereich aber nur stattfindet wenn der Werkstoff nach außen fließt, wirkt sich dieser elastische Bewegungsrichtungswechsels nicht auf die plastischen Formänderungen aus und kann deshalb in der Berechnung vernachlässigt werden.

Abbildung 39 zeigt die Entwicklung der Blechdickenänderung während der Umformung. Die analytische Berechnung wurde in diesem Beispiel mit zehn Umformschritten durchgeführt, die Abbildung zeigt die Blechdickenänderung nach 2, 4, 6, 8 und 10 Umformschritten.

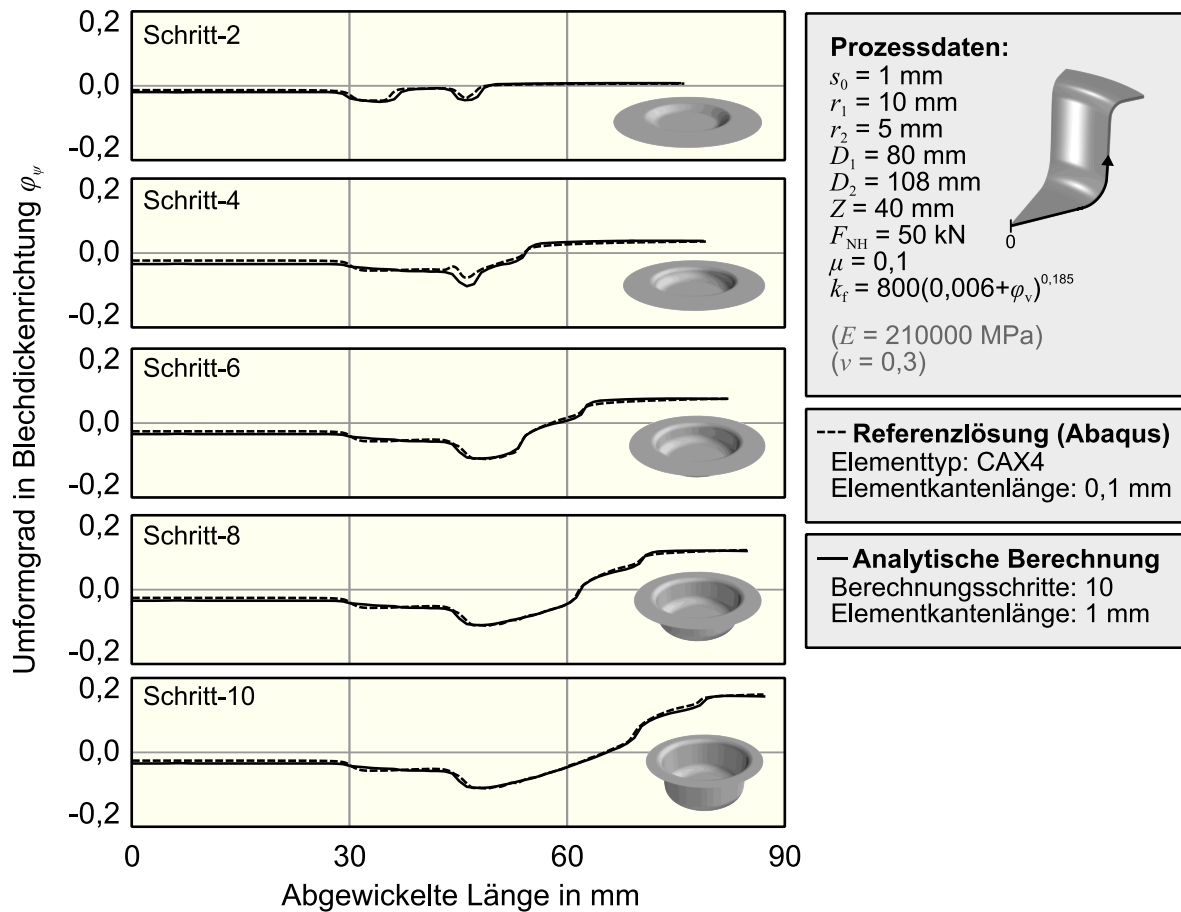


Abbildung 39: Vergleich der Blechdickenänderungen während des Umformprozesses.

Für alle Zwischenschritte wird die Blechdickenänderung sehr genau berechnet, sodass im Gegensatz zu Einschrittlösern die Formänderungsentwicklung und damit auch nichtlineare Formänderungspfade sehr genau berechnet werden können.

Die Berechnungsgenauigkeit für verschiedene Reibbeiwerte und verschiedene Niederhalterkräfte ist in Abbildung 40 dargestellt.

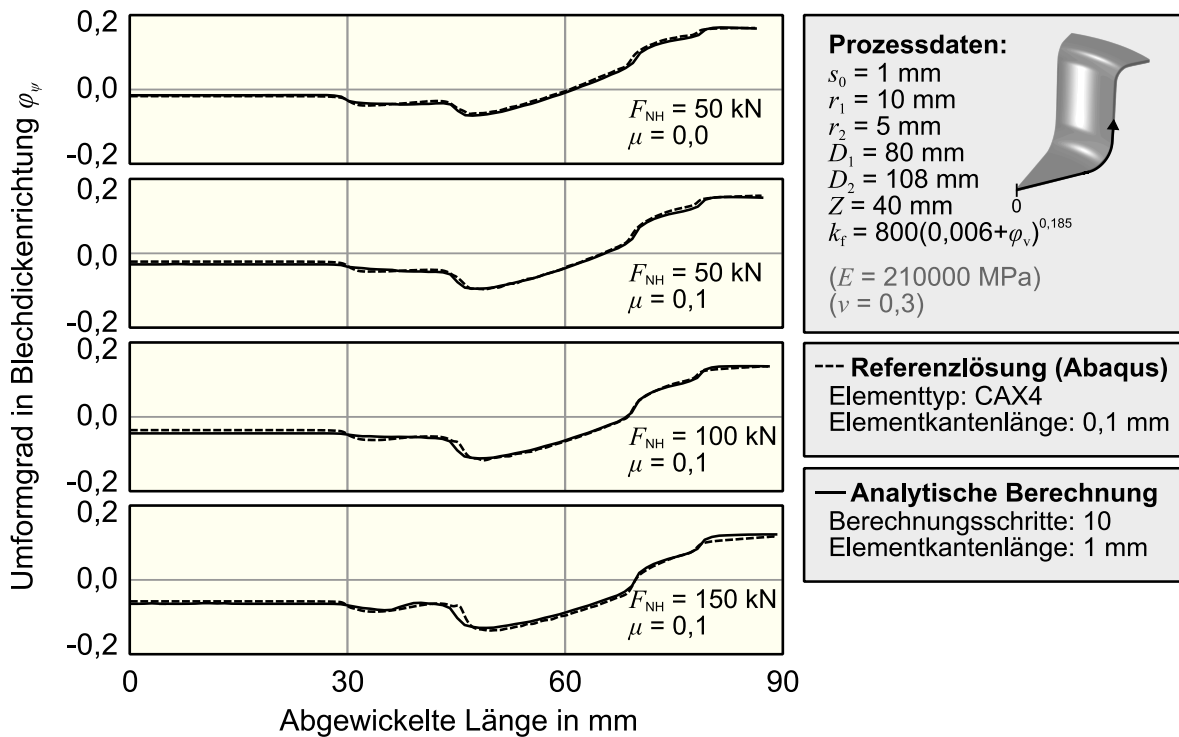


Abbildung 40: Vergleich der Blechdickenänderungen für verschiedene Reibbeiwerte und Niederhalterkräfte.

Für die betrachteten Prozessvarianten ermöglicht die analytische Berechnung eine sehr gute Vorhersage der Formänderungsverteilung. Geringe Abweichungen sind mit steigender Niederhalterkraft am Flansch zu erkennen. In diesem Bereich kommt es zum Ende des Prozesses zu einem relativ großen Niederhalterdruck, der in der analytischen Berechnung vernachlässigt wird, wodurch eine zu große Blechdicke am Flansch prognostiziert wird. Da die Flächenpressung durch den Niederhalter in der Regel jedoch wesentlich kleiner als die ebenen Spannungen im Flansch ist, wird dieser Effekt als vernachlässigbar erachtet.

Das Werkstoffverhalten wird in der analytischen Berechnung in Form einer Fließkurve berücksichtigt, wobei die Elastizität vernachlässigt wird. Da das Werkstoffverhalten für den betrachteten Napf nur einen geringen Einfluss auf die Formänderungsverteilungen im Bauteil hat, sich dagegen aber stark auf die Spannungen im Bauteil auswirkt, wurde die Berechnungsgenauigkeit anhand der Stempelkraftverläufe untersucht. Abbildung 41 zeigt die Stempelkraftverläufe für vier verschiedene Fließkurven. Die Fließkurven wurden durch eine Swift-Approximation gegeben, wobei jeder Parameter der Fließkurve einmal variiert wurde.

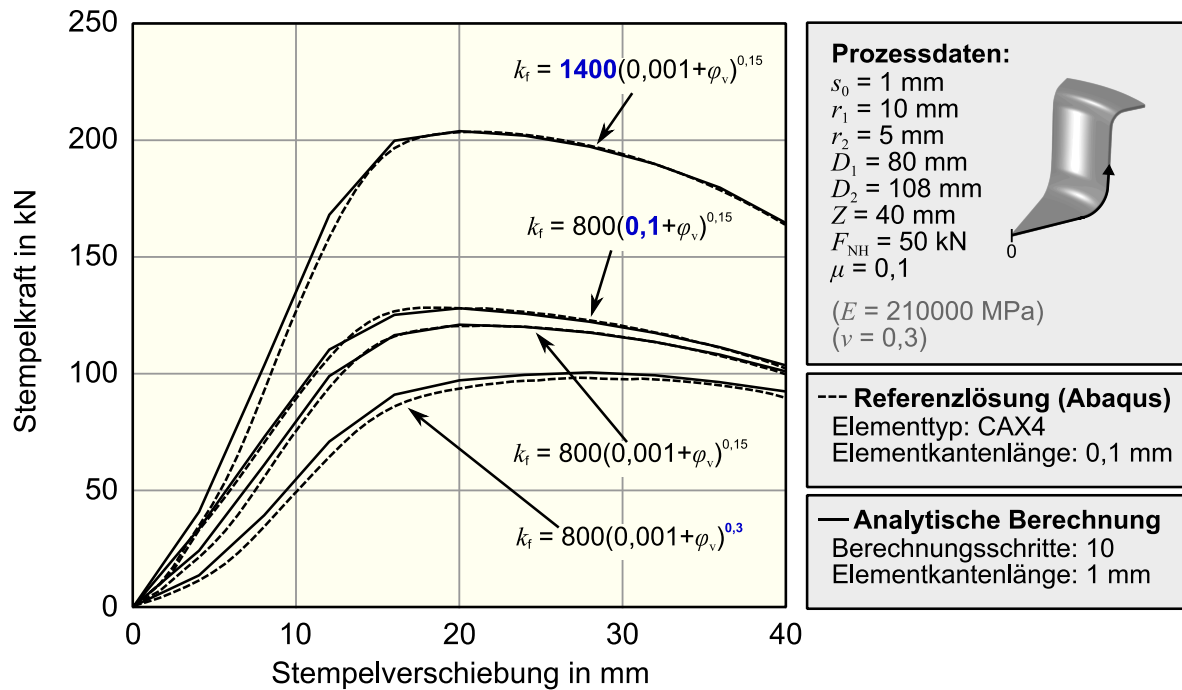


Abbildung 41: Vergleich der Stempelkräfte für verschiedene Fließkurven.

Für alle betrachteten Fließkurven werden die Stempelkraftverläufe von der analytischen Berechnung mit sehr guter Genauigkeit vorhergesagt. Geringe Abweichungen treten generell zum Prozessbeginn auf, wenn das Blech die Werkzeugradien nur mit kleinem Winkel umschlingt und das elastische Verhalten noch dominiert. Im realen Prozess führen solche kleine Umschlingungswinkel dazu, dass das Blech bei der Biegung nicht vollständig den Werkzeugradius annimmt, sondern in einem größeren Bereich mit kleinerer Krümmung gebogen wird. Dadurch verkleinert sich die Kontaktfläche und somit die Reibung am Werkzeugradius, außerdem muss für die kleinere Biegung weniger Arbeit geleistet werden. Die Vernachlässigung dieser Effekte in der Berechnung führt zu einer geringen Überschätzung der Stempelkraft zu Prozessbeginn.

Den mit Abstand größten Einfluss auf die Dehnungsverteilungen und somit auf die Umformbarkeit eines Bauteils hat die Bauteilgeometrie. Um die Genauigkeit der Berechnungsmethode in Abhängigkeit der Bauteilgeometrie zu untersuchen, werden zunächst verschiedene Napfgeometrien verwendet, wobei verschiedene Blechdicken und verschiedene Radien für die Zieh- und die Stempelkante untersucht werden. Abbildung 42 zeigt die berechneten Blechdickenverteilungen für vier verschiedene Napfgeometrien im Vergleich mit den entsprechenden Referenzlösungen. Die Übereinstimmung mit den Referenzlösungen ist für alle betrachteten Geometrien sehr gut, sodass keine Abhängigkeit zwischen der Genauigkeit der Berechnung und der Napfgeometrie erkennbar ist.

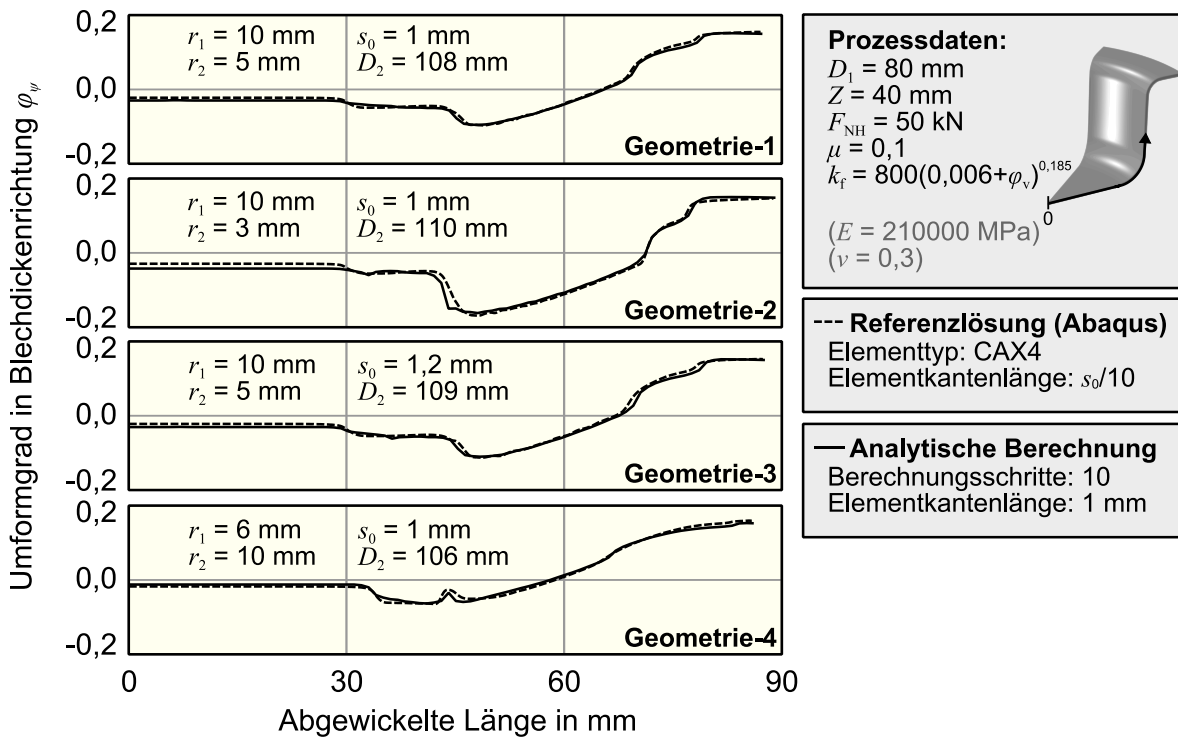


Abbildung 42: Vergleich der Blechdickenänderungen für verschiedene Napfgeometrien.

Es werden des Weiteren zwei komplexere Geometrien untersucht. Die Geometriekonturen zusammen mit den jeweiligen Berechnungsergebnissen und den Referenzlösungen sind in Abbildung 43 und Abbildung 44 dargestellt.

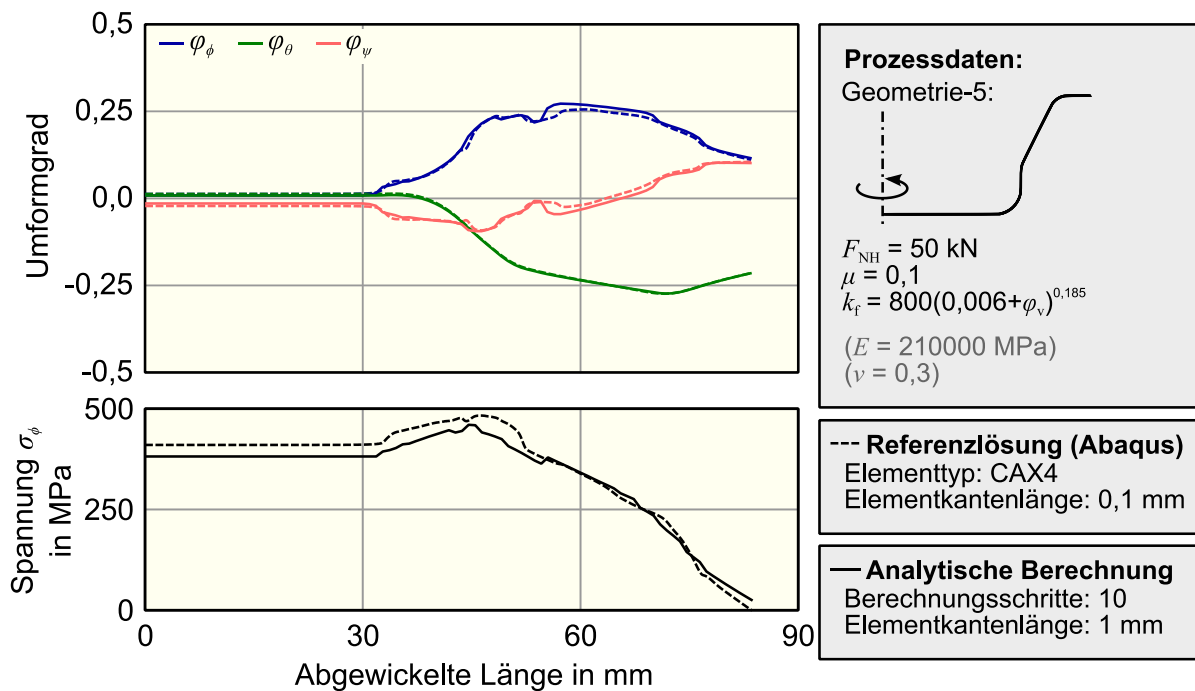


Abbildung 43: Vergleich der Berechnungsergebnisse für komplexe Bauteilgeometrie (Geometrie-5).

Sowohl die berechneten Formänderungsverteilungen wie auch die Spannungsverteilungen zeigen für beide Geometrien eine sehr gute Übereinstimmung mit den Referenzlösungen.

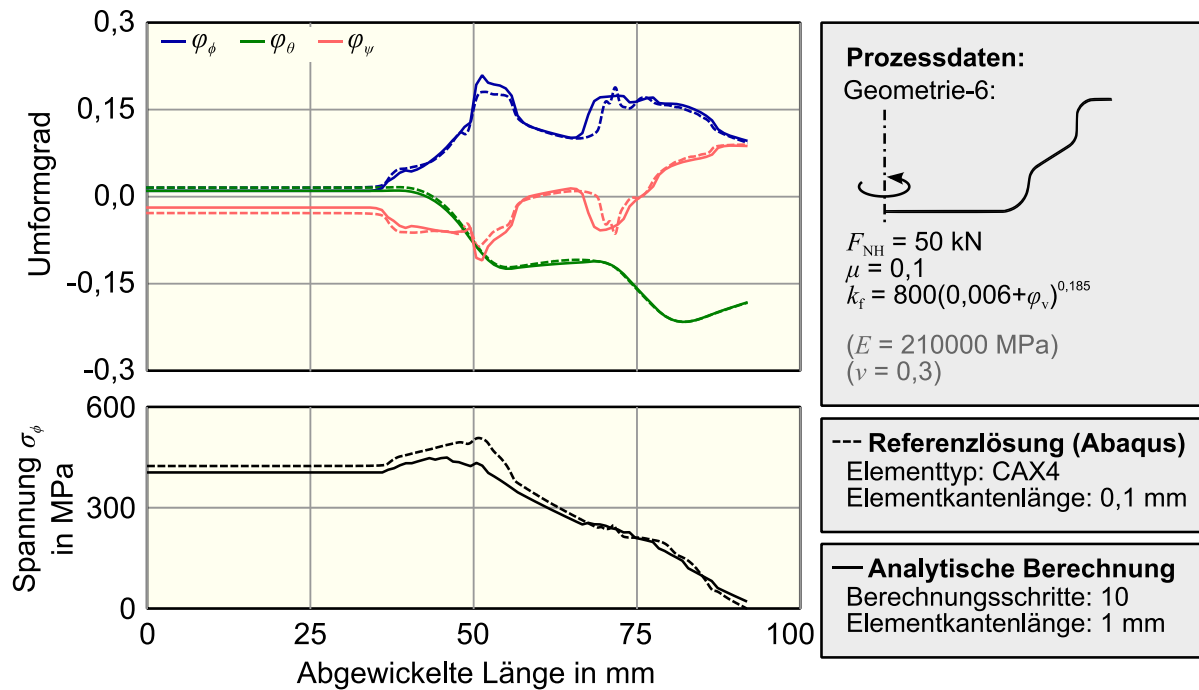
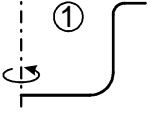
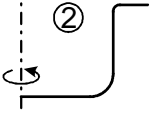
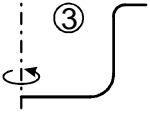
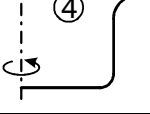
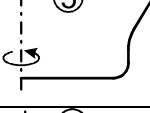
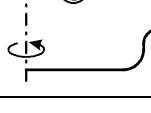


Abbildung 44: Vergleich der Berechnungsergebnisse für komplexe Bauteilgeometrie (Geometrie-6).

Für die dargestellten geringen Abweichungen gibt es verschiedene Ursachen. Eine Ursache, die bereits im Zusammenhang mit den Ungenauigkeiten bei der Stempelkraftentwicklung erläutert wurde, ist die vereinfachte Betrachtung der Blechbiegung bei kleinen Umschlingungswinkeln des Blechs an den Werkzeugraden. Eine weitere Ursache, die prinzipiell auch bei den Napfgeometrien auftritt, ist eine Ungenauigkeit in der Positionsbestimmung der einzelnen Werkstoffelemente. So wird als Grundlage für die Berechnung der Blechdickendehnung zu einem beliebigen Umformschritt eine Geometrieabwicklung durchgeführt, die Aufschluss über die Positionen der einzelnen Werkstoffelemente gibt. Da in dieser Geometrieabwicklung die anschließend berechnete Blechdickenänderung für diesen Umformschritt noch nicht berücksichtigt wird, ist es möglich dass die Positionen leicht verschoben sind, sodass beispielsweise auch die Blechverdünnung durch Zug-Biegung auf der Schnittlinienkontur verschoben wird. Bei Schnittlinienkonturen mit vielen Krümmungsbereichen treten diese Ungenauigkeiten vermehrt auf, liegen qualitativ aber in einem ähnlichen Rahmen, wie bei einfachen Napfgeometrien, sodass auch für komplexe Geometrien eine sehr gute Genauigkeit erreicht wird.

Um die Genauigkeiten der verschiedenen Berechnungen zu quantifizieren sind in Tabelle 1 für alle betrachteten Prozesse die Abweichungen zu den Formänderungsverteilungen der Referenzlösungen aufgeführt, wobei jeweils die maximale und die durchschnittliche Formänderungsdifferenz der drei Formänderungsverteilungen aufgelistet sind.

Tabelle 1: Berechnungsgenauigkeiten für die untersuchten Prozesse.

Geometrie	F_{NH}	μ	k_f	Max. Abweichung ($\Delta\varphi_{max}$)	Durch. Abweichung ($\Delta\varphi_\theta$)
	50	0	$800(0,006+\varphi_v)^{0,185}$	0,015	0,0033
	50	0,1	$800(0,006+\varphi_v)^{0,185}$	0,018	0,0041
	100	0,1	$800(0,006+\varphi_v)^{0,185}$	0,019	0,0044
	150	0,1	$800(0,006+\varphi_v)^{0,185}$	0,038	0,005
	50	0,1	$800(0,001+\varphi_v)^{0,15}$	0,018	0,0036
	50	0,1	$1400(0,001+\varphi_v)^{0,15}$	0,024	0,0042
	50	0,1	$800(0,1+\varphi_v)^{0,15}$	0,019	0,0034
	50	0,1	$800(0,001+\varphi_v)^{0,3}$	0,029	0,0056
	50	0,1	$800(0,006+\varphi_v)^{0,185}$	0,043	0,0067
	50	0,1	$800(0,006+\varphi_v)^{0,185}$	0,024	0,0052
	50	0,1	$800(0,006+\varphi_v)^{0,185}$	0,017	0,0048
	50	0,1	$800(0,006+\varphi_v)^{0,185}$	0,035	0,0057
	50	0,1	$800(0,006+\varphi_v)^{0,185}$	0,056	0,0065

Die maximalen Abweichungen bewegen sich in einem Bereich von 0,01-0,06. Die meisten Bereiche der Formänderungsverteilungen entlang der Schnittlinienkontur werden jedoch wesentlich genauer berechnet, sodass die durchschnittliche Abweichung in allen Fällen kleiner als 0,01 ist.

Eine abschließende Untersuchung der Formänderungsberechnung wird anhand einer experimentell ermittelten Referenzlösung durchgeführt. Dazu wird ein rotationssymmetrischer Napf tiefgezogen und mit dem optischen Dehnungsmesssystem Argus der Firma GOM vermessen. Die Formänderungen werden bei Argus mit Hilfe eines Punktrasters ermittelt, das vor der Umformung auf das Blech aufgebracht wird. Nach der Umformung werden die Punktabstände des deformierten Rasters gemessen und mit den ursprünglichen Punktabständen verglichen, um die Formänderungen zu berechnen. Für das in

Abbildung 45 dargestellte Beispiel ist ein Raster mit 1 mm Punktabstand und 0,5 mm Punktdurchmesser verwendet worden, das elektrolytisch auf das Blech aufgebracht wurde. Das Diagramm in Abbildung 45 zeigt die Formänderungsverteilungen entlang einer Schnittlinie vom Napfmittelpunkt nach außen. Obwohl der verwendete Werkstoff anfangs isotrop ist (Cwiekala et al., 2008), ändern sich die gemessenen Formänderungen mit der Lage der Schnittlinie, sodass eine gewisse Streuung der Messwerte auftritt. Als Referenzlösungen werden aus den jeweiligen Messwerten die Mittelwerte gebildet, um die Formänderungsverteilungen zu berechnen.

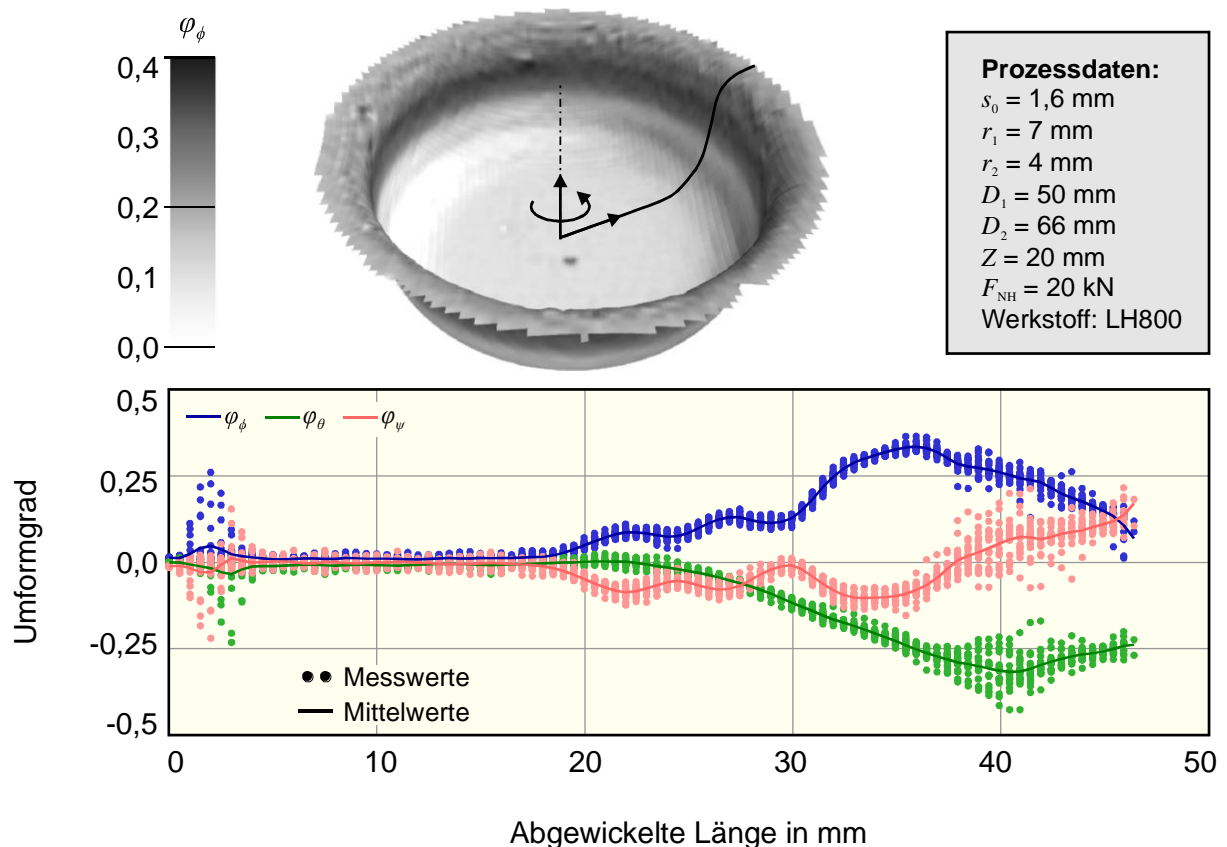


Abbildung 45: Formänderungsmessung mit Argus (umgerechnet auf Blechmitte).

Hauptursache für die Schwankungsbreite der Messwerte sind Ungenauigkeiten in der optischen Vermessung des Punktrasters. So kommt es durch leichte Abweichungen in der Positionsbestimmung einzelner Rasterpunkte zu einem Messrauschen, wie in der oberen Graphik in Abbildung 45 deutlich zu erkennen ist. Besonders groß ist diese Schwankung im Bereich des Ziehkantenradius, da die optische Auswertung aufgrund der starken Krümmung der Blechoberfläche und der damit einhergehenden Reflexionen an dieser Stelle ungenauer ist. Durch die Mittelwertbildungen der Messwerte entlang des Napfumfanges ist es möglich das Messrauschen herauszufiltern.

Abbildung 46 zeigt die mit drei verschiedenen Simulationsmethoden berechneten Blechdickenänderungen im Vergleich zur experimentell ermittelten Referenzlösung. Die FE-Simulation und die analytische Berechnung zeigen zwar lokal deutliche Abweichungen gegenüber der Referenzlösung, trotzdem wird der Verlauf der Formänderungen qualitativ und quantitativ mit guter Genauigkeit vorhergesagt. Der mit dem numerischen Einschrittlöser berechnete Formänderungsverlauf bewegt sich quantitativ im gleichen Bereich, wie die Referenzlösung, der qualitative Verlauf wird dagegen nur sehr ungenau vorhergesagt.

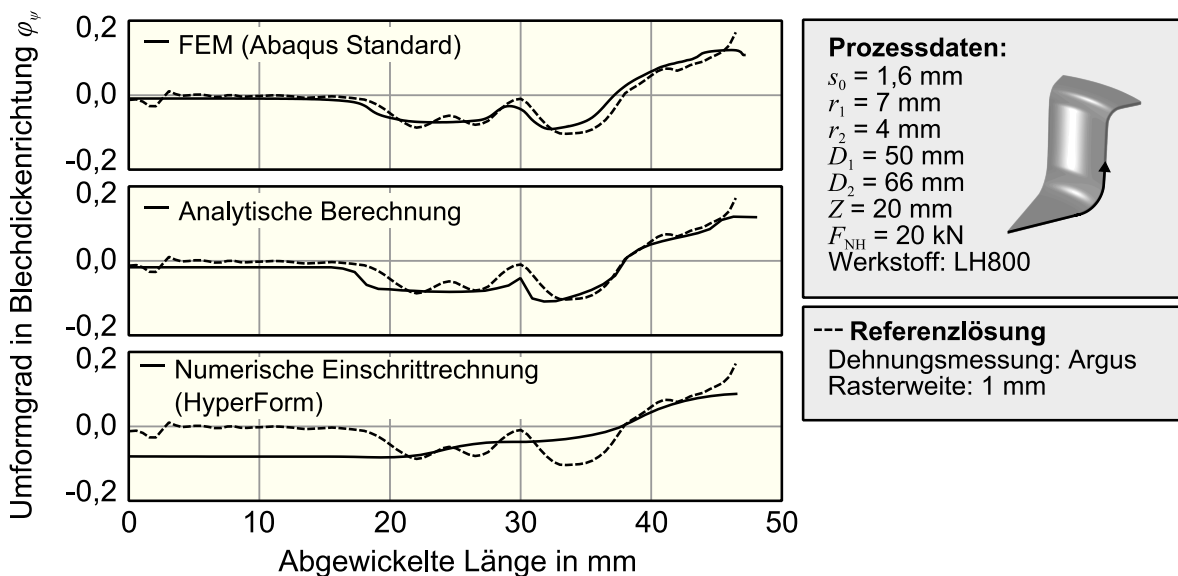


Abbildung 46: Vergleich verschiedener Simulationsmethoden mit den experimentellen Messungen.

Im Vergleich zwischen FE-Lösung und Experiment werden einige Mess- und Modellfehler deutlich. So treten nahe der Rotationsachse große Schwankungen in den gemessenen Dehnungen auf, die offensichtlich nicht den realen Dehnungen entsprechen, da der gesamte Bodenbereich des Napfes während des Tiefziehens einer homogenen Belastung ausgesetzt ist. Ein Beispiel für einen Modellfehler ist im Bereich des Stempelkantenradius bei einer abgewickelten Länge zwischen 20 und 30 mm zu erkennen. Durch eine ungenaue Fertigung hat der Stempelkantenradius keinen einheitlichen Radius von 7 mm, sondern einen leicht schwankenden Krümmungsverlauf, sodass im Experiment keine gleichbleibende Dehnung über der Stempelkante auftritt. Da in Prozesssimulationen in der Regel die Nennmaße der Werkzeuggeometrien verwendet werden, gibt es aufgrund von Fertigungstoleranzen und Verschleiß immer Abweichungen zwischen den realen und den modellierten Werkzeuggeometrien, die zu Fehlern in den berechneten Formänderungen führen. Durch solche und andere Modellfehler ist eine absolute Genauigkeit mit keiner Simulationsmethode erreichbar. So sind auch die Abweichungen zwischen analytischer Berechnung und Referenzlösung durch Modell- und Messfehler und nur zu einem Teil durch Ungenauigkeiten in der Berechnungsmethode bedingt. Trotz des wesentlich geringeren Rechenaufwands ist die Genauigkeit der analytischen Methode nur geringfügig schlechter als die der FEM und deutlich besser als die Genauigkeit kommerziell eingesetzter numerischer Einschrittlöser.

5.2 Analyse der Berechnungsgeschwindigkeit

Aufgrund der vereinfachten und entkoppelten Ansätze der entwickelten Methodik, ist der Aufwand für die analytische Berechnung sehr gering. Um einen genauen Überblick über die Berechnungsgeschwindigkeiten für die Simulation rotationssymmetrischer Bauteile zu geben werden im folgenden Abschnitt die Einflüsse von Vernetzung, Berechnungsschrittzahl und von den einzelnen Komponenten der Berechnung untersucht. Die Zeitangaben für alle Berechnungen in dieser Arbeit beziehen sich auf eine IntelCore2Duo CPU mit 3,16 GHz und 4 GB RAM, wobei für alle Rechnungen nur ein Prozessorkern genutzt wird.

Für die Berechnung eines Rotationssymmetrischen Bauteils wird nur eine eindimensionale Vernetzung der Schnittlinienkontur benötigt. Die Anzahl der Elemente ist also umgekehrt proportional zur Elementkantenlänge und proportional zur Schnittlinienlänge. Abbildung 46 zeigt an einem Beispiel den Rechenaufwand in Abhängigkeit der Elementanzahl und in Abhängigkeit der Berechnungsschrittzahl. Beide Zusammenhänge sind linear.

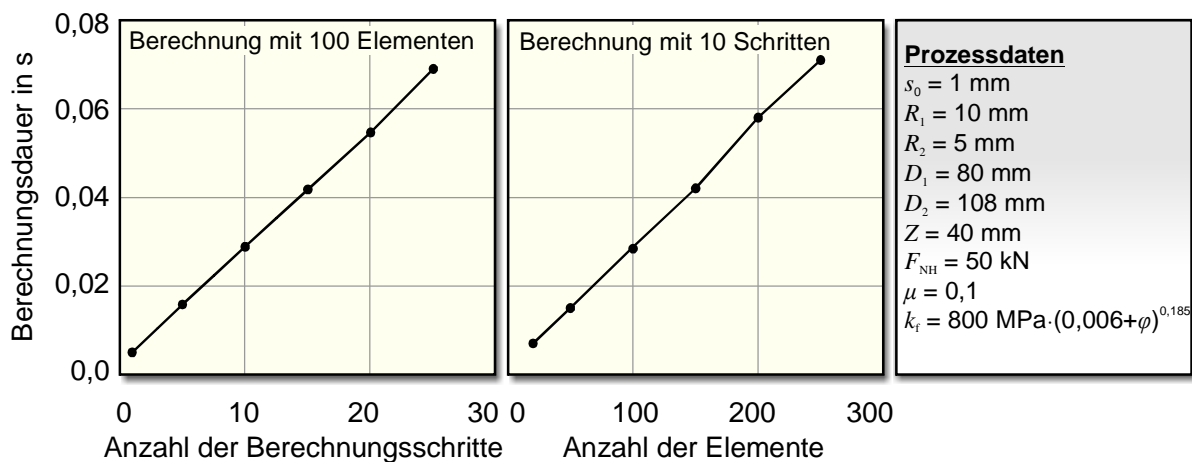


Abbildung 47: Abhängigkeit der Berechnungsdauer von der Anzahl der Berechnungsschritte und der Elemente.

Für das gleiche Beispiel mit einer Elementkantenlänge von 1 mm und 10 Berechnungsschritten wurde eine Laufzeitanalyse durchgeführt, um den anteiligen Aufwand der einzelnen Berechnungsteile zu ermitteln. Wesentliche Komponenten der Berechnung, die für jeden Berechnungsschritt ausgeführt werden, sind die Geometrieabwicklung (Kapitel 4.1), die Zugkraftberechnung (Kapitel 4.2) und die Berechnung der Blechdickenänderung (Kapitel 4.3), bestehend aus der Zug-Druck Umformung, der Zug-Zug Umformung und der Zug-Biege Umformung. In Abbildung 48 sind die Anteile der Einzelberechnungen an der Gesamtrechendauer dargestellt.

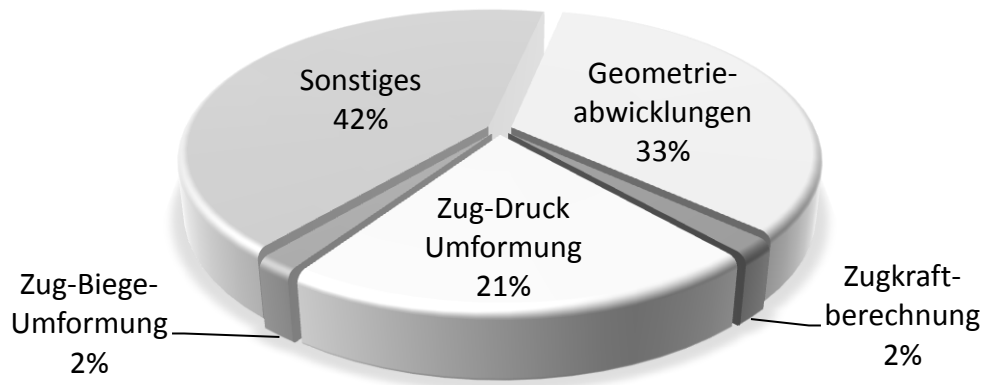


Abbildung 48: Anteile der Gesamtrechendauer.

Die Zug-Druck und die Zug-Zug Umformung sind in dieser Darstellung zusammengefasst, da sie in einer einzelnen Funktion implementiert sind. Die Zug-Druck Umformung ist jedoch prinzipiell wesentlich aufwändiger zu berechnen und macht deshalb den größten Teil dieses Anteils aus.

Beim Vergleich mit anderen Simulationsmethoden zeigt sich, dass die entwickelte Berechnungsmethode um mehrere Größenordnungen schneller ist. Wie in Abbildung 49 zu erkennen, ist die analytische Berechnung für das betrachtete Beispiel mehr als vier Größenordnungen schneller als die FEM und trotz einer höheren Genauigkeit noch fast zwei Größenordnungen schneller als ein numerischer Einschrittlöser.

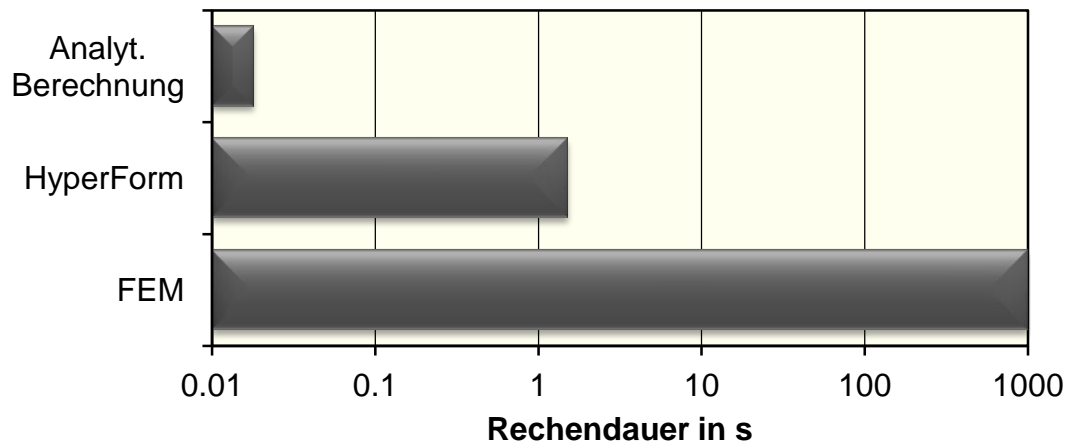


Abbildung 49: Geschwindigkeitsvergleich verschiedener Simulationsmethoden.

6 Modellierung dreidimensionaler Prozesse

Die Modellierung von rotationssymmetrischen Tiefziehprozessen hat in der praktischen Anwendung nur eine untergeordnete Bedeutung, da in der industriellen Fertigung in der Regel komplexe dreidimensionale Blechbauteile tiefgezogen werden. In diesem Kapitel wird daher eine Methode beschrieben, die eine Übertragung der in Kapitel 4 beschriebenen Berechnungsansätze auf dreidimensionale Bauteilgeometrien ermöglicht.

6.1 Schnittlinienansatz

Die grundlegende Idee bei der entwickelten Berechnungsmethodik für komplexe Bauteilgeometrien ist die Reduzierung der Berechnung auf einzelne Schnittlinien durch das Bauteil, die entlang der Ziehkante verteilt sind, wie in Abbildung 50 dargestellt.

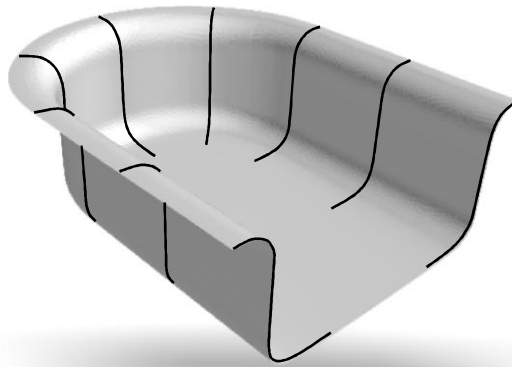


Abbildung 50: Schnittlinienzerlegung eines Tiefziehbauteils.

Die Berechnung einer Schnittlinie erfolgt dabei analog zu der Berechnung rotationssymmetrischer Prozesse. Die dazu notwendigen Berechnungsansätze werden in Kapitel 4 derart hergeleitet, dass anstelle eines Rotationsradius für jeden Knoten die jeweilige Elementbreite w verwendet wird. Unter der Annahme, dass diese Breite w nur von der radialen Position x eines Knotens auf der jeweiligen Schnittlinie abhängig ist, ergibt sich für jede Schnittlinie eine Art Deformationskanal durch den der Werkstoff während der Umformung fließt. Abbildung 51 zeigt zwei solche Deformationskanäle für ein rotationssymmetrisches Bauteil und für eine Schnittlinie in einer komplexen dreidimensionalen Bauteilgeometrie.

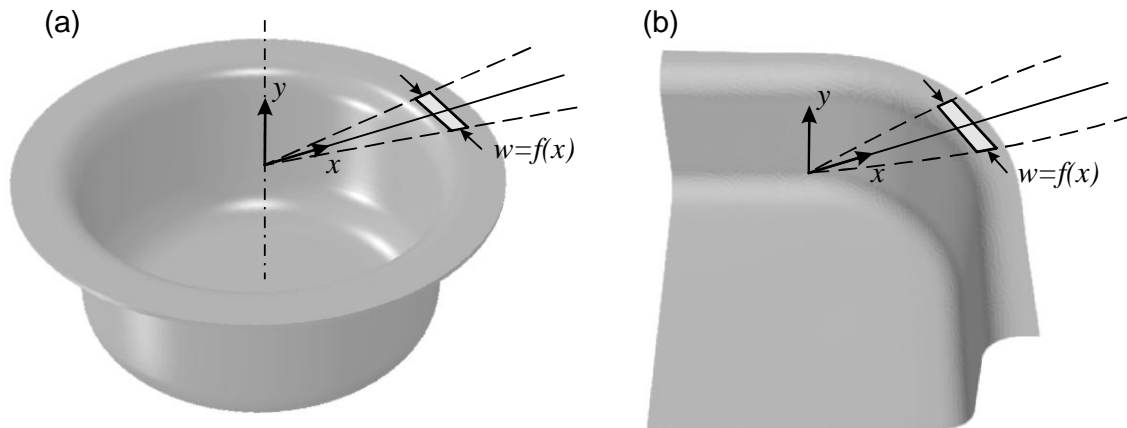


Abbildung 51: (a) Deformationskanal für Schnittlinie in rotationssymmetrischem Bauteil, (b) Deformationskanal für Schnittlinie in 3D-Bauteil.

Für die Berechnung wird angenommen, dass die Charakteristik eines solchen Deformationskanals während des Umformprozesses gleich bleibt. Aus einem Fließfeld, das die Bewegungsrichtung des Werkstoffflusses angibt, kann für jede Schnittlinie ein entsprechender Deformationskanal ermittelt werden. Abbildung 52 zeigt ein solches Feld für den Werkstofffluss im Flansch einer rechteckigen Napfgeometrie und einen Deformationskanal, der für eine bestimmte Schnittlinie die Verteilung der Elementbreite $w(x)$ angibt.

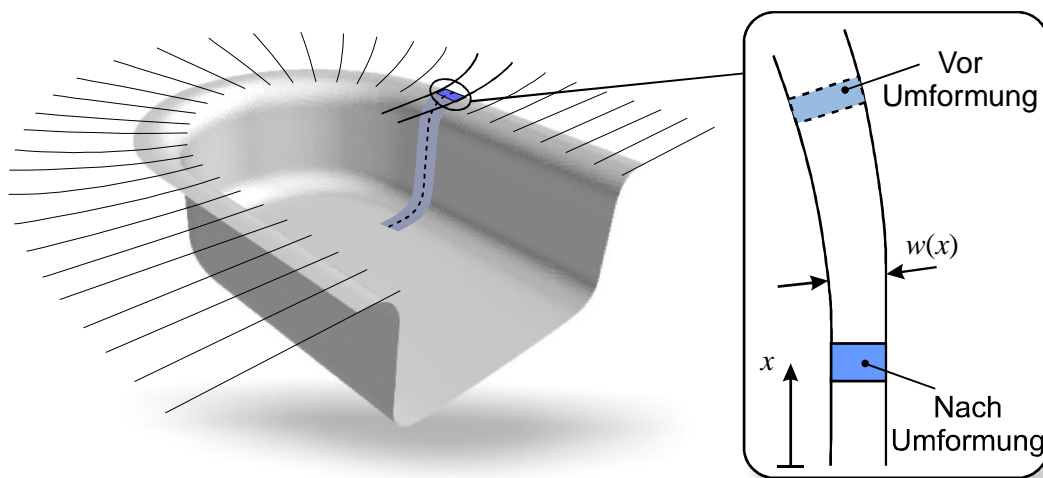


Abbildung 52: Geschwindigkeitsfeld und Deformationskanal.

Die Konstruktion möglichst realistischer Fließfelder für beliebige Tiefziehgeometrien ist Inhalt der in den folgenden Kapiteln beschriebenen Untersuchungen.

6.2 Fließfeldkonstruktion aus einem Gleitlinienfeld

Unter der Annahme, dass die Richtung der Hauptformänderung im Blech identisch ist mit der Bewegungsrichtung des Werkstoffflusses, ist es möglich aus einem Gleitlinienfeld das benötigte Fließfeld herzuleiten. Dazu werden die für die Berechnung von Tiefziehprozessen

bekanntem Ansatz zur Konstruktion von Gleitlinienfeldern verwendet (siehe Kapitel 2.2.4). Um aus einem Feld mit Gleitlinien ein entsprechendes Hauptlinienfeld und damit das Fließfeld zu ermitteln ist es notwendig Linienscharen zu konstruieren, die die Gleitlinien in einem Winkel von 45° schneiden, da die Haupttrichtung immer 45° zur Gleitrichtung gedreht ist. Wie in Kapitel 2.2.4 beschrieben, wird ein Gleitlinienfeld für die Berechnung von Tiefziehprozessen aus mehreren Bereichen mit unterschiedlichen Arten von Linienscharen zusammengesetzt, die Konstruktion des Hauptlinienfeldes erfolgt daher ebenfalls für jeden dieser Bereiche separat.

In einem Bereich mit geraden Gleitlinienscharen (Bereich-II_a und -II_b in Abbildung 53) besteht das Hauptlinienfeld ebenfalls aus zwei orthogonalen Geraden-Scharen, die aber zum Gleitlinienfeld um einen Winkel von 45° gedreht sind. Da die Bereiche II_a und II_b beide aus Geraden-Scharen bestehen und mathematisch gleich behandelt werden können, werden im Folgenden beide Bereiche als Bereich-II bezeichnet. Die Hauptlinien über kreisförmigen Konturbereichen (Bereich-I in Abbildung 53) bestehen aus einer Schar von Geraden, die auf den Kreismittelpunkt (der Ziehkantenkontur) zulaufen und einer Schar von konzentrischen Kreislinien.

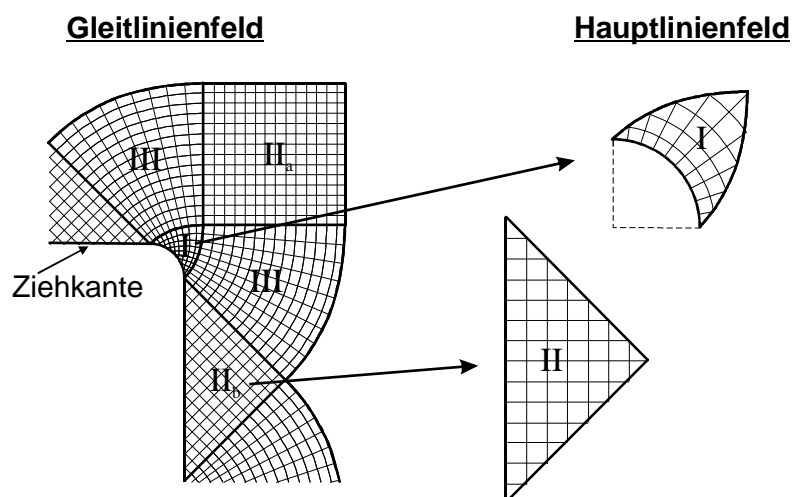


Abbildung 53: Konstruktion der Hauptlinienfeldbereiche I und II.

Die Konstruktion der Hauptlinien im Übergangsbereich (Bereich-III in Abbildung 53) zwischen Geraden-Bereich und Kreis-Bereich ist wesentlich aufwändiger. Als Basis für die Konstruktion einer Hauptlinie in diesem Bereich dient die innere logarithmische Spirale des Gleitlinienfeldes von Bereich-III. Die Hauptlinie wird ausgehend von dieser Spirale mit einem Abstand R in Normalenrichtung von dieser Spirale definiert, wie in Abbildung 54 dargestellt. Die innere logarithmische Spirale ist gegeben durch

$$r(\alpha_s) = a \cdot e^{b\alpha_s} \quad (6.1)$$

Dabei ist r der Abstand der Spirale von ihrem Pol (Mittelpunkt der kreisförmigen Ziehkantenkontur), α_s ist der Winkel des Radius mit der x -Achse, a ist ein Skalierungsfaktor,

der dem Radius der Ziehantenkontur entspricht, und b ist die Steigung der logarithmischen Spirale, die sich aus dem Steigungswinkel β_s der Spirale ergibt.

$$b = \tan \beta_s \quad (6.2)$$

Das besondere Merkmal einer logarithmischen Spirale ist, dass sie Geraden, die von ihrem Pol ausgehen, immer im gleichen Winkel schneidet (mit dem Winkel β_s). Aus dieser Eigenschaft ergibt sich der Winkel η_s , der die Normalenrichtung der logarithmischen Spirale beschreibt:

$$\eta_s = \alpha_s + \beta_s - \frac{\pi}{2} \quad (6.3)$$

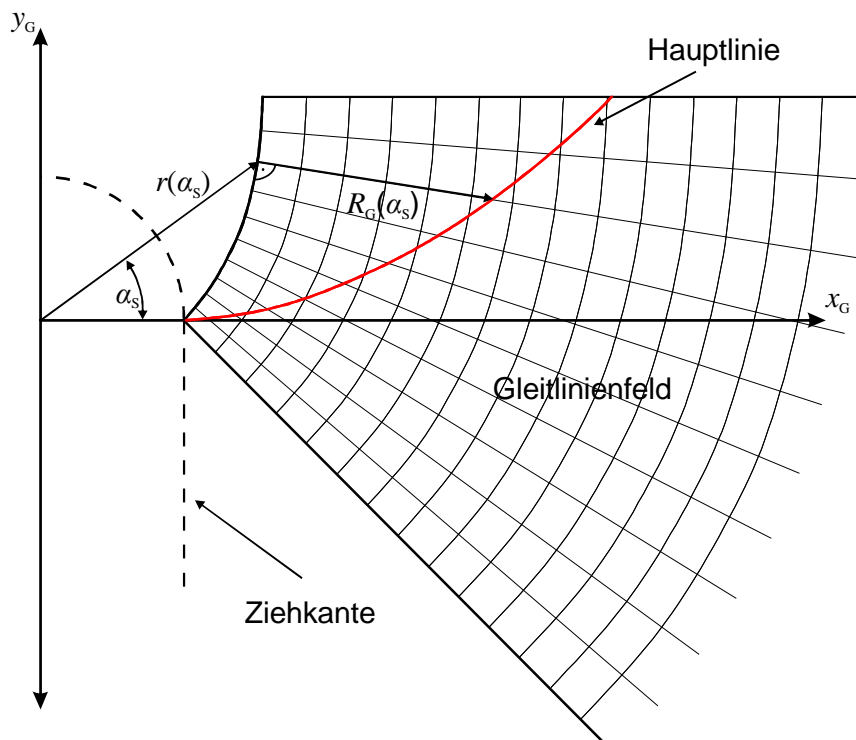


Abbildung 54: Definition der Hauptlinie.

Die Hauptlinie schneidet das Gleitlinienfeld in jedem Punkt unter einem Winkel von 45° , definiert durch b_{Haupt} . Diese Eigenschaft wird bei der Konstruktion der Hauptlinie genutzt. Die Änderung von R_G in Abhängigkeit von α_s ergibt sich aus der Steigung und der Längenänderung dh_G tangential zum Gleitlinienfeld (siehe Abbildung 55). Daraus folgt:

$$dR_G = b_{\text{Haupt}} \cdot dh_G \quad (6.4)$$

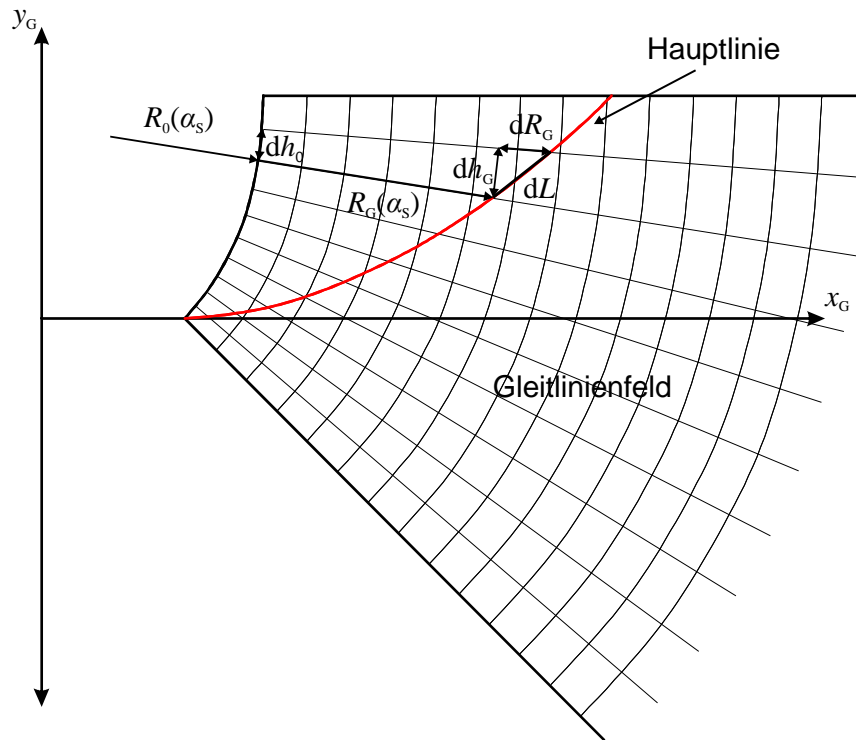


Abbildung 55: Konstruktion der Hauptlinie.

Da dh_G parallel zur logarithmischen Spirale verschoben ist, ergibt sich dh_G über den Strahlensatz:

$$dh_G = \frac{R_0 + R_G}{R_0} dh_0 \quad (6.5)$$

Wobei R_0 der Krümmungsradius der inneren Gleitlinie ist. Dieser wird berechnet durch:

$$R_0 = a \cdot e^{b_{\text{Gleit}} \alpha_s} \cdot \sqrt{1 + b_{\text{Gleit}}^2} \quad (6.6)$$

Die Längenänderung dh_0 ist dann:

$$dh_0 = dr \cdot \frac{1}{b_{\text{Gleit}}} \sqrt{1 + b_{\text{Gleit}}^2} \quad (6.7)$$

Durch Einsetzen der Gleichungen (6.5), (6.6) und (6.7) in Gleichung (6.4) erhält man:

$$dR_G = b_{\text{Haupt}} \frac{a \cdot e^{b_{\text{Gleit}} \alpha_s} \cdot \sqrt{1 + b_{\text{Gleit}}^2} + R_G}{a \cdot e^{b_{\text{Gleit}} \alpha_s} \cdot \sqrt{1 + b_{\text{Gleit}}^2}} \frac{1}{b_{\text{Gleit}}} \sqrt{1 + b_{\text{Gleit}}^2} \cdot dr \quad (6.8)$$

Diese Differentialgleichung lässt sich vereinfachen zu

$$\frac{dR_G}{d\alpha_s} = b_{\text{Haupt}} (a \cdot e^{b_{\text{Gleit}} \alpha_s} \sqrt{1 + b_{\text{Gleit}}^2} + R_G) \quad (6.9)$$

Gelöst wird die Differentialgleichung durch

$$R_G(\alpha_S) = \frac{b_{\text{Haupt}}}{b_{\text{Haupt}} - b_{\text{Gleit}}} a \cdot \sqrt{1 + b_{\text{Gleit}}^2} \cdot (e^{b_{\text{Haupt}} \alpha_S} - e^{b_{\text{Gleit}} \alpha_S}) + e^{b_{\text{Haupt}} \alpha_S} \cdot C \quad (6.10)$$

Für den Sonderfall, dass $b_{\text{Haupt}} = b_{\text{Gleit}}$, der bei der Hauptlinienschar in Hauptformänderungsrichtung eintritt, wird die Differentialgleichung durch

$$R_G(\alpha_S) = e^{b \alpha_S} \cdot (a \cdot \alpha_S \cdot b \cdot \sqrt{1 + b^2} + C) \quad (6.11)$$

gelöst. Wobei die Integrationskonstante C in beiden Fällen dazu genutzt werden kann, die Position der Hauptlinie im Gleitlinienfeld festzulegen. Für den hier betrachteten Fall des Tiefziehens berechnen sich folglich die zwei Hauptlinienscharen aus:

$$R_{G,1}(\alpha_S) = e^{\alpha_S} \cdot (a \cdot \alpha_S \cdot \sqrt{2} + C_1) \quad (6.12)$$

und

$$R_{G,2}(\alpha_S) = \frac{1}{\sqrt{2}} a \cdot (e^{-\alpha_S} - e^{\alpha_S}) + e^{-\alpha_S} \cdot C_2 \quad (6.13)$$

Damit kann auch für den Bereich-III des Gleitlinienfeldes ein entsprechendes Hauptlinienfeld konstruiert werden, sodass die Berechnung des gesamten Hauptlinienfeldes möglich ist, wie in Abbildung 56 für den Eckbereich eines Tiefziehbauteils dargestellt.

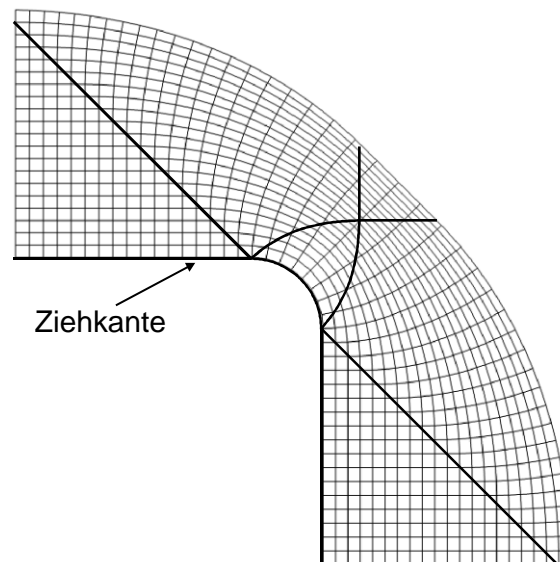


Abbildung 56: Hauptlinienfeld.

Zur Berechnung der Abwicklungen einzelner Schnittlinien in einem Bauteil und zur Berechnung der einzelnen Dehnungen entlang dieser Schnittlinien, ist es nicht nötig ein gesamtes Hauptlinienfeld zu berechnen. Unter der Annahme, dass die Schnittlinien bei ihrer

Abwicklung dem Verlauf der radialen Hauptlinien folgen, ist es zur Berechnung ausreichend zu jeder Schnittlinie an der entsprechenden Position eine radial verlaufende Hauptlinie zu konstruieren. Diese gibt dann den Verlauf der Schnittlinie in der Platinengeometrie vor. Um den Verlauf der Elementbreite w entlang dieser Schnittlinie zu berechnen kann der folgende Zusammenhang genutzt werden. Die Hauptlinien können so konstruiert werden, dass das Werkstoffvolumen dV , das von zwei radial verlaufenden, benachbarten Hauptlinien und von zwei tangential verlaufenden, benachbarten Hauptlinien eingeschlossen wird, für alle Hauptlinien gleich groß ist. In Bereichen, in denen keine Formänderungen auftreten, ist dann der radiale Abstand dL und der tangentielle Abstand w zwischen zwei benachbarten Hauptlinien, bei Annahme einer ebenen Formänderung, gleich groß. Der Zusammenhang zwischen Elementvolumen dV , Elementbreite w und Elementlänge dL ist gegeben durch:

$$dV = w \cdot dL \cdot s_0 \quad (6.14)$$

Wobei s_0 die Ausgangsblechdicke bezeichnet, die für die Konstruktion des Hauptlinienfeldes als konstant angenommen wird. Außerdem wird an der Ziehkante die Elementbreite $w=1$ gesetzt. Die radiale Elementlänge dL lässt sich mit dem Satz des Pythagoras berechnen (siehe Abbildung 55).

$$dL = \sqrt{dh_G^2 + dR_G^2} \quad (6.15)$$

Für $b_{\text{Haupt}}=b_{\text{Gleit}}=1$ wird $dh_G=dR_G$ und durch Einsetzen von Gleichung (6.12) in (6.9) und durch Einsetzen von Gleichung (6.9) in (6.15) erhält man:

$$\begin{aligned} dL &= \sqrt{e^{2\alpha_s} \cdot (\alpha_s \sqrt{2} + C_1 + \sqrt{2})^2 \cdot 2 \cdot d\alpha_s^2} \\ \Rightarrow \frac{dL}{dV} &= e^{\alpha_s} \cdot (\alpha_s + \frac{C_1}{\sqrt{2}} + 1) \cdot 2 \cdot \frac{d\alpha_s}{dV} \\ \Rightarrow w &= \left(s_0 \cdot e^{\alpha_s} \cdot (\alpha_s + \frac{C_1}{\sqrt{2}} + 1) \cdot 2 \cdot \frac{d\alpha_s}{dV} \right)^{-1} \end{aligned} \quad (6.16)$$

C_1 gibt die Position der entsprechenden radialen Hauptlinie an und ist folglich entlang der radialen Hauptlinie konstant. C_2 in Gleichung (6.13) gibt die Position einer tangentialen Hauptlinie an und ist somit in radialer Richtung nicht konstant. Für $\alpha_s=0$ entsprechen die Konstanten C_1 und C_2 der Verschiebung der jeweiligen Hauptlinie entlang der Diagonalen, die die Hauptlinien-Bereiche II und III trennt. Da die Elementbreite w entlang dieser Diagonalen konstant ist, kann somit das Volumen V entlang einer radialen Hauptlinie in Abhängigkeit von C_2 angegeben werden:

$$V = \frac{C_2 \cdot w \cdot s_0}{\sqrt{2}} \quad (6.17)$$

Die Berechnung von α_s in Gleichung (6.16) in Abhängigkeit von C_1 und C_2 ergibt sich durch Gleichsetzen der Gleichungen (6.12) und (6.13):

$$\begin{aligned} e^{\alpha_s} \cdot (a \cdot \alpha_s \cdot \sqrt{2} + C_1) &= \frac{1}{\sqrt{2}} a \cdot (e^{-\alpha_s} - e^{\alpha_s}) + e^{-\alpha_s} \cdot C_2 \\ \Rightarrow \alpha_s &= \frac{1}{2} \cdot \text{lambertW}((1 + \sqrt{2} \cdot C_2) \cdot e^{1 + \sqrt{2} \cdot C_1}) - \frac{1}{2} - \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot C_1 \end{aligned} \quad (6.18)$$

Die Lambertsche W-Funktion ist die Umkehrfunktion von $f(x) = xe^x$. Für $d\alpha_s/dV$ in Gleichung (6.16) ergibt sich damit:

$$\frac{d\alpha_s}{dV} = \frac{\frac{1}{2} \text{lambertW}((1 + \frac{2V}{w \cdot s_0}) \cdot e^{1 + \sqrt{2} \cdot C_1})}{((1 + \frac{2V}{w \cdot s_0}) \cdot e^{1 + \sqrt{2} \cdot C_1}) \cdot (1 + \text{lambertW}((1 + \frac{2V}{w \cdot s_0}) \cdot e^{1 + \sqrt{2} \cdot C_1}))} \cdot 2 \cdot e^{1 + \sqrt{2} \cdot C_1} \quad (6.19)$$

Mit den Gleichung (6.16), (6.18) und (6.19) kann für jedes Werkstoffelement entlang einer radialen Hauptlinie, gegeben durch die Position C_1 , die Elementbreite w in Abhängigkeit des Werkstoffvolumens V bis zu der entsprechenden radialen Position berechnet werden. Somit kann die in Kapitel 4 beschriebene Berechnungsmethodik auf jede Schnittlinie in dem entsprechenden Bauteil angewendet werden.

Eine Beurteilung der mit dieser Fließfeldberechnung erreichbaren Genauigkeit wird anhand eines Berechnungsbeispiels im folgenden Kapitel durchgeführt.

Die beschriebene Berechnungsmethode wird dabei auf mehrere Schnittlinien in einer rechteckigen Napfgeometrie angewendet, um die Formänderungen zu berechnen. Als Referenzlösung wird eine implizite FE-Simulation mit dem Programm Abaqus-Standard durchgeführt. Die mit der analytischen Berechnung und mit der FEM ermittelten Formänderungsverteilungen sind entlang verschiedener Schnittlinien in Abbildung 57 gegenübergestellt (die Bezeichnungen der Geometrieparameter des Bauteils werden in Abbildung 64 auf Seite 86 erklärt). Erwartungsgemäß ist die erreichte Genauigkeit nicht mehr so hoch wie bei rotationssymmetrischen Bauteilen, da die Annahme eines während der gesamten Umformung gleichbleibenden Deformationskanals in nicht-rotationssymmetrischen Prozessen eine Vereinfachung der realen Verhältnisse darstellt. Aus den dargestellten Ergebnissen lassen sich aber vor allem Rückschlüsse auf die Qualität der berechneten Deformationskanäle ziehen. Ein Problem der Gleitlinienfeldberechnung wird besonders bei Schnittlinie-2 in Abbildung 57 deutlich. Die mit der analytischen Methode berechnete Formänderung in Umfangsrichtung ist fast entlang der gesamten Schnittlinie null und fällt erst am äußeren Rand der Schnittlinie relativ stark ab. Die Referenzlösung dagegen zeigt einen sehr schwachen aber stetigen Abfall dieser Formänderung. Dieses Verhalten ist durch die Bereichsunterscheidung zu erklären, die bei der Konstruktion des Gleitlinienfeldes und damit

auch bei der Konstruktion des Fließfeldes gemacht wird. Die betrachtete Schnittlinie liegt in der abgewickelten Geometrie fast komplett im Bereich-II des Fließfeldes, nur der äußere Rand der Schnittlinie liegt im Bereich-III. Da die Fließlinien im Bereich-II alle parallel verlaufen, findet in diesem Flanschbereich keine Umformung des Werkstoffs statt, der durch diesen Bereich fließt. Es wird nur der äußere Teil der Schnittlinie zum Beginn des Tiefziehprozesses in Umfangsrichtung gestaucht bis er aus Bereich-III vollständig in Bereich-II geflossen ist, sodass dieser qualitativ unrealistische Formänderungsverlauf zustande kommt. Auch das Aussehen anderer Deformationskanäle (insbesondere von Schnittlinie-3) weicht qualitativ vom realen Verhalten ab.

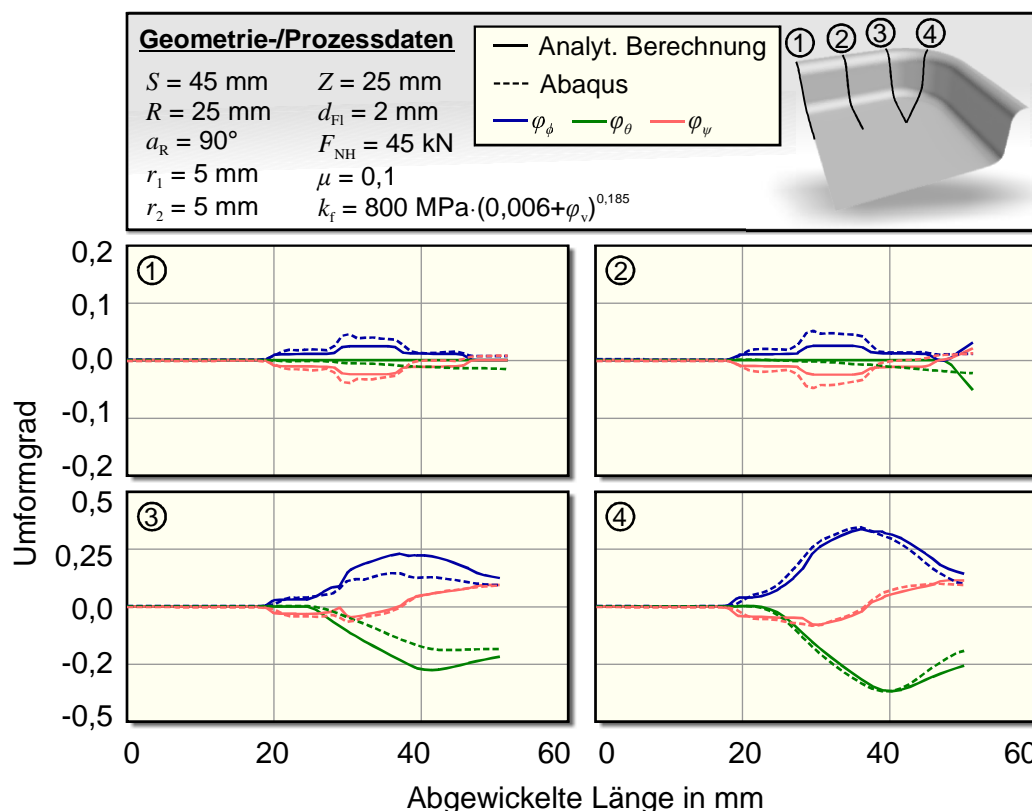


Abbildung 57: Vergleich der Hauptdehnungen entlang verschiedener Schnittlinien.

Die gesamte Bereichseinteilung der Gleitlinienberechnung, die für Tiefziehprozesse üblicherweise angewendet wird, ist eher geometrisch motiviert als physikalisch, sodass entsprechende Felder selbst mit einer Berücksichtigung der Blechdickenänderung, die in dieser Arbeit verwendet wird, nicht für eine Berechnung von Formänderungen geeignet sind. Zur Fließfeldberechnung wird daher im folgenden Kapitel eine alternative Methode untersucht.

6.3 Feldkonstruktion mithilfe von Ansatzfunktionen

Eine weitere Möglichkeit zur Konstruktion von Fließfeldern, die in dieser Arbeit untersucht wird, basiert auf der Anwendung von Ansatzfunktionen. Dabei wird angenommen, dass sich

die einzelnen Fließkanäle, die das Fließfeld aufspannen, durch eine lokale Ansatzfunktion beschreiben lassen. Die Veränderung der Fließkanalformen entlang der Ziehkantenkontur wird durch eine globale Ansatzfunktion gesteuert. Um die Anwendbarkeit dieser Methodik auf möglichst beliebige Ziehkantengeometrien zu gewährleisten, wird die Ziehkantengeometrie segmentiert, sodass die globale Ansatzfunktion jeweils für ein Segment definiert wird und das gesamte Fließfeld so aus mehreren Segmenten zusammengesetzt wird. Ein einzelnes Segment besteht dabei aus einem geraden Bereich und einem gekrümmten Bereich. Die globale Ansatzfunktion dient dazu den Übergang zwischen diesen zwei Fließfeldbereichen abzubilden. Abbildung 58 verdeutlicht die Fließfeldberechnung für ein Ziehkantensegment mit Hilfe einer lokalen und einer globalen Ansatzfunktion.

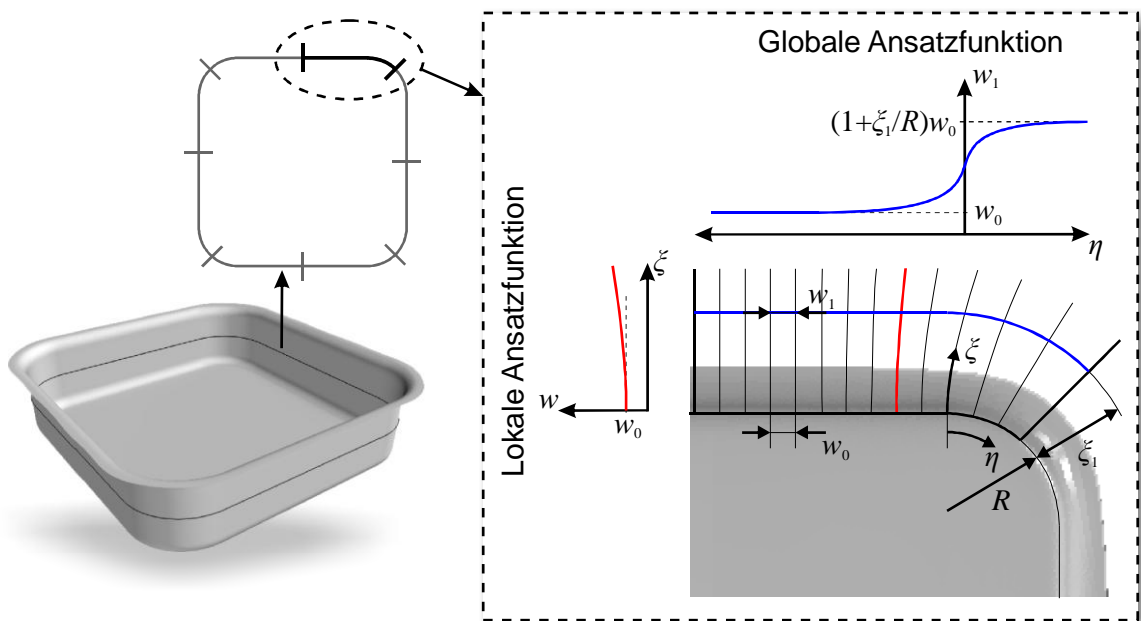


Abbildung 58: Fließfeldberechnung mittels lokaler und globaler Ansatzfunktion.

Als Randbedingung für die lokale Ansatzfunktion wird angenommen, dass der Werkstoff senkrecht zur Ziehkante in den Ziehspalt einläuft. Der Öffnungswinkel eines Fließkanals ist demzufolge proportional zur Ziehkantenkrümmung κ an der entsprechenden Position η auf der Ziehkante.

$$\frac{dw(\xi=0)}{d\xi} \propto \kappa(\eta) \quad (6.20)$$

Entsprechend Abbildung 58 ist ξ als radiale Koordinate für die lokale Ansatzfunktion beginnend an der Ziehkante definiert, η ist als tangentielle Koordinate entlang der Ziehkante definiert, wobei der gekrümmte Bereich der Ziehkante als positiv und der gerade Bereich als negativ definiert ist. Mit zunehmender radialer Entfernung von der Ziehkante gleichen sich die Fließkanäle aneinander an, das bedeutet, dass der Öffnungswinkel eines Fließkanals im gekrümmten Ziehkantenbereich abnimmt, wohingegen der Öffnungswinkel eines Fließkanals

im geraden Ziehkantenbereich zunimmt. Ein solches Verhalten lässt sich unter Berücksichtigung der Randbedingung (6.20) durch eine Polynomfunktion 2. Grades abbilden. Für die lokale Ansatzfunktion ergibt sich damit:

$$w(\xi) = w_0 \cdot (1 + \kappa(\eta) \cdot \xi + p_1 \cdot \xi^2) \tag{6.21}$$

Die Konstante w_0 gibt die Fließkanalbreite an der Ziehkante an, die für alle Fließkanäle als gleich groß angenommen wird, da auch die Ziehgeschwindigkeit an der Ziehkante überall gleich groß ist. Der Parameter p_1 dient dazu die Form der Fließkanäle zu beeinflussen und wird von der globalen Ansatzfunktion gesteuert. Die globale Ansatzfunktion liefert für jeden Fließkanal die Kanalbreite w_1 für eine radiale Position $\xi = \xi_1$ in Abhängigkeit der Position η auf der Ziehkante (wie in Abbildung 58 dargestellt). Dabei bezeichnet ξ_1 die Position des äußeren Randes des Fließfelds. Diese Position wird aus der Ziehtiefe und der Flanschbreite des umgeformten Bauteils abgeschätzt, sodass der Rand der Ausgangs-Platine gerade bis zu dieser Position reicht. Die Fließkanalbreite w_1 dient somit als Stützstelle für die lokale Ansatzfunktion und wird mithilfe des Parameters p_1 in der lokalen Ansatzfunktion berücksichtigt. Durch die Randbedingung $w_1 = w(\xi_1)$ ergibt sich für den Parameter p_1 folglich:

$$p_1 = \frac{w_1(\eta)}{\xi_1^2 w_0} - \frac{1}{\xi_1^2} - \frac{\kappa(\eta)}{\xi_1} \tag{6.22}$$

Die globale Ansatzfunktion ermöglicht einen weichen Übergang zwischen den Fließkanälen in dem Bereich mit gekrümmter Ziehkante und denen im Bereich mit gerader Ziehkante. Ein solcher Verlauf lässt sich gut durch eine Signumsfunktion abbilden. Für die globale Ansatzfunktion wird dazu eine Signumsfunktion mit zwei freien Parametern p_2 und p_3 verwendet.

$$w_1(\eta) = \begin{cases} w_0 \cdot (1 + (p_2 - 1) \cdot e^{-p_3 a \cdot \eta}) & \text{für } \eta < 0 \\ w_0 \cdot (1 + \xi_1 / R + (p_2 - 1 - \xi_1 / R) \cdot e^{p_3 b \cdot \eta}) & \text{für } \eta \geq 0 \end{cases} \tag{6.23}$$

Die Parameter p_2 und p_3 dienen dazu den Verlauf der globalen Ansatzfunktion zu steuern. Wie in Abbildung 59 dargestellt, lässt sich mit p_2 der Wert von w_1 für $\eta=0$ festlegen.

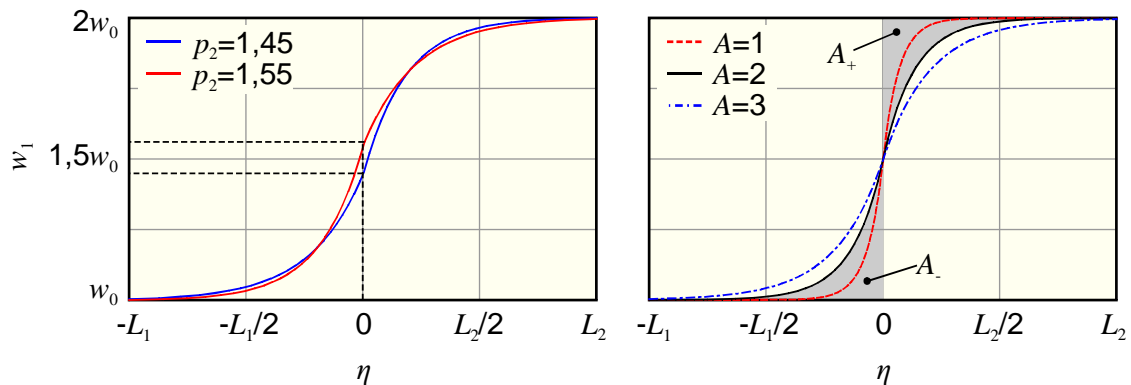


Abbildung 59: Variationsparameter der globalen Ansatzfunktion (für $\xi_1=R$).

Der Parameter p_3 dient dazu die Fläche A festzulegen. Die Fläche A kann als Maß dafür betrachtet werden, wie stark der Übergang zwischen dem Geradenbereich und dem Krümmungsbereich des Fließfeldes geglättet wird. Um die kinematische Zulässigkeit des Fließfeldes zu gewährleisten, müssen A_- und A_+ (Abbildung 59) gleich groß sein. Daher werden in Gleichung (6.23) zwei verschiedene Parameter von p_3 benötigt: p_{3a} für den Geradenbereich mit $\eta < 0$ und p_{3b} für den Krümmungsbereich mit $\eta \geq 0$. Um die gewünschte Fläche A unter bzw. über dem entsprechenden Kurvenbereich einzustellen, wird p_3 berechnet. Die Berechnung wird nachfolgend exemplarisch für den Bereich $\eta \geq 0$ dargestellt.

Die Fläche A wird berechnet indem die Funktion w_1 über den entsprechenden Bereich integriert wird. Da in diesem Fall der Bereich über der Kurve berechnet werden soll, wird die Fläche aus der Differenz des Integrals zur oberen Grenze der Fläche berechnet.

$$\begin{aligned}
 A &= (1 + \xi_1 / R) w_0 \cdot L_2 - \int_0^{L_2} w_1(\eta) d\eta \\
 &= (1 + \xi_1 / R) w_0 \cdot L_2 - \int_0^{L_2} w_0 \cdot ((1 + \xi_1 / R) - (1 + \xi_1 / R - p_2) \cdot e^{p_{3b} \cdot \eta}) d\eta \\
 &= -w_0 \cdot \int_0^{L_2} (1 + \xi_1 / R - p_2) \cdot e^{p_{3b} \cdot \eta} d\eta \\
 &= -w_0 \cdot \frac{(1 + \xi_1 / R - p_2)}{p_{3b}} (e^{p_{3b} \cdot L_2} - 1)
 \end{aligned} \tag{6.24}$$

Der Parameter p_3 wird berechnet indem Gleichung (6.24) nach p_3 aufgelöst wird.

$$p_{3b} = \frac{w_0(1 + \xi_1 / R - p_2)}{A} - \text{lambertW} \left(\frac{w_0(1 + \xi_1 / R - p_2)L_2 e^{\frac{w_0(1 + \xi_1 / R - p_2)L_2}{A}}}{A} \right) \cdot \frac{1}{L_2} \tag{6.25}$$

Für den Geradenbereich wird die Berechnung analog durchgeführt. Damit lässt sich die globale Ansatzfunktion in Abhängigkeit von der Randbedingung $w_1(0)=p_2$ und der Fläche A berechnen.

Die Parameter p_2 und A sind so zu wählen, dass das reale Fließverhalten möglichst gut approximiert wird. Dazu wird angenommen, dass sich im realen Prozess ein Fließfeld einstellt, das für den gesamten Umformprozess eine möglichst geringe Deformationsenergie erfordert. Die Parameter werden also derart optimiert, dass die Deformationsarbeit möglichst klein wird. Die Arbeit wird berechnet indem alle Fließkanäle des Fließfeldes mit mehreren Elementen je Fließkanal diskretisiert werden und zu jedem Element die Deformationsarbeit ermittelt wird, die für die Umformung des Elements beim Durchlaufen des Fließkanals bis zur Ziehkante erforderlich ist. Die Deformationsarbeit W ergibt sich aus der Vergleichsdehnung φ_v und dem Materialvolumen V . Unter Verwendung der Swift-Fließkurve nach Gleichung (4.19) ergibt sich:

$$\begin{aligned}
 W &= V \cdot \int_0^{\varphi_v} \sigma_f(\varphi) d\varphi \\
 &= \frac{V \cdot K_S}{n+1} \left[(\varphi_0 + \varphi_v)^{n+1} - \varphi_0^{n+1} \right]
 \end{aligned}
 \tag{6.26}$$

Zur Berechnung der Vergleichsdehnung wird angenommen, dass in dem Fließfeld nur ebene Formänderungen auftreten. Diese Annahme wird nur für die Fließfeldberechnung getroffen. In der nachfolgenden Berechnung der einzelnen Schnittlinien werden Blechdickenänderungen nach wie vor durch die in Kapitel 4.3 entwickelten Ansätze berücksichtigt. Ein Werkstoffelement wird bei seiner Bewegung durch das Fließfeld zum einen durch die Änderung der Kanalbreite $w(\xi)$ verformt, zum anderen treten durch unterschiedliche Geschwindigkeiten in benachbarten Fließkanälen Scherungen in den Werkstoffelementen auf (Abbildung 60).

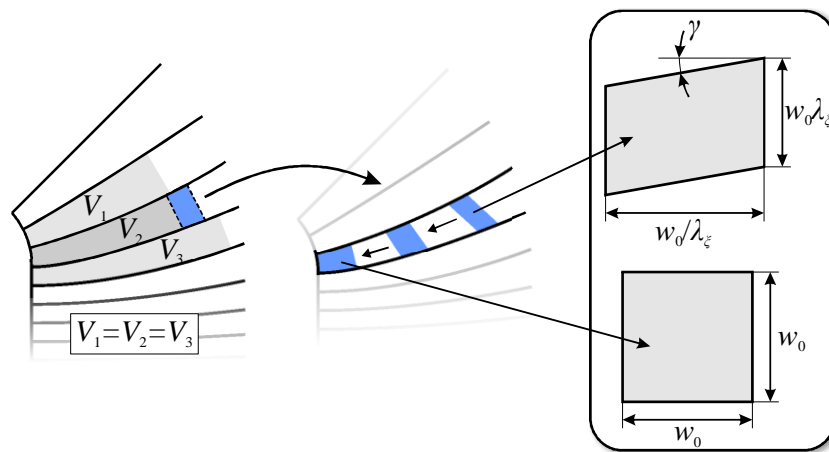


Abbildung 60: Elementscherung durch unterschiedliche Fließgeschwindigkeiten in den Kanälen.

Wie Abbildung 60 zu entnehmen, ergibt sich der Deformationsgradient \mathbf{X} für die Umformung eines Werkstoffelements im Fließfeld durch:

$$\mathbf{X} = \begin{pmatrix} \lambda_{\xi} & \gamma \\ 0 & 1/\lambda_{\xi} \end{pmatrix}
 \tag{6.27}$$

Aus dem Deformationsgradienten \mathbf{X} wird der rechte Cauchy-Greensche Deformationstensor \mathbf{C} berechnet.

$$\begin{aligned}
 \mathbf{C} &= \mathbf{X}^T \mathbf{X} \\
 &= \begin{pmatrix} \lambda_{\xi}^2 & \lambda_{\xi} \gamma \\ \lambda_{\xi} \gamma & 1/\lambda_{\xi}^2 + \gamma^2 \end{pmatrix}
 \end{aligned}
 \tag{6.28}$$

Die Hauptstreckungen $\lambda_{1,2}$ werden aus der Quadratwurzel der Eigenwerte von \mathbf{C} berechnet.

$$\lambda_{1,2} = \left(\frac{1}{2} (C_{11} + C_{22}) \pm \frac{1}{2} \sqrt{(C_{11} - C_{22})^2 + 4C_{12}^2} \right)^{1/2} \quad (6.29)$$

Da eine ebene Formänderung angenommen wird, ergibt sich die Vergleichsformänderung φ_v direkt aus einer der zwei Hauptstreckungen.

$$\varphi_v = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln(\lambda_1) = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \left(\sqrt{\frac{\lambda_\xi^4 + \lambda_\xi^2 \gamma^2 + 1 + \sqrt{(-\lambda_\xi^4 - \lambda_\xi^2 \gamma^2 - 1)^2 - 4\lambda_\xi^4}}{2\lambda_\xi^2}} \right) \quad (6.30)$$

Durch Einsetzen von Gleichung (6.30) in Gleichung (6.26) wird für jedes Werkstoffelement die Deformationsarbeit berechnet und zur Gesamt-Deformationsarbeit aufsummiert. Die Minimierung der Gesamt-Deformationsarbeit wird in dieser Arbeit mit dem Downhill-Simplex-Verfahren (Nelder und Mead, 1965) durchgeführt, da dieses Verfahren sehr robust ist. Die Anwendung anderer Optimierungsverfahren auf die gegebene Problemstellung ist prinzipiell auch möglich, wird in dieser Arbeit jedoch nicht untersucht. Aus der Optimierung ergeben sich die Parameter p_2 und A , mit denen das Fließfeld und somit für jede zu berechnende Schnittlinie ein entsprechender Fließkanal berechnet werden kann. Da sich die Fließfeldberechnung nur auf den Flanschbereich bezieht, in dem die Umformung beim Tiefziehen größtenteils stattfindet, wird der Fließkanal für die Schnittlinienberechnung aus zwei Teilen zusammengesetzt: Dem Flanschbereich und dem Bereich des Fließkanals, der innerhalb der Ziehkante liegt, wie in Abbildung 61 dargestellt. Zur Konstruktion des inneren Fließkanalbereichs wird angenommen, dass der Werkstoff senkrecht zur Ziehkante fließt. Da beim Tiefziehen in der Regel nur kleine radiale Werkstoffverschiebungen in diesem inneren Bereich auftreten, ist die Auswirkung dieser Vereinfachung auf die Berechnungsgenauigkeit zu vernachlässigen.

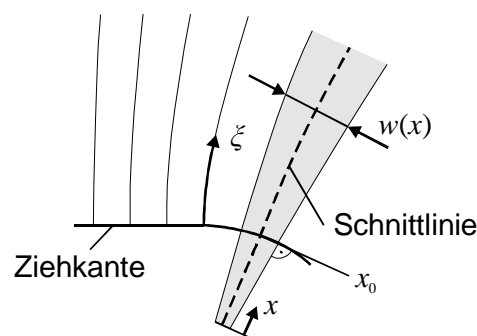


Abbildung 61: Zusammengesetzter Fließkanal für eine radiale Schnittlinie.

Der gesamte Fließkanal ergibt sich somit durch:

$$w(x) = \begin{cases} w_0 \cdot (1 + \kappa(\eta) \cdot (x - x_0)) & \text{für } x < x_0 \\ w_0 \cdot (1 + \kappa(\eta) \cdot (x - x_0) + p_1 \cdot (x - x_0)^2) & \text{für } x \geq x_0 \end{cases} \quad (6.31)$$

Wobei x die radiale Koordinate der Schnittlinie und x_0 der radiale Abstand der Ziehkante vom Startpunkt der Schnittlinie sind. Mit dem so ermittelten Fließkanal $w(x)$ kann die gleiche Berechnungsmethode wie für rotationssymmetrische Bauteile angewendet werden. Bei der Herleitung der entsprechenden Gleichungen in Kapitel 4 wurde darauf geachtet, dass beliebige Verläufe von $w(x)$ berücksichtigt werden können und die Berechnung somit auch auf Schnittlinien von 3D-Geometrien übertragbar ist.

Eine zusammenfassende Darstellung des Berechnungsablaufs ist in Abbildung 62 gegeben.

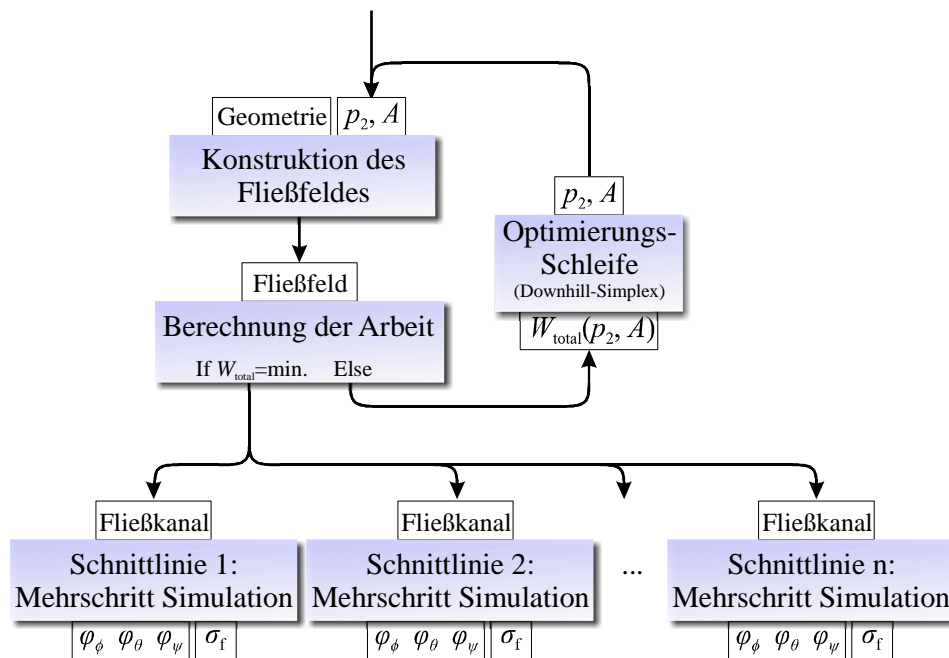


Abbildung 62: Berechnungsablauf der 3D-Berechnung.

Die beschriebene Fließfeldberechnung bezieht sich auf nur ein Geometriesegment der Ziehkante, wie in Abbildung 58 dargestellt. Da die Ziehkantengeometrie in der Regel aus mehreren Segmenten besteht, wird das gesamte Fließfeld aus den einzelnen Segmenten zusammengesetzt. In manchen Fällen kann es vorkommen, dass die globalen Ansatzfunktionen der Fließfeldsegmente an den Segmentgrenzen unterschiedliche Werte annehmen. Das Auftreten eines solchen Sprungs bedeutet eine plötzliche Veränderung des Fließverhaltens an der Grenze zweier Fließfeldsegmente. Um in dem zusammengesetzten Fließfeld möglichst kontinuierliche Übergänge zu gewährleisten, werden die Übergänge zwischen den globalen Ansatzfunktionen der einzelnen Segmente geglättet, wenn ein entsprechender Sprung der Funktionswerte vorliegt, wie in Abbildung 63 dargestellt. Als Glättungsmethode wird in dieser Arbeit die Methode der gleitenden Durchschnitte auf die Bereiche mit den Sprungstellen angewendet.

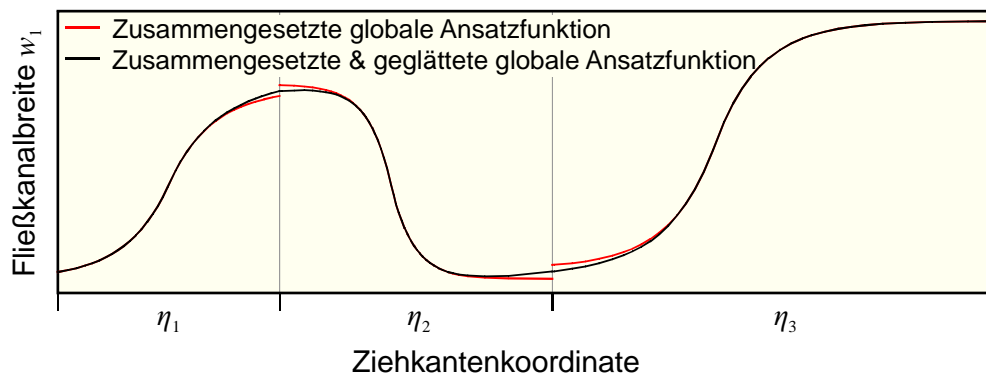


Abbildung 63: Glättung der zusammengesetzten globalen Ansatzfunktion.

7 Verifikation der 3D-Modellierung

Im folgenden Kapitel wird die Genauigkeit der in Kapitel 6 beschriebenen Berechnungsmethode untersucht und mögliche Fehlerquellen identifiziert, wobei die Fließfeldberechnung aus Kapitel 6.3 angewendet wird. Die zuvor entwickelte Fließfeldberechnung mithilfe der Gleitlinienmethode wird aufgrund der relativ großen Ungenauigkeiten (siehe Kapitel 6.2) nicht weiter betrachtet.

Da ein statisches Fließfeld nicht direkt vergleichbar mit einer entsprechenden Referenzlösung aus einer inkrementellen FE-Simulation ist, werden direkt die resultierenden Dehnungsverteilungen entlang einzelner Schnittlinien untersucht, um die Qualität des zugrunde liegenden Fließfeldes zu beurteilen. Dabei werden qualitative und quantitative Einflüsse aller Parameter, die sich auf die Fließfeldberechnung auswirken, ermittelt und mit entsprechenden Referenzlösungen verglichen. Da numerische Einschrittlöser prinzipiell in Konkurrenz zu der entwickelten Berechnungsmethode stehen, werden anschließend die Stärken und Schwächen beider Methoden gegenübergestellt. Abschließend wird der Berechnungsaufwand für die Fließfeldberechnung analysiert.

7.1 Genauigkeit der Prozessberechnung

Als Referenzlösungen werden zunächst inkrementelle FE-Simulationen verwendet. Wie schon in Kapitel 5.1 soll durch die Verwendung von FE-Simulationen gewährleistet werden, dass keine Modell- oder Messfehler der analytischen Berechnung gegenüber der Referenzlösung auftreten und eine optimale Vergleichbarkeit der Ergebnisse gewährleistet ist. Die in diesem Abschnitt verwendeten Referenzsimulationen werden mit dem FE-Programm Abaqus-Standard (Version 6.9) durchgeführt. Alle Platinen werden durch voll integrierte 4-knotige Schalenelemente (Elementtyp-S4) mit 9 Integrationspunkten in Blechdickenrichtung vernetzt. Die durchschnittliche Elementkantenlänge wird so gewählt, dass der kleinste Biegeradius bei einem Biegewinkel von 90° mit 10 Elementen entlang des Radius diskretisiert wird. Alle Werkzeuge werden als starr angenommen.

Zunächst soll anhand eines Beispiels gezeigt werden, dass der qualitative Verlauf der globalen Ansatzfunktion (Gleichung 6.23) geeignet ist, einen realistischen Fließfeldübergang vom Geradenbereich $\eta < 0$ zum Krümmungsbereich $\eta \geq 0$ abzubilden. Da sich der Verlauf des Fließfeldes über die Fließkanalbreite w direkt auf die Formänderung quer zur jeweiligen Schnittlinienrichtung auswirkt, werden dazu die Formänderungen in Umfangsrichtung φ_θ für mehrere Schnittlinien mit der entsprechenden Referenzlösung verglichen. Die Positionierung der Schnittlinien erfolgt entlang der Ziehkante, wobei vier Schnittlinien in gleichmäßigen Abständen auf dem Geradenbereich liegen, eine Schnittlinie liegt genau auf der Bereichsgrenze $\eta = 0$ und drei Schnittlinien sind mit gleichem Abstand auf dem

Krümmungsbereich verteilt. Die Bezeichnungen der Geometrieparameter der nachfolgend untersuchten Tiefziehprozesse sind in Abbildung 64 dargestellt.

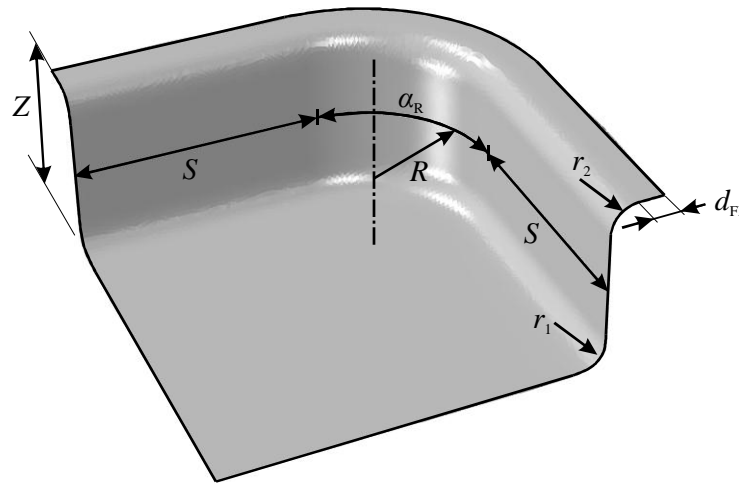


Abbildung 64: Parameterbezeichnungen für 3D-Napfgeometrien.

Die resultierenden Formänderungsverläufe der einzelnen Schnittlinien sind in Abbildung 65 dargestellt. Die gute Übereinstimmung der Formänderungen zeigt, dass das reale Fließverhalten durch die globale Ansatzfunktion sowohl qualitativ wie auch quantitativ sehr gut wiedergegeben wird. Eine geringe Abweichung zum realen Verhalten zeigt sich bei den beiden ersten Schnittlinien, die auf der äußeren Seite des Geradenbereichs liegen. Hier fällt die globale Ansatzfunktion zu schnell ab, sodass die tangentielle Stauchung unterschätzt wird. Da diese Abweichung nur im Bereich mit sehr geringer Umformung auftritt, wirkt sie sich nur minimal auf die Genauigkeit der Berechnung aus. Wie sich an der qualitativ sehr guten Vorhersage der Formänderungsverläufe entlang der einzelnen Schnittlinien zeigt, ist auch die lokale Ansatzfunktion gut geeignet, das reale Fließverhalten vorherzusagen.

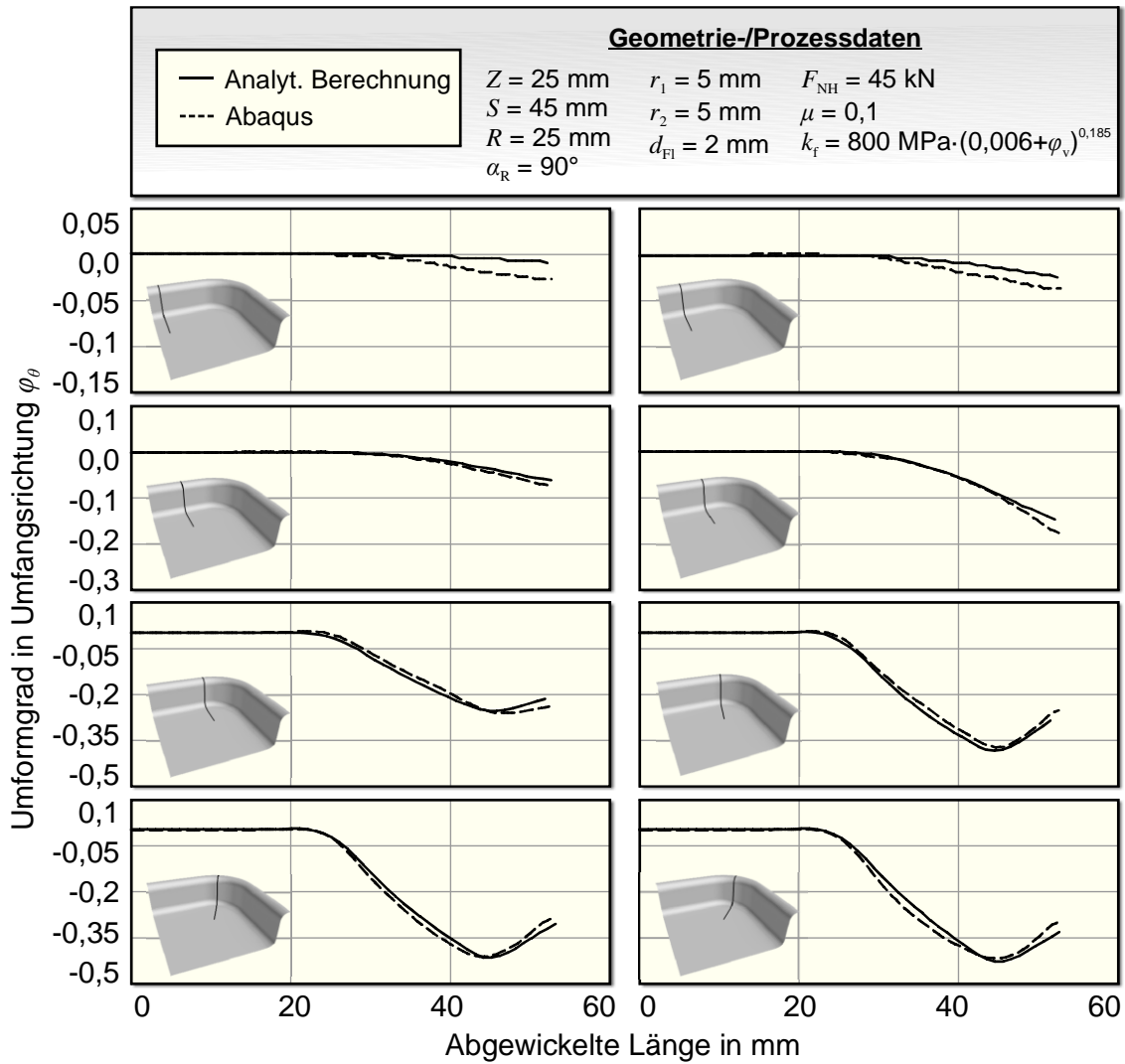


Abbildung 65: Vergleich der Formänderungen entlang des Fließfeldsegments.

Da die Fließfeldberechnung nicht zwangsläufig für jeden Tiefziehprozess eine gleich gute Genauigkeit liefert, werden nachfolgend alle Parameter, die sich auf die Fließfeldberechnung auswirken, untersucht. Die Form des Fließfeldes wird zum einen von den Geometrieparametern und zum anderen von den Werkstoffparametern beeinflusst. Daher werden im Folgenden zuerst die Geometrieparameter eines Fließfeldsegments und deren Auswirkungen auf die Berechnungsgenauigkeit untersucht. Anschließend werden die Einflüsse des Werkstoffverhaltens analysiert.

Zunächst werden Tiefziehgeometrien untersucht, deren Fließfelder sich durch jeweils ein einziges Fließfeldsegment beschreiben lassen, also ein Segment, dessen Ziehkante sich aus einem Geradenbereich und einem gekrümmten Bereich zusammensetzt und das durch entsprechende Symmetriebedingungen identisch mit den übrigen Segmenten der Ziehkantengeometrie ist. Diese Voraussetzungen sind für alle Geometrien gegeben, die sich durch die in Abbildung 66 dargestellten Parameter beschreiben lassen. Der entsprechende Fließfeldbereich ist somit für $\eta = [-S, R \cdot \alpha_R \cdot \pi / 90]$ definiert. Da die globale Ansatzfunktion an

den Rändern des Definitionsbereichs tendenziell gegen ihre Extremstellen konvergiert und für $\eta=0$ nur vom Fließfeldparameter p_2 abhängt, werden zur Beurteilung der Fließfeldberechnung in den folgenden Beispielen zwei radiale Schnittlinien betrachtet, die jeweils in der Mitte des negativen und des positiven Definitionsbereichs liegen, also für $\eta=-S/2$ und für $\eta= R \cdot \alpha_R \cdot \pi/45$.

Eine wichtige geometrische Einflussgröße auf die Fließfeldberechnung ist die Länge des Definitionsbereichs von η . Um diesen Einfluss zu untersuchen wird zunächst die Länge des Krümmungsbereichs über den Eckenradius α_R variiert. Die resultierenden Formänderungsverläufe werden in Abbildung 66 den entsprechenden Referenzlösungen gegenübergestellt.

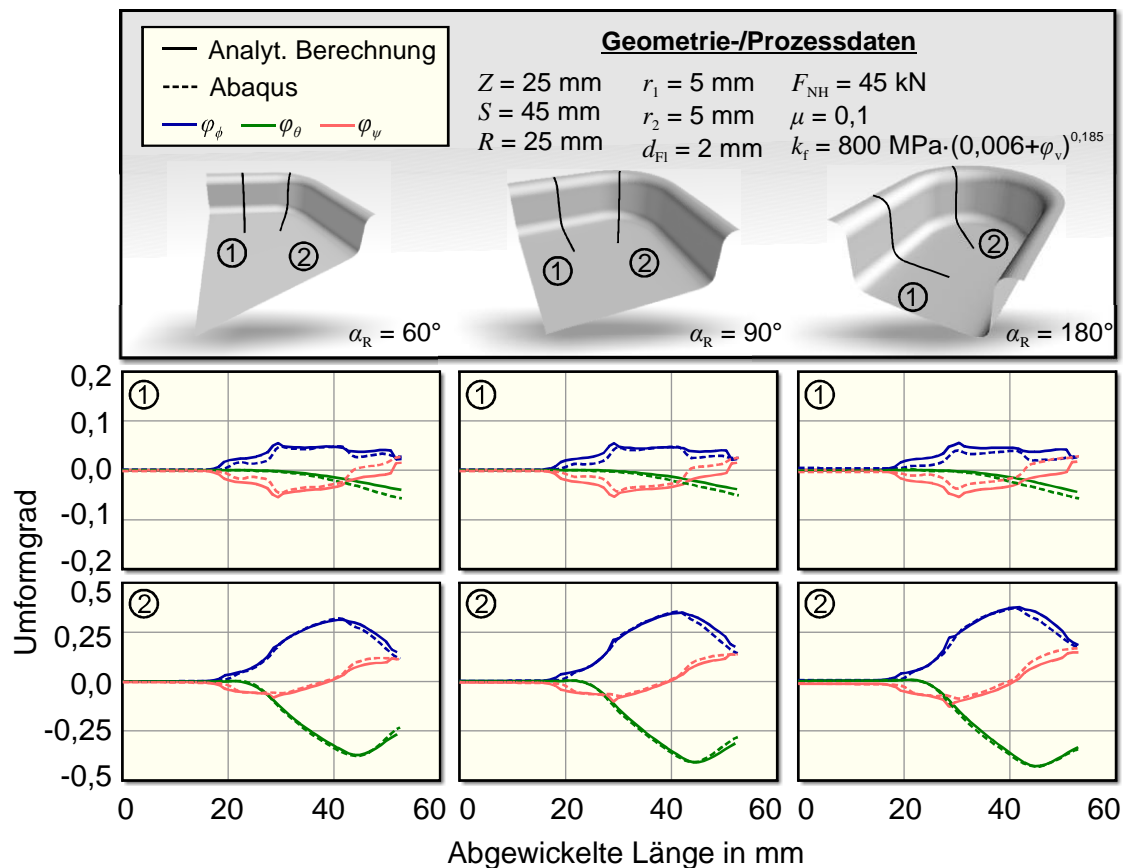


Abbildung 66: Vergleich der Formänderungen bei Variation des Eckenwinkels α .

Für alle drei Geometrien werden die Dehnungen sehr genau vorhergesagt. Qualitativ sind die Formänderungsverläufe der drei Geometrien zwar sehr ähnlich, jedoch werden die Formänderungen tendenziell in der Schnittlinie-2 mit zunehmenden Eckenwinkel α_R größer, was durch die entwickelte Berechnungsmethode sehr gut wiedergegeben wird. Der entsprechende Geometrieinfluss wird somit durch die Fließfeldberechnung mit guter Genauigkeit approximiert.

Die Länge des Geradenbereichs (für $\eta < 0$) wird durch den Parameter S definiert. Um den Einfluss dieses Geometrieparameters zu analysieren, sollte S nicht zu groß gewählt werden,

da das Fließverhalten ansonsten durch eine Variation von S nur noch minimal beeinflusst wird. Abbildung 67 zeigt die Formänderungen von drei Napfgeometrien mit unterschiedlichen Längen S . Die Formänderungen werden sehr genau vorhergesagt, wobei insbesondere die Formänderungen in Schnittlinie-1 durch die Geometrieänderung beeinflusst werden.

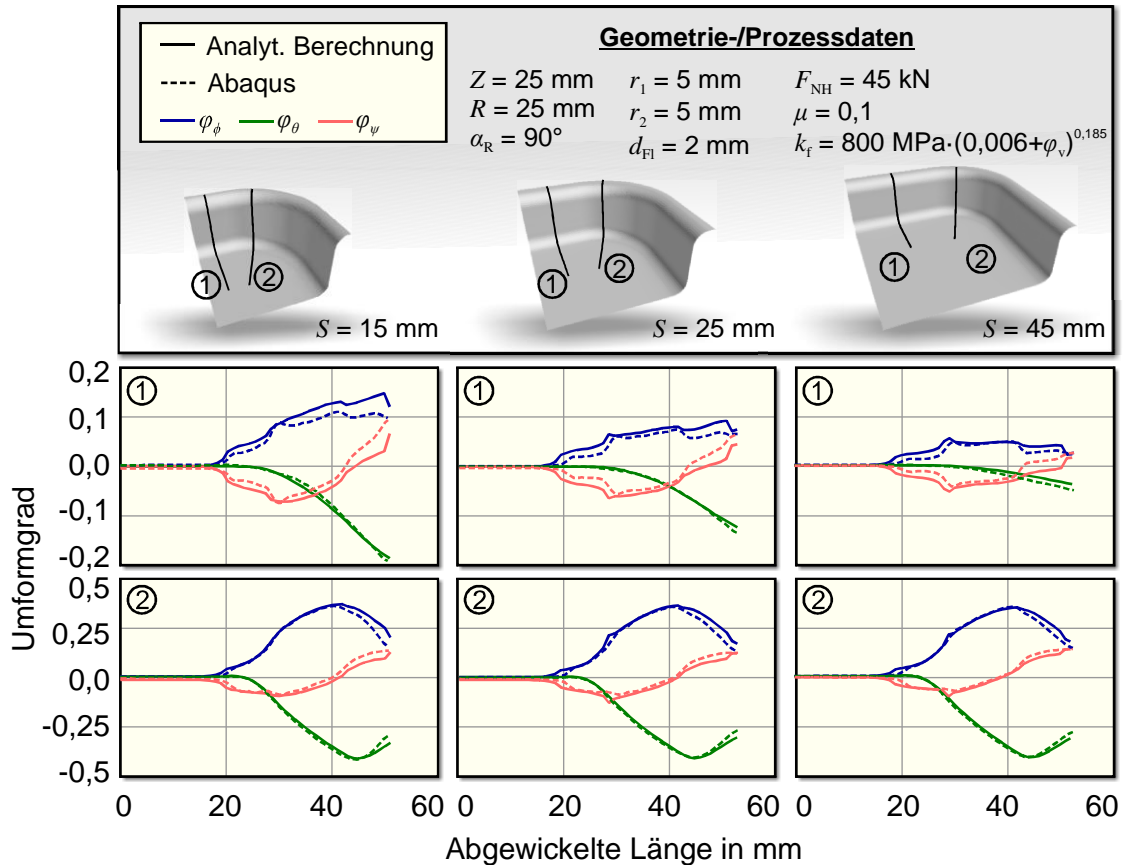


Abbildung 67: Vergleich der Formänderungen bei Variation der Seitenlänge S .

Die Blechausdünnung durch die Biegung am Ziehkantenradius wird zwar besonders bei der ersten Geometrie etwas überschätzt, die Formänderungen in Umfangsrichtung werden jedoch sehr genau wiedergegeben, was für eine gute Qualität der Fließfeldberechnung spricht.

Auch die Ziehtiefe Z hat einen wesentlichen Einfluss auf die Fließfeldberechnung, da durch sie die Tiefe des Fließfeldes und somit auch die zu minimierende Umformenergie wesentlich gesteigert werden. Abbildung 68 zeigt die Formänderungen von drei Napfgeometrien mit unterschiedlichen Ziehtiefen. Die Formänderungen werden für alle drei Geometrien mit ähnlich guter Genauigkeit vorhergesagt, wie in den vorherigen Beispielen, sodass auch durch diesen Geometrieparameter keine Beeinflussung der Berechnungsgenauigkeit erkennbar ist. Es ist jedoch anzumerken, dass die Annahme eines statischen Fließfeldes prinzipiell für größere Ziehtiefen eine stärkere Vereinfachung darstellt als für kleine Ziehtiefen, da der Werkstoff im Flansch bei längeren Ziehwegen mit größerer Wahrscheinlichkeit die Fließrichtung ändert, sodass im realen Prozess ein dynamisch veränderliches Fließfeld vorliegen kann.

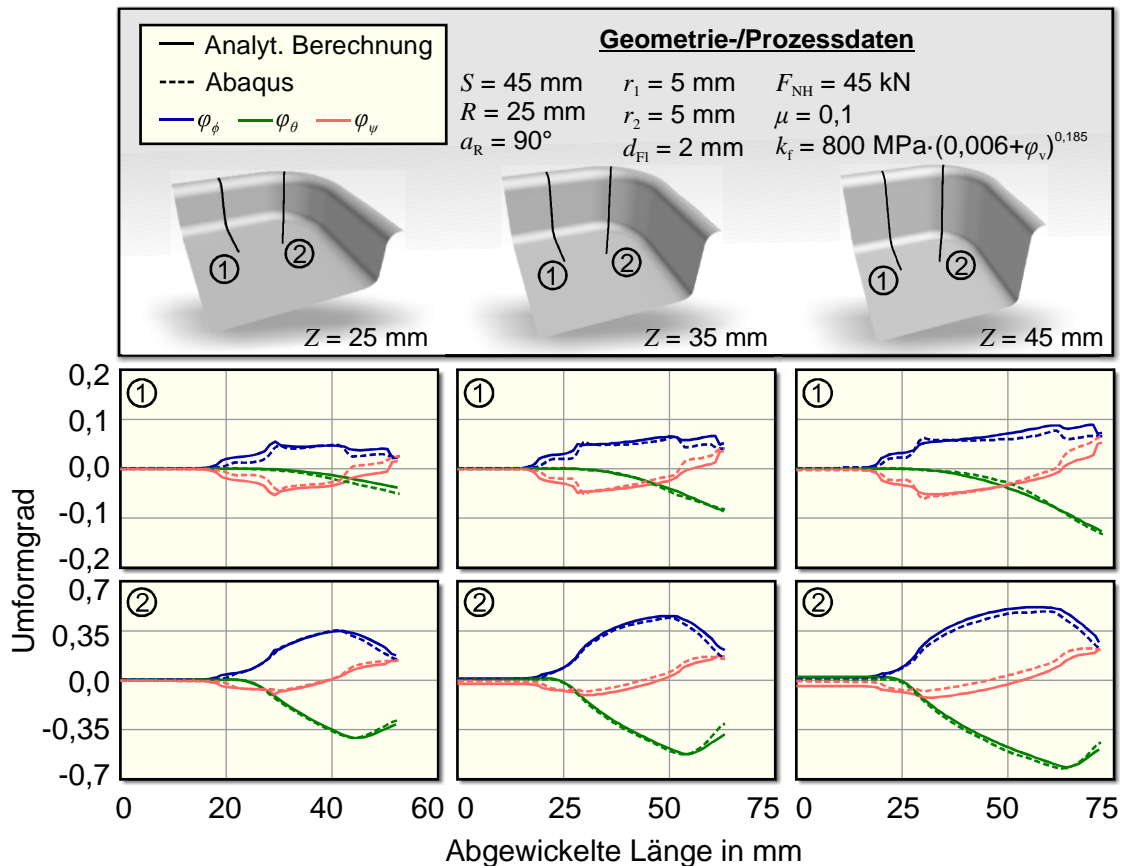


Abbildung 68: Vergleich der Formänderungen bei Variation der Ziehtiefe Z.

Neben den Geometrieparametern wird die Fließfeldberechnung auch durch die Werkstoffparameter beeinflusst, wobei angenommen wird, dass das Werkstoffverhalten durch eine Fließkurve nach Swift (Gleichung 4.19) mit den Parametern K_S , φ_0 und n abgebildet werden kann. Der Parameter K_S geht bei der Ermittlung der Umformarbeit nur als Faktor in die Berechnung mit ein (Gleichung 6.26), sodass er keinen Einfluss auf die Minimierung der Umformarbeit hat. Die Fließfeldberechnung wird demzufolge nur von den Werkstoffparametern φ_0 und n beeinflusst. Zur Untersuchung dieser Parameter werden Simulationen zu drei Tiefziehprozessen mit jeweils unterschiedlicher Fließkurve durchgeführt, die in Abbildung 69 dargestellt sind.

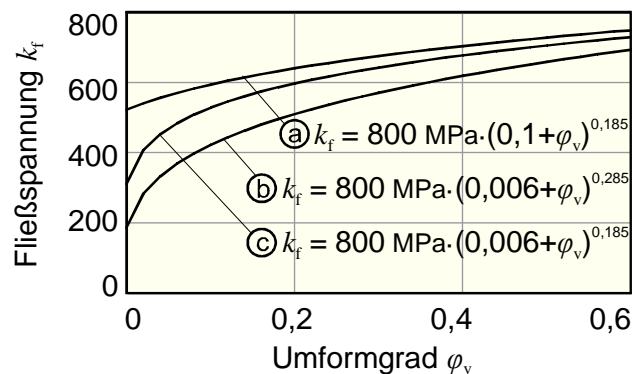


Abbildung 69: Fließkurven für unterschiedliche Werkstoff-Parameter.

Da die Auswirkung des Werkstoffverhaltens auf die Fließfeldberechnung bei kleinen Formänderungen nur gering ist, wird zur Untersuchung der Fließkurvenparameter die Napfgeometrie mit der Ziehtiefe $Z=45$ mm verwendet, um möglichst große Formänderungen zu erreichen. Abbildung 70 zeigt die entsprechenden Ergebnisse im Vergleich mit den jeweiligen Referenzlösungen.

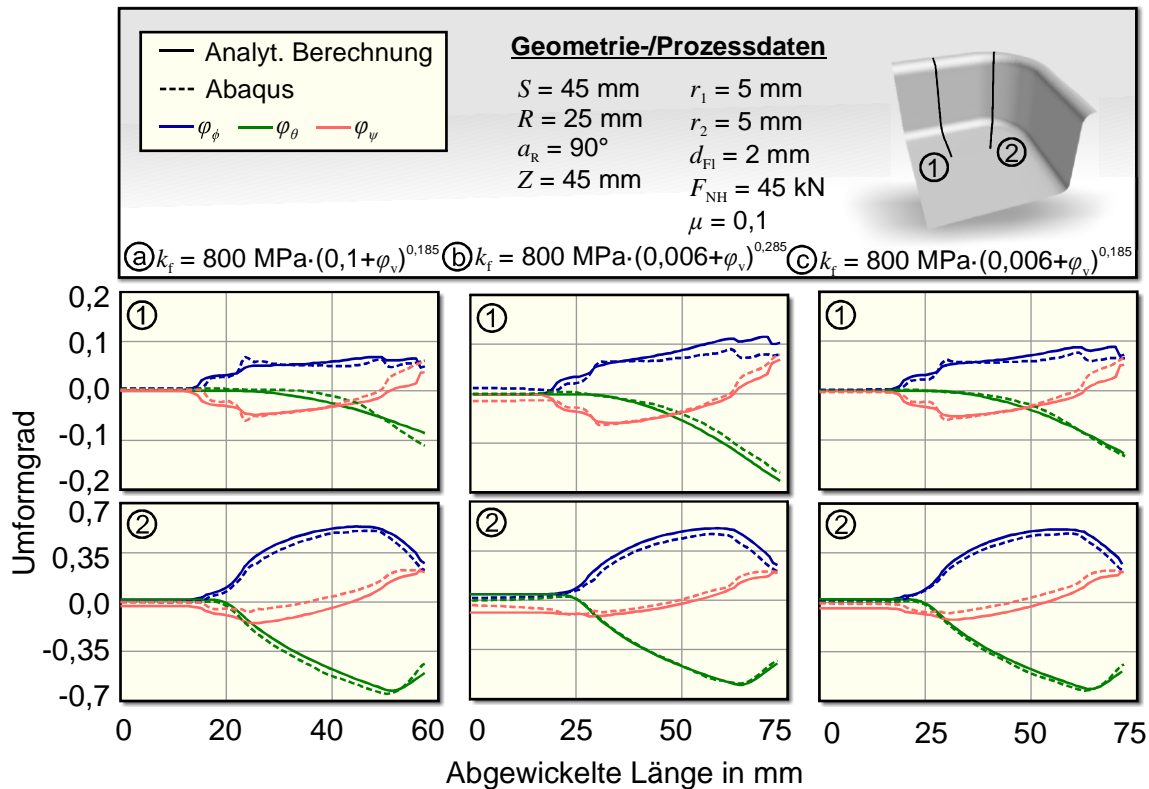


Abbildung 70: Vergleich der Formänderungen bei Variation der Fließkurve.

Für den zweiten und dritten Prozess (Mitte und rechts in Abbildung 70) werden die Verteilungen der Formänderungen qualitativ sehr gut vorhergesagt. Für den ersten Prozess (links in Abbildung 70) ist die qualitative Formänderungsvorhersage größtenteils recht genau, der Verlauf der Formänderung in Umfangsrichtung von Schnittlinie-1 weicht jedoch etwas von der Referenzlösung ab. Da die Formänderung in Umfangsrichtung direkt von dem Verlauf der lokalen Ansatzfunktion abhängt, lässt sich diese Abweichungen durch eine ungenaue Abbildung des realen Fließverhaltens durch die lokale Ansatzfunktion erklären. In diesem Fall ist anzunehmen, dass der qualitative Verlauf des Fließkanals mit der lokalen Ansatzfunktion nicht genau darstellbar ist. In Ansätzen ist diese qualitative Abweichung des Formänderungsverlaufs auch bei den vorherigen Beispielen erkennbar. Diese Ungenauigkeiten könnten verkleinert werden, indem komplexere Ansatzfunktionen mit mehr Parametern verwendet werden. Dies würde jedoch den Aufwand für die Fließfeldberechnung vervielfachen, da jeder zusätzliche Parameter bei der Minimierung der Umformarbeit berücksichtigt werden muss.

Die durchgeführten Untersuchungen haben gezeigt, dass die entwickelte Berechnungsmethodik zur Ermittlung eines Fließfeldbereichs, weitestgehend unabhängig von den zugrundeliegenden Geometrie- und Werkstoffparametern, zu einer genauen Vorhersage der Formänderungen im Bauteil geeignet ist. Die Genauigkeit der Berechnung erreicht dabei zwar nicht die gleiche Qualität wie bei rotationssymmetrischen Bauteilen, trotzdem ist die Übereinstimmung zwischen Berechnung und Referenzlösung sowohl qualitativ als auch quantitativ sehr gut.

Zwar steht in dieser Arbeit die Vorhersage der Formänderungen im Vordergrund, zu einer vollständigeren Betrachtung der Berechnungsgenauigkeit soll anhand eines Beispiels aber auch die Vorhersagequalität für andere Ergebnisgrößen gezeigt werden. Dazu sind in Abbildung 71 die berechnete Platinengeometrie, der Stempelkraftverlauf und Dehnungspfade von zwei Knoten den entsprechenden Referenzlösungen gegenübergestellt. Wie das Beispiel zeigt, werden Platinengeometrie und Stempelkraftverlauf sehr genau vorhergesagt. Die Dehnungspfade weichen zum Teil von der Referenzlösung ab, der qualitative Verlauf der Dehnungspfade wird aber recht genau berechnet.

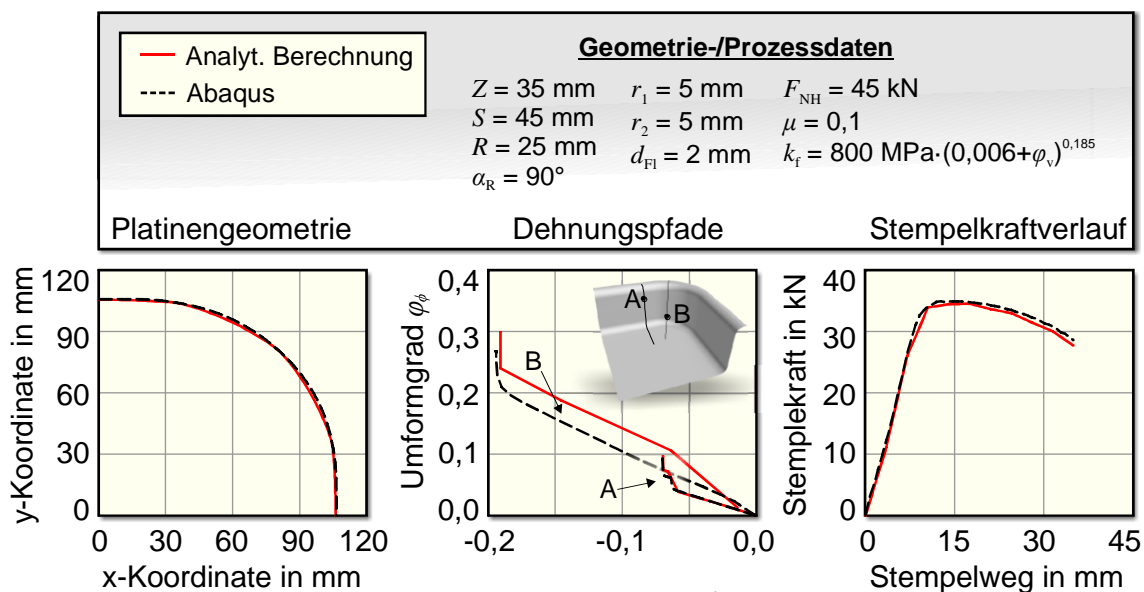


Abbildung 71: Vergleich von Platinengeometrien, Dehnungspfaden und Stempelkraftverläufen.

Da in den vorherigen Untersuchungen jeweils nur ein Fließfeldsegment berücksichtigt wird (aufgrund der Symmetriebedingungen), soll nachfolgend untersucht werden, wie sich die Kombination mehrerer Fließfeldsegmente zu einem gesamten Fließfeld auf die Berechnungsgenauigkeit auswirkt. Dazu werden Prozesse mit komplexeren Ziehkantengeometrien betrachtet. Abbildung 72 zeigt ein entsprechendes Bauteil, bei dem das gesamte Fließfeld aus fünf einzelnen Bereichen zusammengesetzt ist, wobei die Schnittlinien 2-5 direkt auf den Bereichsgrenzen liegen. Das Beispiel zeigt eine gute Übereinstimmung der berechneten Dehnungen mit den jeweiligen Referenzdehnungen. Die Berechnungsgenauigkeit

ist dabei von vergleichbarer Qualität, wie die Genauigkeit bei den Bauteilen mit nur einem Fließfeldsegment.

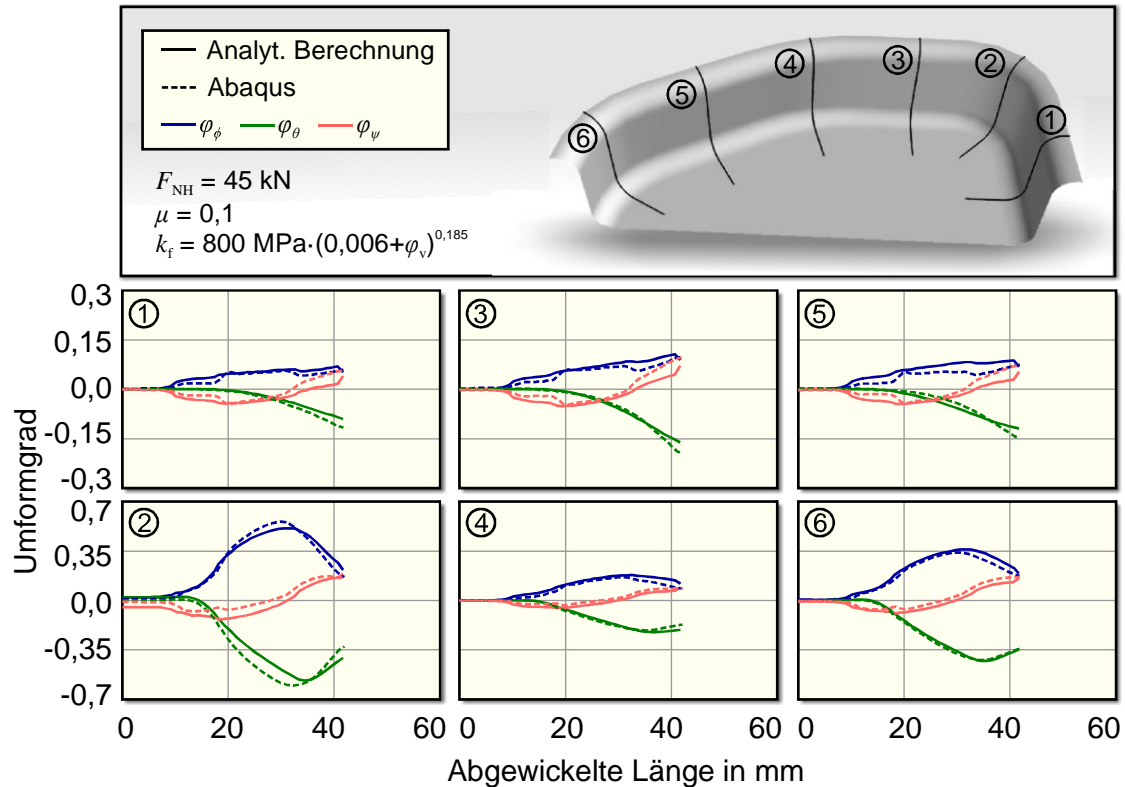


Abbildung 72: Vergleich der Formänderungen für ein Bauteil mit komplexer Ziehkantengeometrie.

Ein weiteres Beispiel für ein komplex geformtes Bauteil ist in Abbildung 73 dargestellt. Die Referenzlösung wird für dieses Bauteil experimentell bestimmt, indem vor der Umformung ein Punktraster auf die Platine aufgebracht wird, sodass nach der Umformung die Formänderungen durch das in Kapitel 5.1 erwähnte optische Messsystem der Firma GOM bestimmt werden können. Es wird ein Raster mit 2 mm Punktabstand und 1 mm Punktdurchmesser verwendet. Außerdem wird für dieses Beispiel eine Berechnung mit dem FE-Programm Abaqus durchgeführt. Da die Abweichungen zwischen den von Abaqus berechneten und den experimentell bestimmten Formänderungen relativ gering sind, wird hier nur die experimentell ermittelte Referenzlösung betrachtet. Im Vergleich mit den Berechnungsergebnissen zeigt sich, dass die Formänderungsverläufe für die Schnittlinien 1, 2, 5 und 6 qualitativ mit guter Genauigkeit vorhergesagt werden, bei den Schnittlinien 3 und 4 dagegen können die qualitativen Verläufe nur teilweise vorhergesagt werden. Eine Erklärung dieses Genauigkeitsverlustes für die Schnittlinien 3 und 4 ergibt sich aus der Ziehkantengeometrie dieses Bauteils. Im Gegensatz zum vorher untersuchten Bauteil besteht die Ziehkantengeometrie hier nicht nur aus konvex gekrümmten Bereichen. Bei den Schnittlinien 3 und 4 ist die Ziehkante zusammengesetzt aus einem konvex und einem konkav gekrümmten Bereich, die dicht hintereinander liegen. Da diese Bereiche entgegengesetzte Wirkungen auf die Flanschdehnungen in Umfangsrichtung haben, gibt es eine wesentlich

größere Wechselwirkung zwischen diesen Bereichen als zwischen zwei konvex geformten Ziehkantensegmenten. Diese Wechselwirkung kann durch die entwickelte Berechnungsmethodik nicht berücksichtigt werden, sodass die Genauigkeit der Berechnung in diesem Bereich abnimmt. Da eine solche Wechselwirkung zwischen den Bauteilbereichen in der Regel eine ausgleichende Wirkung auf die Formänderungen hat, werden die Dehnungen in solchen Bereichen durch die entwickelte Berechnungsmethode überschätzt.

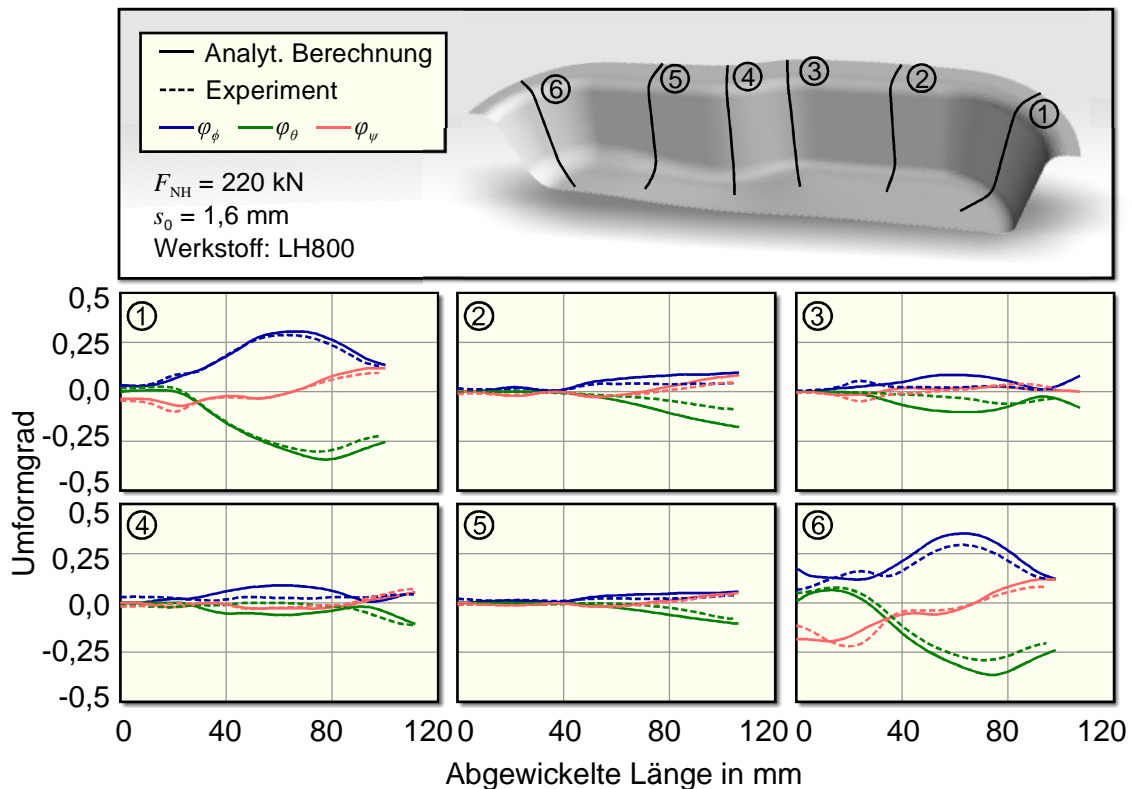


Abbildung 73: Vergleich der Formänderungen für komplexe Bauteilgeometrie.

Die Untersuchungen in diesem Kapitel zeigen, dass die entwickelte Berechnungsmethode für dreidimensionale Bauteilgeometrien eine sowohl qualitativ als auch quantitativ gute Vorhersage der Formänderungen im Bauteil ermöglicht. Dabei werden auch die qualitativen Auswirkungen von Geometrie- und Werkstoffparametern auf die Formänderungen erfasst. Wie bei allen analytisch basierten Berechnungsverfahren kann auch hier eine Geometrieabhängigkeit der Berechnungsqualität nicht vollständig ausgeschlossen werden. So kann es bei gegensätzlich gekrümmten Ziehkantenbereichen, die dicht aneinander liegen und klein im Verhältnis zur restlichen Geometrie sind, zu einer Überschätzung der Formänderungen kommen.

7.2 Vor- und Nachteile gegenüber numerischen Einschrittlösern

Wie im vorherigen Kapitel gezeigt wird, sind aufgrund der Vereinfachungen in der entwickelten Simulationemethode Einschränkungen bei der Genauigkeit nicht zu vermeiden.

Um diese Ungenauigkeiten in Relation zu anderen schnellen Simulationsmethoden zu beurteilen, wird in diesem Kapitel die entwickelte Berechnungsmethode mit einem numerischen Einschrittlöser verglichen. Dabei sollen Vor- aber auch Nachteile der entwickelten Methode gegenüber einer kommerziell eingesetzten Software dargestellt werden.

Ein wesentlicher Nachteil wird in diesem Zusammenhang schon im vorherigen Kapitel deutlich: Nämlich die abnehmende Genauigkeit bei gegensätzlich gekrümmten Bereichen der Ziehkantenkontur. Da bei numerischen Einschrittlösern die verschiedenen Geometriebereiche nicht getrennt sondern als zusammenhängende Geometrie berechnet werden, tritt diese Geometrieabhängigkeit nicht auf. Das bedeutet jedoch nicht, dass die Genauigkeit numerischer Einschrittlöser vollkommen geometrieunabhängig ist. Abbildung 74 zeigt die von einem numerischen Einschrittlöser berechneten Formänderungen für drei unterschiedlich hohe quadratische Napfgeometrien im Vergleich mit den entsprechenden Referenzlösungen und den mit der analytischen Methode ermittelten Formänderungen.

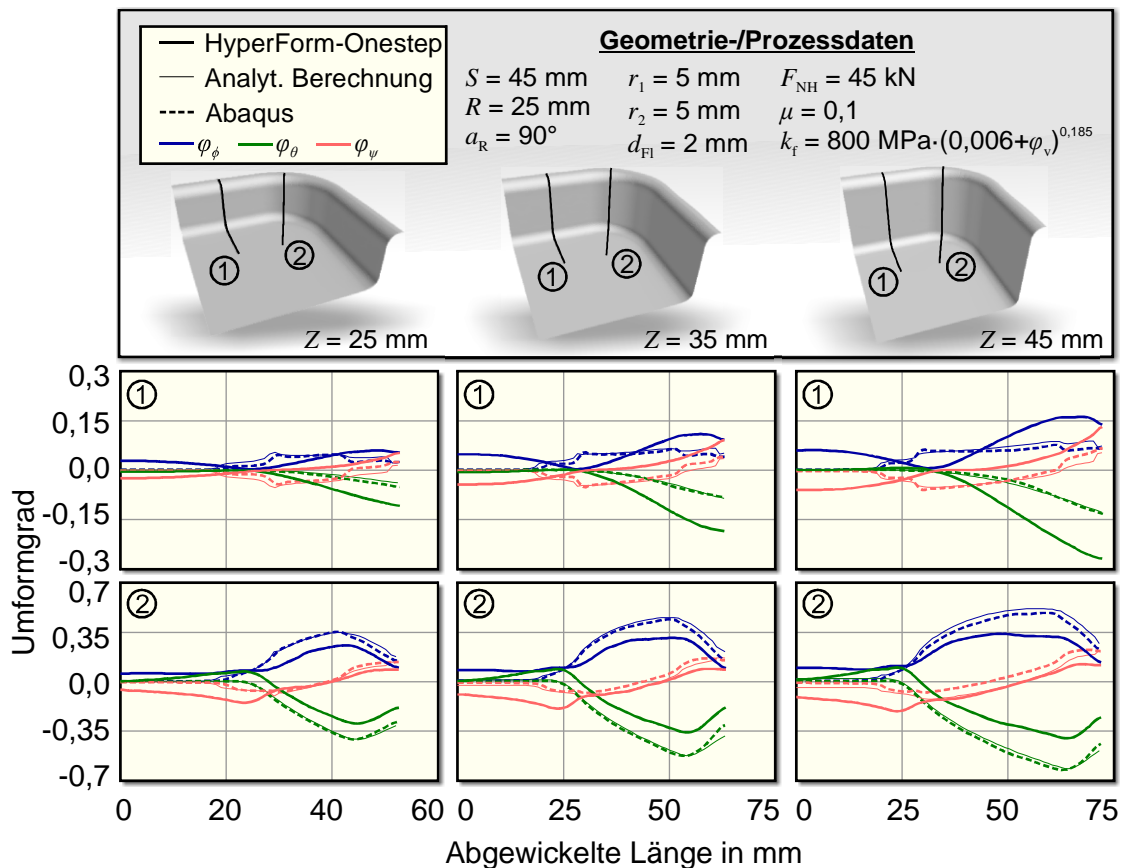


Abbildung 74: Berechnungsgenauigkeit von numerischem Einschrittlöser für unterschiedliche Ziehtiefen.

Bei diesem Beispiel fällt auf, dass für alle Schnittlinien die Formänderungen im Bodenbereich überschätzt werden. Dieser Effekt ist im Wesentlichen durch die Vernachlässigung des Umformwegs zu erklären. Im realen Prozess wird der Werkstoff im Flansch nur so lange umgeformt bis er die Ziehkante erreicht (bei idealisierter Betrachtung), sodass die Umformzone und damit der verfestigende Bauteilbereich immer kleiner wird. Die

erforderliche Stempelkraft wird dabei durch die Verfestigung erhöht und durch die abnehmende Umformzone verkleinert. Da bei numerischen Einschrittlösern der Flansch in einem einzigen Schritt umgeformt wird und die Umformzone somit bis zum Ende der Umformung ihre maximale Größe (Ausgangsgröße) hat, werden die erforderlichen Spannungen überschätzt, sodass eine zu große Formänderung im Bodenbereich des Bauteils vorhergesagt wird. Wie stark sich dieser Effekt auf das Berechnungsergebnis auswirkt hängt dabei auch von der Bauteilgeometrie ab, wie Abbildung 74 zeigt. Eine weitere Geometrieabhängigkeit wird besonders bei Schnittlinie-1 deutlich. In der Referenzlösung ist im Zargenbereich eine deutliche Blechausdünnung zu erkennen, die aus der Wechselbiegung resultiert, die das Blech erfährt, wenn es über die Ziehkante gezogen wird. Durch die Vereinfachung auf einen einzelnen Berechnungsschritt kann dieser Effekt nicht berücksichtigt werden. Dieser Ausdünnungseffekt steigt mit größeren Verhältnissen von Blechdicke zu Biegeradius, sodass dieser Fehler der numerischen Einschrittlöser vor allem bei dickem Blech und kleinen Ziehkantenradien ins Gewicht fällt.

Die Genauigkeit der entwickelten Berechnungsmethode und die Genauigkeit von numerischen Einschrittlösern sind somit beide abhängig von der Bauteilgeometrie. Dabei wird die entwickelte Berechnungsmethode durch komplexe Ziehkantengeometrien geringfügig negativ beeinflusst, hat dafür aber Genauigkeitsvorteile bei der Berechnung von Zug-Druck-Umformungen mit großen Ziehtiefen und bei der Berechnung von Biegevorgängen mit dickem Blech. Unabhängig von der absoluten Genauigkeit hat die entwickelte Berechnungsmethode gegenüber numerischen Einschrittlösern den Vorteil, dass zeitliche Einflüsse, wie beispielsweise eine veränderliche Niederhalterkraft, berücksichtigt werden und somit auch zur Prozessoptimierung genutzt werden können.

7.3 Analyse der Berechnungsgeschwindigkeit

Im folgenden Abschnitt soll ein Überblick über den Berechnungsaufwand gegeben werden, der für die Simulation dreidimensionaler Tiefziehprozesse mit der entwickelten Methode erforderlich ist. Dabei muss berücksichtigt werden, dass der Berechnungsaufwand zum einen von der Anzahl der Fließfeldsegmente und zum anderen von der Anzahl der zu berechnenden Schnittlinien abhängig ist. Der Aufwand für die Berechnung eines Fließfeldsegments ergibt sich aus der Berechnung der Umformenergie im Fließfeld und aus der Anzahl der Funktionsaufrufe, die zur Minimierung dieser Umformenergie benötigt werden. Der Aufwand zur Berechnung der Umformenergie hängt wiederum von der Anzahl der Fließkanäle und von der Anzahl der Elemente pro Fließkanal ab, für die die Umformenergie berechnet wird. Um den Aufwand möglichst gering zu halten wurde eine Konvergenzstudie durchgeführt mit dem Ergebnis, dass 20 Fließkanäle und 5 Elemente entlang eines Fließkanals zur Diskretisierung eines Fließfeldsegments ausreichen. Diese Diskretisierung bezieht sich nur auf die Berechnung der Umformenergie, die zur Ermittlung der globalen Ansatzfunktion benötigt

wird. Wieviele Schnittlinien anschließend mithilfe des Fließfelds berechnet werden, wird dadurch nicht beeinflusst, da für die Schnittlinienberechnung nur die globale Ansatzfunktion erforderlich ist, unabhängig davon wie diese berechnet wurde. Die Anzahl der Funktionsaufrufe zur Minimierung der Umformenergie ist für unterschiedliche Fließfeldsegmente in der Regel nicht gleich groß, sodass hier nur eine durchschnittliche Anzahl angegeben werden kann. Dazu wurden 50 Fließfelder mit zufällig generierten Parametersätzen berechnet. Durchschnittlich musste die Umformenergie dabei 40-mal berechnet werden, um die Parameter der globalen Ansatzfunktion zu bestimmen. Bei Verwendung einer IntelCore2Duo CPU mit 3,16 GHz und 4 GB RAM (es wird nur ein Prozessorkern genutzt) entspricht das den folgenden Rechenzeiten:

Tabelle 2: Berechnungsdauer bei der Fließfeldberechnung.

Berechnung der Umformenergie:	0,001 s
Minimierung der Umformenergie:	ca. 0,04 s
Schnittlinienberechnung:	ca. 0,023 s

Der Aufwand für die Schnittlinienberechnung entspricht dem von rotationssymmetrischen Bauteilen und wird bereits in Kapitel 5.2 ausführlich beschrieben. In Tabelle 2 wird die Rechendauer für eine Schnittlinienberechnung mit 10 Deformationsschritten und 80 Elementen entlang der Schnittlinie angegeben, was in der Regel ausreichend genau ist, wie in Kapitel 5.1 gezeigt wird (80 Elemente entlang der Schnittlinie entsprechen der Elementkantenlänge von 1 mm in der Untersuchung auf Seite 57, Abbildung 37).

Um den Rechenaufwand in Relation zu FE-Methoden darzustellen, werden die unterschiedlichen Methoden am Beispiel des viereckigen Napfs aus Abbildung 65 auf Seite 87 verglichen. Die Prozesssimulation beinhaltet für dieses Beispiel die Berechnung von zwei Fließfeldsegmenten. Außerdem wird angenommen, dass je Fließfeldsegment drei Schnittlinien ausreichend sind, um die Dehnungsverteilung abzubilden. Zum Vergleich werden eine inkrementelle FE-Simulation (Modellierung wie in Kapitel 7.1), und eine Simulation mit einem numerischen Einschrittlöser (Hyperform-Onestep) durchgeführt. Für alle drei Simulationen wird eine Elementkantenlänge von 0,8 mm gewählt. Die resultierenden Rechenzeiten sind für die drei Methoden in Tabelle 3 gegenübergestellt.

Tabelle 3: Rechenzeiten verschiedener Simulationsmethoden.

Abaqus-Standard:	18.200 s
Hyperform-Onestep:	4 s
Analytische Berechnung:	0,18 s

Die entwickelte Berechnungsmethode ist somit ca. 20-mal schneller als numerische Einschrittlöser und ca. 100.000-mal schneller als die inkrementelle FEM, wobei die Effektivität der inkrementellen FEM in diesem Beispiel zu Gunsten einer möglichst hohen Genauigkeit nicht optimiert wurde.

8 Anwendungsmöglichkeiten

Wie im vorherigen Kapitel gezeigt wird, ermöglicht die in dieser Arbeit entwickelte Simulationsmethode eine sehr schnelle Prozessberechnung mit guter Genauigkeit. Damit eröffnen sich vor allem Anwendungsgebiete in denen sehr viele Prozessberechnungen erforderlich sind. Einige dieser Anwendungsmöglichkeiten sollen in diesem Kapitel anhand verschiedener Beispiele demonstriert werden.

8.1 Sensitivitätsanalyse 2D

Eine Sensitivitätsanalyse gibt Aufschluss über die Robustheit einer Prozessauslegung und über die Einflüsse verschiedener Prozessparameter auf das Ergebnis und auf die Umformbarkeit eines Tiefziehbauteils. Obwohl die praktische Relevanz rotationssymmetrischer Bauteile eher gering ist, eignet sich die Sensitivitätsanalyse für ein solches Bauteil, um ein Verständnis für die Vorgänge beim Tiefziehen zu entwickeln und die Bedeutung der verschiedenen Parameter besser beurteilen zu können. In diesem Kapitel werden daher exemplarisch eine Sensitivitätsanalyse im Hinblick auf die Umformbarkeit eines rotationssymmetrischen Napfes durchgeführt und Rückschlüsse auf verschiedene Einflussparameter beim Tiefziehen im Allgemeinen gezogen. Alle Parameter des zu untersuchenden Tiefziehprozesses sind in Tabelle 4 dargestellt mit den Parameterbezeichnungen aus Abbildung 35 auf Seite 55.

Tabelle 4: Prozessparameter.

$s_0 = 1 \text{ mm}$
$r_1 = 10 \text{ mm}$
$r_2 = 5 \text{ mm}$
$D_1 = 80 \text{ mm}$
$D_2 = 110 \text{ mm}$
$Z = 30 \text{ mm}$
$\mu = 0,1$
$F_{\text{NH}} = 50 \text{ kN}$
$k_f = 800(0,05 + \varphi)^{0,2}$

Die einzelnen Parameter werden für die Sensitivitätsanalyse mit einer Schwankung von $\pm 20\%$ belegt. Abbildung 75 zeigt die Formänderungen im Napf, die sich für die Variation der jeweiligen Parameter ergeben.

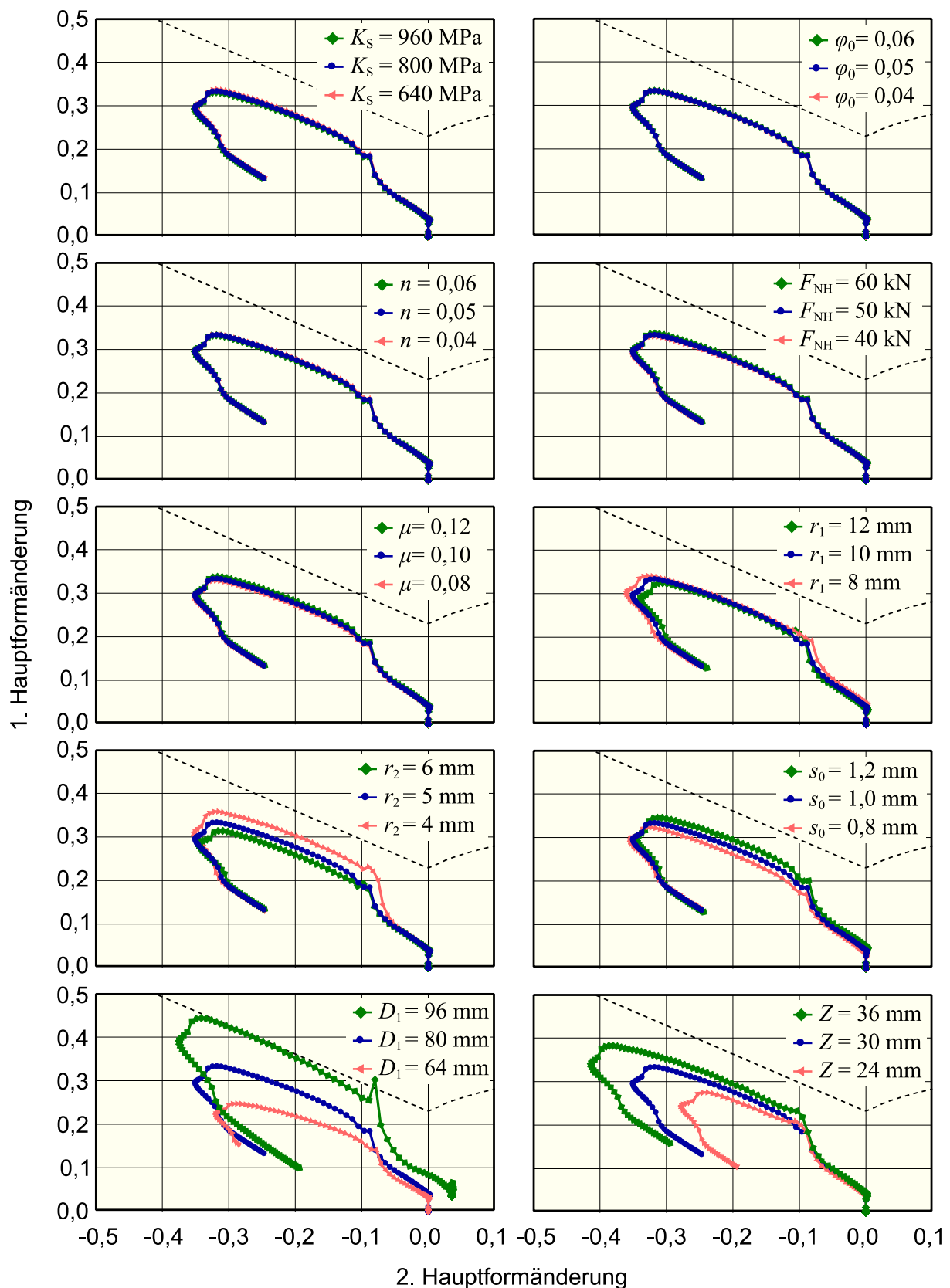


Abbildung 75: Sensitivitätsanalyse für den Napfziehversuch.

In den Diagrammen ist zu erkennen, dass sich die Werkstoffparameter, der Reibkoeffizient und die Niederhalterkraft nur minimal auf die Formänderungen und somit auch auf die

Umformbarkeit auswirken. Alle Geometrieparameter dagegen wirken sich wesentlich stärker auf die Formänderungen aus. Die Parameter Z und D_1 verändern direkt das Ziehverhältnis, sodass ein großer Einfluss dieser Parameter zu erwarten ist. Die Analyse zeigt aber auch, dass das Biegeverhältnis s_0/r_2 an der Ziehkante, das durch die Blechdicke und den Ziehkantenradius gegeben ist, einen relativ großen Einfluss auf die Formänderungen hat und diese direkt in Richtung der Grenzformänderung verschiebt. Zwar sind die Einflüsse der einzelnen Parameter immer auch abhängig von dem betrachteten Prozess, es wird an diesem Beispiel aber deutlich, dass eine Optimierung der Bauteilgeometrie in der Regel wichtiger für eine robuste Prozessauslegung ist, als die übrigen Prozessparameter. Gerade bei komplexeren Bauteilgeometrien sind solche Analysen und insbesondere die Optimierung einzelner Parameter sehr aufwändig und damit kostenintensiv. Die in dieser Arbeit entwickelte Methode bietet die Möglichkeit sehr schnell umfangreiche Sensitivitätsanalysen durchzuführen, sodass der Anwender praktisch in Echtzeit die Einflüsse diverser Parameter überprüfen und so ein besseres Verständnis für den jeweiligen Prozess entwickeln kann. Ein weiterer Vorteil, den eine inkrementell FE-Berechnung nicht bietet, ist die einstellbare Berücksichtigung verschiedener Effekte. So kann beispielsweise, die Blechdickenänderung, die durch die Blechbiegung entsteht, vernachlässigt werden um den Einfluss der Biegung zu ermitteln. Je nach Größe dieses Einflusses kann der Anwender dann z. B. beurteilen, ob die Anwendung einer klassischen Grenzformänderungskurve zur Überprüfung der Umformbarkeit sinnvoll ist, oder ob die Biegung gegenüber den ebenen Formänderungen so groß ist, dass sie bei der Ermittlung von Grenzformänderungen nicht mehr vernachlässigt werden kann.

8.2 Prozessoptimierung 3D

Eine Optimierung der Prozessauslegung ermöglicht die Steigerung der Prozessrobustheit, sodass auch bei kleineren Schwankungen der Einflussgrößen im Fertigungsprozess kein Ausschuss produziert wird. Da eine solche Optimierung eine Vielzahl an Simulationen erfordert, stellt die in dieser Arbeit entwickelte Berechnungsmethode eine sehr kostengünstige Alternative zur inkrementellen FEM dar. Am Beispiel des Tiefziehprozesses aus Abbildung 72 auf Seite 93 wird im Folgenden eine entsprechende Optimierung demonstriert. Dabei sollen einige Geometrieparameter und die Niederhalterkraft optimiert und zusätzlich aus verschiedenen Alternativen ein möglichst geeigneter Werkstoff ausgewählt werden. Die Bauteilgeometrie ist in Abbildung 76 dargestellt. Die Geometrieabmessungen, die in der Abbildung mit ihren jeweiligen Längen oder Winkeln angegeben sind, werden in diesem Beispiel als unveränderlich angenommen, die übrigen Parameter sollen optimiert werden. Als weitere Einschränkung für die Optimierung der Ziehkantengeometrie wird angenommen, dass die drei Geradenbereiche durch die Änderung der Radien R_1 , R_2 und R_3 eine Länge von jeweils 20 mm nicht unterschreiten dürfen.

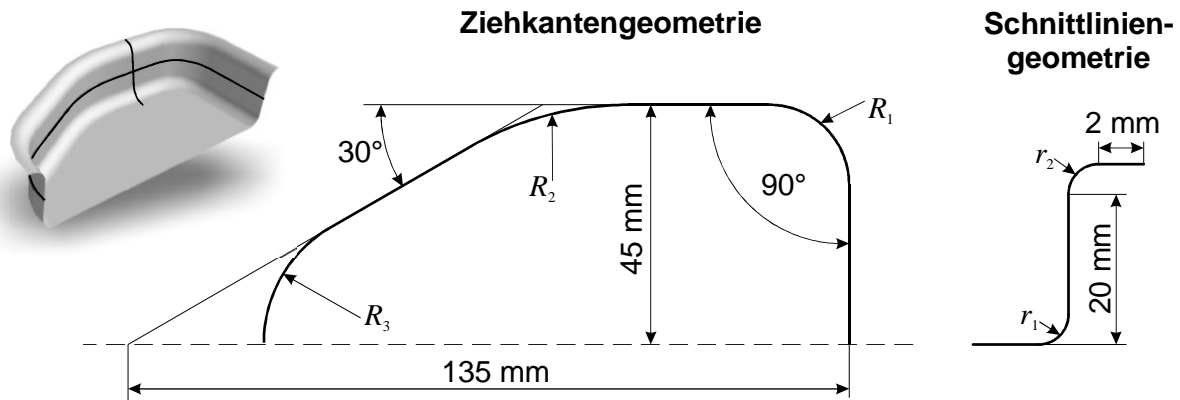
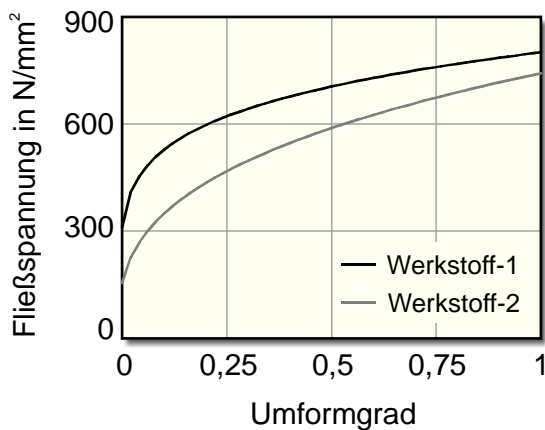


Abbildung 76: Geometriedaten des zu optimierenden Bauteils.

Neben diesen fünf zu optimierenden Geometrieparametern soll außerdem die Niederhalterkraft F_{NH} in einem Bereich zwischen 35 und 50 kN optimiert werden. Des Weiteren stehen zwei Blechwerkstoffe zur Verfügung von denen einer für diesen Prozess ausgewählt werden soll. Die mechanischen Eigenschaften der beiden Werkstoffe sind in Abbildung 77 durch jeweils eine Fließkurve und eine Grenzformänderungskurve gegeben. Das Blech von Werkstoff-1 hat eine Dicke von 1 mm, das Blech von Werkstoff-2 hat eine Dicke von 1,2 mm. Die Reibung zwischen Blech und Werkzeug wird für alle Werkstoffe mit einem konstanten Reibbeiwert von 0,1 angenommen.

a) Fließkurven



b) Grenzformänderungskurven

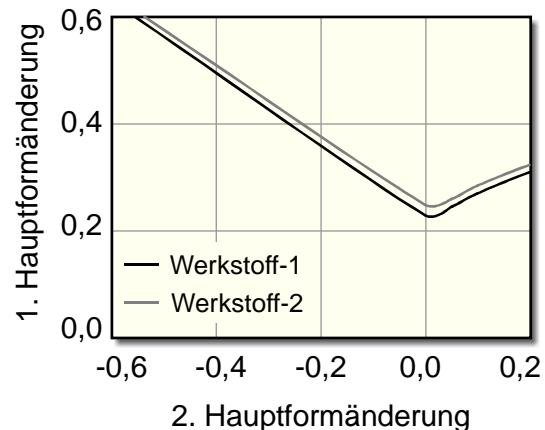


Abbildung 77: Verhalten der zwei zur Wahl stehenden Werkstoffe.

Alle veränderlichen Parameter sollen derart optimiert werden, dass die Formänderungen im Bauteil möglichst weit von der Grenzformänderung entfernt sind. Abbildung 78 zeigt die Formänderungen, die sich aus der nicht optimierten Prozessauslegung ergeben, die in Kapitel 7.1 gezeigt wird. Die Formänderungen liegen bei dieser Prozessauslegung knapp unter der Grenzformänderungskurve, sodass die Gefahr des Werkstoffversagens bei schwankenden Einflussgrößen besteht. Zum Vergleich ist in der Abbildung auch der Formänderungsbereich dargestellt, der durch die entsprechende Referenzsimulation gegeben

ist. Wie den Formänderungen aus Abbildung 78 zu entnehmen ist, liegt die Abweichung zur Referenzlösung bei ca. 0,05. Trotz dieser Abweichungen kann die entwickelte Simulationemethode durch ihre qualitativ hohe Genauigkeit für die Prozessoptimierung genutzt werden.

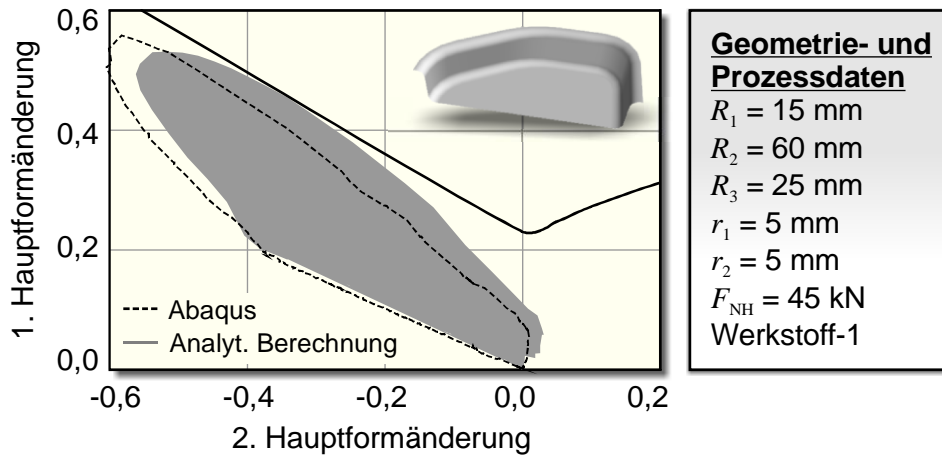


Abbildung 78: Formänderungen im Bauteil vor der Optimierung.

Zur Optimierung der Prozessauslegung wird für dieses Beispiel das folgende Vorgehen angewendet. In einem ersten Schritt werden alle Parameter nacheinander zufällig in ihrem jeweiligen Optimierungsbereich variiert und die jeweiligen Prozessberechnungen werden durchgeführt. Die besten Varianten der einzelnen Parameter werden als Startwerte für eine anschließende Optimierung mit dem Downhill-Simplex-Verfahren verwendet. Durch die Ermittlung möglichst guter globaler Startwerte soll verhindert werden, dass das Downhill-Simplex-Verfahren in einem lokalen Optimum abbricht, das möglicherweise weit vom globalen Optimum entfernt ist. Zwar kann auch durch die beschriebene Methode nicht vollkommen ausgeschlossen werden, dass es sich bei dem gefundenen Optimum um ein lokales handelt, trotzdem wird durch die globale Suche günstiger Startwerte in der Regel eine wesentliche Verbesserung des Optimierungsvorgangs erreicht. Für die gesamte Optimierung werden bei diesem Beispiel mehrere hundert Prozessberechnungen benötigt, die mit der entwickelten Berechnungsmethode in wenigen Minuten durchgeführt werden können. Durch die Optimierung werden für dieses Beispiel die in Abbildung 79 aufgeführten Parameterwerte ermittelt. Die resultierenden Formänderungen zeigen eine erhebliche Verbesserung gegenüber der ursprünglichen Prozessauslegung.

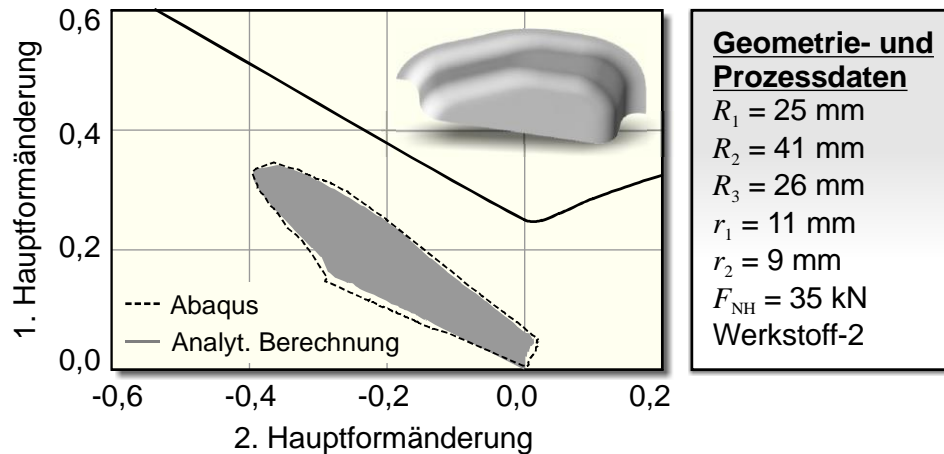


Abbildung 79: Formänderungen im Bauteil nach der Optimierung.

Obwohl mit der entwickelten Berechnungsmethode vor der Optimierung nicht die gleiche Genauigkeit erreicht wird, wie mit der inkrementellen FEM (siehe Abbildung 78), lassen sich die qualitativen Einflüsse der wesentlichen Prozessgrößen mit guter Genauigkeit vorhersagen (siehe Kapitel 5 und 7), sodass sich die Berechnungsmethode gut für eine qualitative Optimierung diverser Einflussgrößen eignet. Auch bei Optimierungsproblemen mit höheren Genauigkeitsanforderungen kann die entwickelte Methode in Kombination mit der inkrementellen FEM zu einer wesentlichen Reduzierung des Berechnungsaufwands genutzt werden.

8.3 Sensitivitätsanalyse 3D

Für die optimierte Prozessauslegung aus Kapitel 8.2 soll im Folgenden eine Sensitivitätsanalyse durchgeführt werden, um die Einflüsse der verschiedenen Parameter auf die resultierenden Formänderungen zu untersuchen. Da eine solche Analyse eine Vielzahl an Prozessberechnungen erfordert, ist die in dieser Arbeit entwickelte Simulationemethode sehr gut geeignet eine entsprechende Analyse durchzuführen. In Abbildung 80 sind die zu untersuchenden Einflussparameter dargestellt.

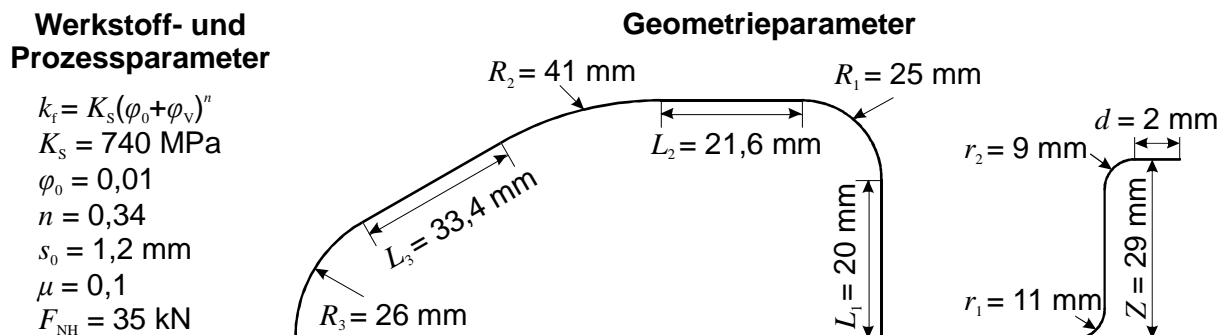


Abbildung 80: Einflussparameter des untersuchten Tiefziehprozesses.

Zur Analyse der jeweiligen Sensitivitäten wird jeder Parameterwert um $\pm 10\%$ variiert und die Abstandsänderungen der resultierenden Formänderungen zur Grenzformänderungskurve werden berechnet. Die Änderung dieses Abstands gibt dann Aufschluss darüber, wie stark die Umformbarkeit durch den jeweiligen Parameter beeinflusst wird. Abbildung 81 zeigt die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse. Zur Durchführung der Analyse sind in diesem Beispiel 30 Prozessberechnungen erforderlich, die mit der entwickelten Simulationemethode in wenigen Sekunden berechnet werden können.

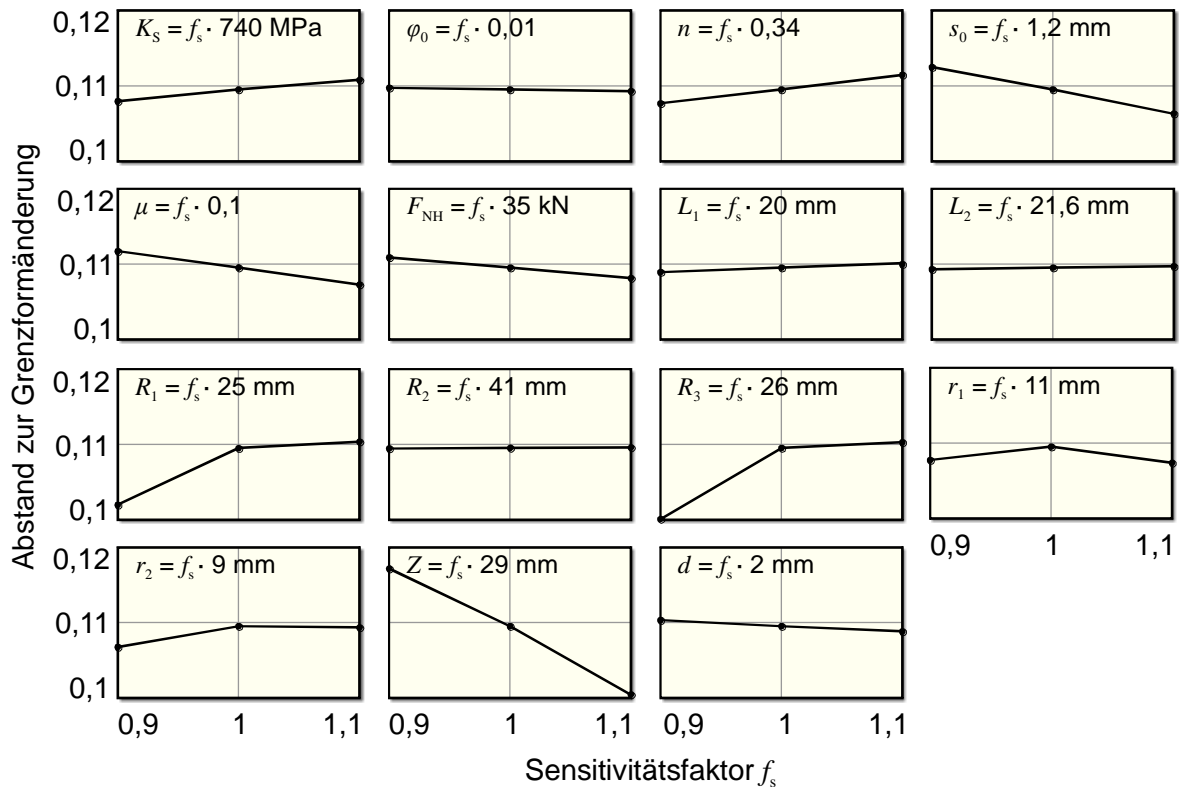


Abbildung 81: Sensitivitätsanalyse der verschiedenen Einflussgrößen.

Die Analyse verdeutlicht, dass vor allem die Geometrieparameter großen Einfluss auf die Formänderungen im Bauteil haben. Bei der Beurteilung der Sensitivitäten muss jedoch auch beachtet werden, zu welchem Zweck die Sensitivitätsanalyse durchgeführt wird. Wenn die Schwankungen der Formänderungen in der Produktion vorhergesagt werden sollen, muss berücksichtigt werden, welche Schwankung oder Ungenauigkeit für jeden einzelnen Einflussparameter zu erwarten ist, da bei vielen Geometrieparametern in der Regel eher kleinere Schwankungen als $\pm 10\%$ auftreten.

8.4 Adaption künstlicher neuronaler Netze

Wie in Kapitel 7.3 gezeigt wird, ermöglicht die in dieser Arbeit entwickelte Simulationemethode eine Prozessberechnung in weniger als einer Sekunde. Diese Berechnungsgeschwindigkeit ist verglichen mit anderen Simulationemethoden sehr hoch,

reicht jedoch noch nicht aus, um eine Prozessregelung auf Basis dieser Simulationsmethode zu realisieren. Eine Möglichkeit die Prozessberechnung entsprechend zu beschleunigen, besteht in der Anwendung von Metamodellen. Als Metamodell können beispielsweise künstliche neuronale Netze (KNN) eingesetzt werden, die eine sehr viel schnellere Berechnung ermöglichen. Die Berechnungsgenauigkeit solcher KNNs hängt dabei entscheidend davon ab, ob sie mit ausreichend vielen Daten trainiert werden, sodass je nach Anwendungsfall viele tausend Trainingsdaten erforderlich sein können. Für die in dieser Arbeit betrachtete Berechnung von Tiefziehprozessen, bietet die entwickelte Simulationsmethode die Möglichkeit in annehmbarer Zeit ausreichend viele Trainingsdaten zu erzeugen. Das Vorgehen zur Adaption entsprechender KNNs wird im Folgenden beschrieben.

Um die Komplexität der verwendeten KNNs möglichst klein zu halten, wird hier nicht, wie üblich, ein KNN für die Berechnung des Gesamtproblems verwendet, sondern es werden mehrere KNNs jeweils für einzelne Teile der Prozessberechnung eingesetzt. Die zeitaufwändigsten Teile der entwickelten Berechnungsmethode sind zum einen die Berechnung der Blechdickenänderungen entlang einer Schnittlinie und zum anderen die Berechnung der Fließfeldsegmente. Um eine möglichst gute Beschleunigung der Prozessberechnung zu erreichen, werden daher ein KNN für die Vorhersage der Blechdickenänderung und ein KNN für die Berechnung eines Fließfeldsegments erzeugt. Es werden vollständig vernetzte Feedforward-Netze verwendet, wie in Abbildung 82 dargestellt.

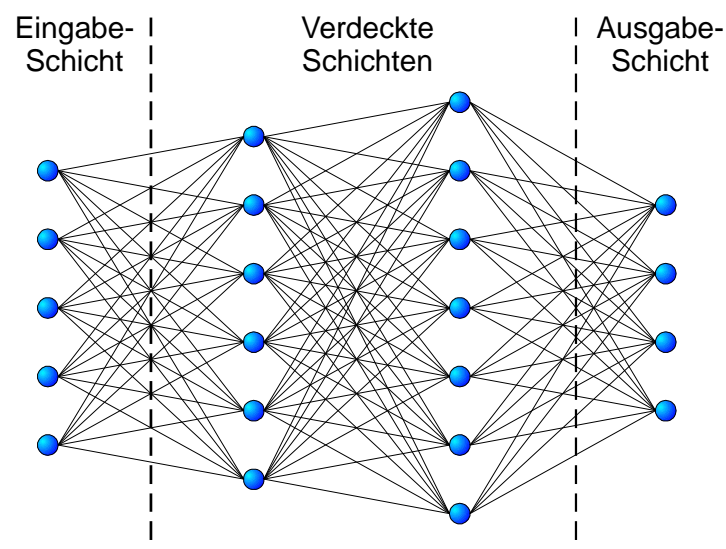


Abbildung 82: Topologie eines vorwärts vernetzten KNN.

Die Anzahl der Neuronen in Ein- und Ausgabeschichten sind durch die Anzahl der Ein- und Ausgabeparameter des zu approximierenden Problems festgelegt. Die Anzahl der versteckten Schichten und der jeweiligen Neuronen ist prinzipiell frei wählbar, beeinflusst aber die Berechnungsgenauigkeit des Netzes. So kann bei einer zu einfachen Netztopologie das abzubildende Problem zu stark vereinfacht werden, bei einer zu komplexen Netztopologie

besteht dagegen die Gefahr, dass beim Training die Trainingsdaten nur auswendig gelernt werden und dass KNN nicht auf andere Daten verallgemeinern kann. Eine detailliertere Beschreibung zu KNNs findet sich unter anderem bei Lippe (2006). Die Implementierung der entsprechenden KNNs wird in dieser Arbeit mithilfe der Programmbibliothek FFNET (Wojciechowski, 2007) für die Programmiersprache Python umgesetzt. Zur Trainingsdatenerzeugung werden die jeweiligen Berechnungen der in dieser Arbeit entwickelten Methode verwendet, wobei zufällig generierte Werte als Eingabeparameter genutzt werden. Zur Beurteilung der Berechnungsgenauigkeit der KNNs werden außer den Trainingsdaten für jedes Netz 200 Kontrolldatensätze generiert. Diese Kontrolldatensätze werden anschließend verwendet, um aus KNNs mit unterschiedlichen Netztopologien, die mit unterschiedlich vielen Datensätzen trainiert wurden, das jeweils genaueste auszuwählen. Auf diese Weise wird für die Berechnung der Blechdickenänderung ein Netz mit zwei verdeckten Schichten mit jeweils 20 Neuronen ausgewählt, das mit 16.000 Datensätzen trainiert wurde. Für die Berechnung des Fließfelds wird ein KNN mit zwei verdeckten Schichten mit jeweils 40 Neuronen ausgewählt, das mit 15.000 Datensätzen trainiert wurde. Diese zwei Netze werden anschließend an den entsprechenden Stellen in die Berechnungsmethode eingebettet. Die Berechnungsgenauigkeit wird durch die Anwendung der neuronalen Netze nur geringfügig beeinflusst. In Abbildung 83 ist dies an einem Beispiel dargestellt. Alle Formänderungsverteilungen sind beinahe identisch mit denen der ursprünglichen Berechnungsmethode. Dabei wird die Berechnungsgeschwindigkeit von ca. 0,5 s auf 0,01 s gesteigert.

Die Menge der erforderlichen Trainingsdaten bei der hier gezeigten Adaption neuronaler Netze ist extrem hoch, aber auch alternative Metamodellierungen benötigen in der Regel eine Vielzahl von Prozessberechnungen, um eine ausreichend genaue Approximation zu ermöglichen. Die in dieser Arbeit entwickelte Simulationsmethode bietet die Möglichkeit entsprechend umfangreiche Datensätze in kurzer Zeit zu berechnen. Außerdem eignet sich der Berechnungsablauf der Simulationsmethode gut dazu, einzelne Teile der Berechnung durch Metamodelle zu ersetzen, ohne dass die allgemeine Anwendbarkeit der Methode eingeschränkt wird.

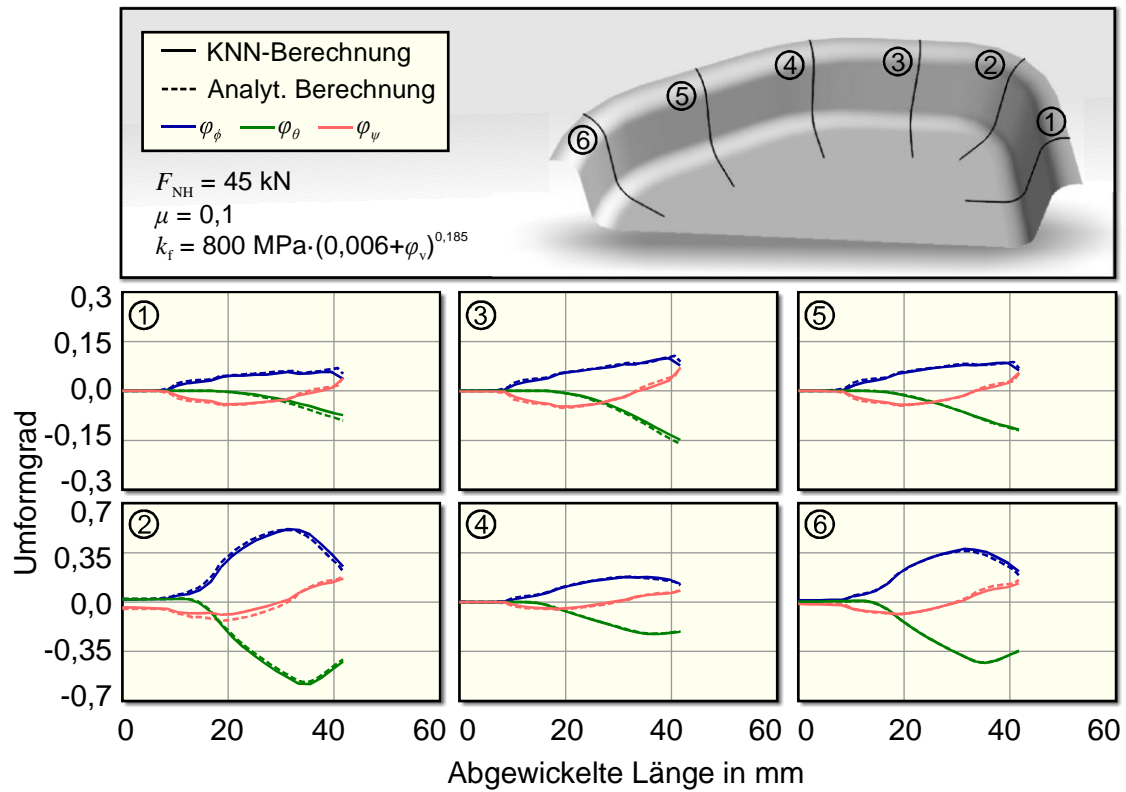


Abbildung 83: Vergleich zwischen analytischer Berechnung und KNN-Berechnung.

9 Zusammenfassung und Ausblick

9.1 Zusammenfassung

Das Ziel dieser Arbeit war die Entwicklung einer Simulationsmethode für Tiefziehprozesse, die eine sehr schnelle Berechnung der Formänderungen ermöglicht und dabei trotzdem alle relevanten Einflussgrößen berücksichtigt.

Im ersten Teil dieser Arbeit (Kapitel 4) wird eine entsprechende Methode für die Berechnung einer einzelnen radialen Schnittlinie vorgestellt, deren Anwendung zunächst auf rotationssymmetrische Prozesse beschränkt wird. Im zweiten Teil dieser Arbeit (Kapitel 6) wird eine Methode zur Berechnung eines Fließfelds beschrieben, das den Stofffluss im Flansch beim Tiefziehen beschreibt und die Übertragung der Schnittlinienberechnung auf komplexere Bauteilgeometrien ermöglicht.

Die vorgeschlagene Schnittlinienberechnung ist eine inverse Methode, die durch eine Abwicklung der gegebenen Bauteilgeometrie die Formänderungen entlang der Schnittlinie bestimmt, wobei die Einflüsse verschiedener Deformationsmechanismen auf die resultierende Blechdickenverteilung mithilfe analytischer Berechnungsansätze berücksichtigt werden. Der Tiefziehprozess wird dabei zunächst durch einen einzigen Geometrieabwicklungsschritt modelliert und in Kapitel 4.4 auf mehrere Geometrieabwicklungsschritte erweitert, um auch den Ablauf des Prozesses zu berücksichtigen. In Kapitel 5 wird gezeigt, dass die entwickelte Berechnungsmethode für rotationssymmetrische Prozesse eine sehr hohe Genauigkeit erreicht, wobei neben einfachen Napfgeometrien auch komplexere Schnittlinienkonturen untersucht werden. Die dabei erreichte Berechnungsgeschwindigkeit ist trotzdem noch um fast zwei Größenordnungen höher als die von kommerziell eingesetzten numerischen Einschrittlösern. Zur Übertragung auf dreidimensionale Bauteilgeometrien wurde die Schnittlinienberechnung derart hergeleitet, dass sie mithilfe eines Fließfelds, das die Fließrichtungen im Bauteil angibt, auf beliebige radiale Schnittlinien anwendbar ist. Die gesamte Dehnungsverteilung im Bauteil kann auf diese Weise durch mehrere radiale Schnittlinien abgeschätzt werden. Zur Berechnung eines solchen Fließfelds werden in dieser Arbeit zwei verschiedene Ansätze untersucht. Der erste Ansatz wird aus den Arbeiten zur Gleitlinientheorie abgeleitet, die in der Vergangenheit zur Berechnung von Platinengeometrien für das Tiefziehen eingesetzt wurden (siehe Kapitel 2.2.4). Es wird gezeigt, dass die aus den entsprechenden Gleitlinienfeldern abgeleiteten Fließfelder nur ungenaue Vorhersagen der Formänderungsverteilungen zulassen. Der zweite untersuchte Ansatz basiert auf der Annahme, dass die Energie, die zur Umformung im Fließfeld benötigt wird, minimal ist. Zur Berechnung eines entsprechenden Fließfelds wird eine Methode entwickelt, die ein kinematisch zulässiges Fließfeld mithilfe von Ansatzfunktionen beschreibt,

wobei der Verlauf des Fließfelds durch zwei frei wählbare Parameter beeinflusst werden kann, die anschließend optimiert werden, sodass die Umformenergie minimal wird. Die Verifikation (Kapitel 7) zeigt, dass mit dieser Methode eine Vorhersage der Formänderungsverteilungen im Bauteil mit guter Genauigkeit möglich ist, wobei die wesentlichen Einflussgrößen berücksichtigt werden. Neben der Vorhersage der Formänderungen ermöglicht die entwickelte Methode auch die Berechnung weiterer Ergebnisgrößen, wie beispielsweise des Stempelkraftverlaufs oder der Formänderungspfade. Eine Abhängigkeit der Genauigkeit von der Geometriekomplexität kann nicht vollständig vermieden werden. Für die Simulation dreidimensionaler Tiefziehprozesse wird mit der entwickelten Methode eine Geschwindigkeit erreicht, die um den Faktor 20 schneller ist als die numerischer Einschrittlöser. Einige Anwendungsmöglichkeiten, die sich aus der entwickelten Berechnungsmethode ergeben werden abschließend in Kapitel 8 dargestellt.

9.2 Ausblick

Neben den in Kapitel 8 dargestellten Beispielen sind weitere Anwendungsmöglichkeiten denkbar. So eignet sich die entwickelte Methode durch die kurzen Berechnungszeiten besonders für einfache und schnelle Prozessberechnungen in einer frühen Phase des Konstruktionsprozesses, beispielsweise für die Bestimmung von Bauteileigenschaften für die Crashberechnung oder für die Vorhersage von Presskräften. Als weitere Anwendungsmöglichkeit könnte die Methode für eine Beschleunigung der inkrementellen FEM eingesetzt werden, indem durch eine genaue Abschätzung der Knotenverschiebungen (mithilfe der entwickelten Berechnungsmethode) das Konvergenzverhalten verbessert und so die Anzahl der erforderlichen Inkremente reduziert werden könnte.

Der praktische Nutzen der in dieser Arbeit entwickelten Simulationsmethode könnte zudem durch eine weitere Verbesserung der Genauigkeit gesteigert werden. Die Methode ist zwar in der Art ausgelegt, dass alle relevanten Einflussgrößen des Tiefziehprozesses berücksichtigt werden können, einige praktisch relevante Einflussgrößen werden in der Implementierung der Simulationsmethode jedoch vernachlässigt. So sollten vor allem die Anfangsanisotropie und die sich entwickelnde Anisotropie des Werkstoffverhaltens, segmentierte Niederhalter und Ziehstäbe zusätzlich berücksichtigt werden, um den praktischen Nutzen der Methode zu erhöhen. Alle drei Einflüsse können der Berechnung der unterschiedlichen Schnittlinien hinzugefügt werden, ohne den Ablauf der Simulationsmethode zu ändern.

Etwas aufwändigere Weiterentwicklungen der Simulationsmethode lassen sich durch die Verbesserung entscheidender Modellannahmen realisieren. Zwei wesentliche Vereinfachungen, die die Genauigkeit der entwickelten Simulationsmethode negativ beeinflussen, sind die Annahme, dass das Fließfeld statisch ist, sich also während des Prozesses nicht ändert, und die voneinander unabhängige Berechnung der einzelnen Fließfeldsegmente, die vor allem bei komplex gekrümmten Ziehkantengeometrien zu

Ungenauigkeiten führt. Bei weniger hohen Anforderungen an die Berechnungsgeschwindigkeit besteht die Möglichkeit diese Fehler zu beheben, indem die Fließfeldberechnung nicht in mehreren Segmenten mithilfe von Ansatzfunktionen sondern durch eine numerische Berechnung umgesetzt wird. Zusätzlich könnte statt einem statischen Fließfeld die Veränderung der Fließrichtungen mit zunehmender Ziehtiefe berechnet werden. Da es sich dabei um ebene Fließfelder handelt würde eine numerische Berechnung verhältnismäßig schnell ablaufen und je nach Anzahl der Berechnungsschritte voraussichtlich nur geringfügig langsamer sein als die Berechnung numerischer Einschrittlöser. Durch eine solche Verbesserung könnte die Simulationsmethode für dreidimensionale Tiefziehprozesse wahrscheinlich die gleiche Genauigkeit erreichen wie bei der Berechnung von rotationssymmetrischen Prozessen. Dadurch würden sich möglicherweise weitere Anwendungsfelder erschließen, wie beispielsweise die Berechnung der Rückfederungen. Eine entsprechende Berechnung wurde für einen rotationssymmetrischen Tiefziehprozess mit vielversprechendem Ergebnis exemplarisch durchgeführt. Um die geometrische Bauteilsteifigkeit möglichst klein zu halten wurde die Rückfederung für ein 10° -Segment untersucht, wobei mit der entwickelten Simulationsmethode nur die Formänderungen berechnet wurden und die Rückfederung anschließend mit einer linear-elastischen FE-Simulation. Im Vergleich mit dem entsprechenden experimentellen Ergebnis zeigt sich (Abbildung 84), dass die Rückfederung für dieses Beispiel mithilfe der entwickelten Berechnungsmethode sehr genau und außerdem auch sehr schnell berechnet werden kann, da die linear-elastische FE-Simulation ebenfalls sehr wenig Rechenzeit in Anspruch nimmt.

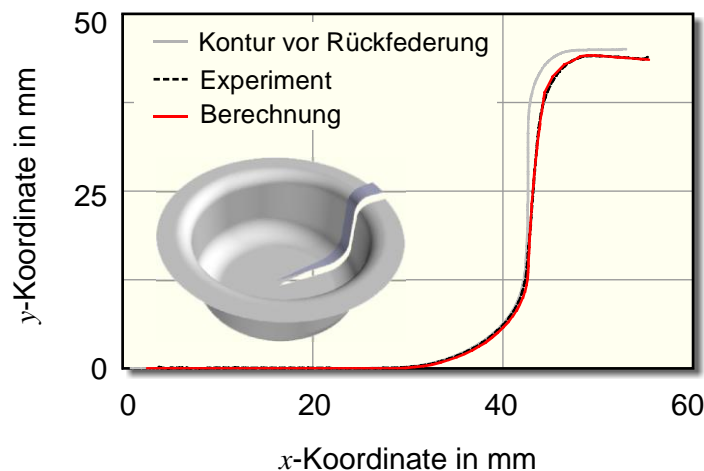


Abbildung 84: Rückfederungsberechnung für ein 10° -Napfsegment.

Durch eine weitere Verbesserung der entwickelten Simulationsmethode für dreidimensionale Prozesse, könnte möglicherweise auch eine gute Genauigkeit bei der Rückfederungsvorhersage für komplexere Bauteilgeometrien erreicht werden.

10 Literatur

- (Agrawal et al., 2008) Agrawal, A.; Reddy, N.V.; Dixit, P.M.: Optimal blank shape prediction considering sheet thickness variation: An upper bound approach. *J. Mater. Process. Technol.* 196, S. 249-258, 2008.
- (Andresen, 1970) Andresen, K.: Charakteristiken und Schrankenverfahren in der Theorie der plastischen Schicht. Dissertation – TU Braunschweig, 1970.
- (Batoz et al., 1989) Batoz, J.L.; Guo, Y.Q.; Duroux, P.; Detraux, J.M.: An efficient algorithm to estimate the large strains in deep drawing. *Numiform 89*, S. 383-388, 1989, ISBN: 90 6191 897 9.
- (Batoz et al., 1995) Batoz, J.L.; Guo, Y.Q.; Mercier, F.: The inverse approach including bending effects for the analysis and design of sheet metal forming parts. *Numiform 95*, S. 661-667, 1995.
- (Batoz et al., 1998) Batoz, J.L.; Guo, Y.Q.; Mercier, F.: The inverse approach with simple triangular shell elements for large strain predictions of sheet metal forming parts. *Engineering Computations*. Vol. 15, no. 7, S. 864-92, 1998.
- (Chang und Wang, 1997) Chang, D.F.; Wang, J. E.: Analysis of draw-redraw processes. *International Journal of Mechanical Science*, vol. 40, No. 8, S. 793-804, 1997.
- (Chen und Sowerby, 1992) Chen, X.; Sowerby, R.: The development of ideal blank shapes by the method of plane stress characteristics. *International Journal of Mechanical Science*, vol 34, No. 2, S. 159-166, 1992.
- (Chen und Sowerby, 1996) Chen, X. Sowerby, R.: Blank development and the prediction of earing in cup drawing. *International Journal of Mechanical Science* 38, S. 509-516, 1996.
- (Chung und Swift, 1951) Chung, S. Y.; Swift, H. W.: Cup-drawing from a flat blank: Part-II. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, vol. 165, London, S. 211-223, 1951.
- (Chung und Lee, 1984) Chung, K.; Lee, D.: Computer-aided analysis of sheet material forming process. *Advanced Technology of Plasticity*, vol. 1, S. 660-665, 1984.
- (Cwiekala et al., 2008) Cwiekala, T.; Brosius, A.; Tekkaya, A.E.; Grydin, O.; Schaper, M.; Bach, F.-W.; Barthel, C.; Svendsen, B.: Efficient Modelling and Simulation of Process Chains in Sheet Metal Forming and Processing. *Steel research int.* 79, No. 10, S. 731-737, 2008.

- (DIN-8582) DIN 8582: Fertigungsverfahren Umformen – Einordnung; Unterteilung, Begriffe, Alphabetische Übersicht, Beuth Verlag GmbH, Berlin, Ausgabe: 2003-09.
- (DIN-8584) DIN 8584-3: Fertigungsverfahren Zugdruckumformen, Teil 3: Tiefziehen. Normenausschuss Technische Grundlagen (NATG), September 2003.
- (Doege, 1964) Doege, E.: Ein weiteres Verfahren zur Ermittlung der Formänderungen beim Tief- oder Streckziehen rotationssymmetrischer Teile. Blech, Nr. 9, S. 413-424, 1964.
- (Doege et al., 1971) Doege, E. et al.: Tiefziehen auf einfach- und doppeltwirkenden Karosseriepessern unter Berücksichtigung des Gelenkantriebs. Werkstatt und Betrieb 104, S. 737-747, 1971.
- (Doege und Sommer, 1984) Doege, E.; Sommer, N.: Wichtige Grundlagen des Tiefziehens – Teil I. Blech Rohre Profile, Heft 2, 1984.
- (Doege und Rambke, 1995) Doege, E.; Rambke, M.: Rechnergestützte Zuschnittsermittlung für Tiefziehteile. Blech, Rohre, Profile 42. S. 187-192, 1995.
- (Doege und Hütte, 1998) Doege, E.; Hütte, H.: Rechnergestützte Zuschnittsermittlung zur Werkstoffflusssteuerung im Tiefziehprozess. EFB-Forschungsbericht Nr. 106, Hannover 1998.
- (Doege et al., 2004) Doege, E.; Behrens, B.-A.; Springub, B.: Improved analytical model for deep drawing processes of rotationally symmetric cups. Proceedings of NUMIFORM. S. 844-850, 2004.
- (Doege und Behrens, 2010) Doege, E.; Behrens, B.-A.: Handbuch Umformtechnik – Grundlagen, Technologien, Maschinen (2. Auflage). Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2010, ISBN: 978-3-642-04248-5.
- (Duncan et al., 1985) Duncan, J.L.; Sowerby, R.; Chu, E.: The development of sheet metal modeling. Proceedings of 12th Annual Automotive Materials Symposium, Computer Modeling of the Sheet Metal Forming Process, TMS-AIME, S. 1-11, 1985.
- (Euler, 1769) Euler, L.: Remarques sur l'effet du frottement dans l'équilibre. Memoires de l'academie des sciences de Berlin 18, S. 265-278, 1769.
- (Eytelwein, 1808) Eytelwein, J.A.: Handbuch der Statik fester Körper – Band 2. Berlin 1808.
- (Friebe und Galanulis, 2003) Friebe, H.; Galanulis, K.: Flächenhafte optische Deformationsanalyse in der Hochgeschwindigkeitsbeanspruchung. Tagungsband Kennwertermittlung für die Praxis, Wiley VCH-Verlag, Weinheim, S. 11-116, 2003, ISBN 3-537-30674-9.

- (Gantar et al. 2005) Gantar, G.; Kuzman, K.; Filipic, B.: Increasing the stability of deep drawing Process by simulation-based optimization. Journal of Materials Processing Technology vol. 164-165, pp. 1343-1350, 2005.
- (Gerdeen, 1984) Gerdeen, J.C.: Development of a computer program „Axiform“ for the analysis of axisymmetric sheet metal parts. Proceedings of the NAMRC-XII, S. 209-213, 1984.
- (Gerdeen und Chen, 1989) Gerdeen, J.C.; Chen, P.: Geometric mapping method of computer modeling of sheet metal forming. Proceedings of the NUMIFORM, S. 437-443, 1989.
- (Glöckl, 1983) Glöckl, H.: Rechnerunterstützte Optimierung des Tiefziehens unregelmäßiger Blechteile. Ber. Nr. 68 Inst. F. Umformtechnik der Universität Stuttgart. Berlin, Heidelberg, New York, Tokyo: Springer-Verlag 1983. ISBN: 3-540-12522-1.
- (Goesling, 2010) Goesling, M.: Metamodell unterstützte Simulation und Kompensation von Rückfederungen in der Blechumformung. Dissertation, Dortmund, 2010. ISBN: 978-3-8322-9355-0.
- (Goodwin, 1968) Goodwin, G.M.: Application of Strain Analysis to Sheet Metal Forming Problems in Press Shop. Society of Automotive Engineers Technical Paper, No. 680093, 1968.
- (Guo et al., 1990) Guo, Y.Q.; Batoz, J.L.; Detraux, J.M.; Duroux, P.: Finite Element Procedures for strain estimations of sheet metal forming parts. International Journal for Numerical Methods in Engineering, vol. 30, S. 1385-1401, 1990.
- (Guo et al., 2000) Guo, Y.Q.; Batoz, J.L.; Naceur, H.; Bouabdallah, S.; Mercier, F.; Barlet, O.: Recent developments on the analysis and optimum design of sheet metal forming parts using a simplified inverse approach. Computers and structures 78, S. 133-148, 2000.
- (Guo et al., 2003) Guo, Y.Q.; Naceur, H.; Debray, K.; Bogard, F.: Initial solution estimation to speed up inverse approach in stamping modelling. Engineering Computations 20, S. 810-834, 2003.
- (Hasek und Krämer, 1975) Hasek, V.; Krämer, G.: Kraftberechnen beim Tiefziehen mit des oberen Schrankenverfahrens. Industrie Anzeiger 97-101, S. 2139-2140, 1975.
- (Hasek, 1977) Hasek, V.: Anwendung von Grenzformänderungsschaubildern. Industrie Anzeiger 99, Nr. 20, S. 343-347, 1977.
- (Hasek, 1980) Hasek, V.: Möglichkeiten zur Steuerung des Stoffflusses beim Ziehen großer unregelmäßiger Blechteile. Ber. Nr. 56 Inst. F. Umformtechnik der Universität Stuttgart. Berlin, Heidelberg, New York: Springer-Verlag 1980, ISBN: 3-540-10074-1.

- (Hasek, 1981) Hasek, V.: Beeinflussung des Werkstoffflusses durch Ziehulste und Ziehstäbe. *Industrie Anzeiger* 103, Nr. 59, S. 26-27, 1981.
- (Hencky, 1923) Hencky, H.: Über einige statisch bestimmte Fälle des Gleichgewichts in plastischen Körpern. *Z. Angew. Math. Mech.* 3, S. 241-251, 1923.
- (Hill, 1950) Hill, R.: *The mathematical theory of plasticity*. Clarendon Press, Oxford 1950.
- (Huang et al., 2006) Huang, Y.; Chen, Y.-P.; Du, R.-X.: A new approach to solve key issues in multi-step inverse finite-element method in sheet metal stamping. *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 48, S. 591-600, 2006.
- (Keeler, 1961) Keeler, S.P.: Determination of Forming Limits in Automotive Stampings. Society of Automotive Engineers Technical Paper, No. 650535, 1961.
- (Kim und Kobayashi, 86) Kim, N.; Kobayashi, S.: Blank design in rectangular cup drawing by an approximate method. *International Journal of Machine Tool Design and Research*, vol. 26, No. 2, S. 125-135, 1986.
- (Kim und Huh, 2002) Kim, S.H.; Huh, H.: Construction of sliding constraint surfaces and initial guess shapes for intermediate steps in multi-step finite element inverse analysis. *Journal of Materials Processing Technology*, 130-131, S. 482-489, 2002.
- (Kim et al., 2008) Kim, H.S.; Koc, M.; Ni, J.: Development of an analytical model for warm deep drawing of aluminum alloys. *Journal of Materials Processing Technology* 197, S. 393-407, 2008.
- (Kochendörffer, 1974) Kochendörffer, R.: *Einführung in die Algebra*, Berlin, Dt. Verl. Der Wiss., 1974.
- (Kopp und Weigels, 1999) Kopp, R.; Weigels, H.: *Einführung in die Umformtechnik*. Verlag Mainz, Aachen, 1999. ISBN: 3-86073-821-6.
- (Kuwabara und Si, 1997) Kuwabara, T.; Si, W.H.: PC-based blank design system for deep-drawing irregular shaped prismatic shells with arbitrarily shaped flange. *J. Mater. Process. Technol.* 63, S. 89-94, 1997.
- (Lange, 1990) Lange, K.: *Umformtechnik – Band 3: Blechbearbeitung* (2. Auflage). Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 1990, ISBN: 3-540-50039-1.
- (Lange, 2002) Lange, K.: *Umformtechnik – Grundlagen*. Springer Verlag, 2002. ISBN: 3-540-43686-3.

- (Lee und Huh, 1998) Lee, C.H.; Huh, H.: Three dimensional multi-step inverse analysis for the optimum blank design in sheet metal forming processes. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 80, S. 76-82, 1998.
- (Lee und Cao, 2001) Lee, C.; Cao, J.: Shell element formulation of multi-step inverse analysis for axisymmetric deep drawing process. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 50, S. 681-706, 2001.
- (Lippe, 2006) Lippe, W.-M.: *Soft-Computing – mit Neuronalen Netzen, Fuzzy-Logic und Evolutionären Algorithmen*. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 2006, ISBN: 3-540-20972-7.
- (Liu et al., 1990) Liu, F.; Sowerby, R.; Chen, X.; Chakravarty, P.C.: The development of near net-shaped blanks for deep drawing operations. *Proceedings of the 28th International MATADOR conference*, S. 347, 1990.
- (Liu et al., 2007) Liu, Q.; Liu, W.; Ruan, F., Qiu, H.: Parameters' automated optimization in sheet metal forming process. *Journal of Materials and Processing Technology* vol. 187-188, pp. 159-163, 2007.
- (Mahrenholtz et al., 1970) Mahrenholtz, O.; et al.: *Anwendungen der Plastizitätstheorie in der Umformtechnik*. VDI-Z 112-16, S. 1097-1106, 1970.
- (Mahdavian und He, 1995) Mahdavian, S.M.; He, D.: Product thickness analysis in pure cup-drawing. *Journal of Materials Processing Technology* 51, S. 387-406, 1995
- (Makinouchi et al., 1998) Makinouchi, A.; Teodosiu, C.; Nakagawa, T.: *Advance in FEM Simulation and its Related Technologies in Sheet Metal Forming*. *Annals of the CIRP* vol.47-2, S. 641.649, 1998.
- (Mang, 1983) Mang, T.: *Die Schmierung in der Metallbearbeitung*. Vogel-Verlag, Würzburg, 1983, ISBN: 3802306821.
- (Marciniak et al., 2002) Marciniak, Z.; Duncan, J.L.; Hu, S.J.: *Mechanics of Sheet Metal Forming*, Butterworth-Heinemann, 2002, ISBN: 0-7506-5300-0.
- (Müschelborn et al., 1974) Müschelborn, W.; Sonne, H.; Meyer, L.: *Die Formänderungsanalyse nach dem Meßrasterverfahren*. *Bänder Bleche Rohre*, Heft 10, S. 407-412, 1974.
- (Naceur et al., 2004) Naceur, H.; Delameziere, A.; Batoz, J.L.; Guo, Y.Q.; Lnopt-Lenoir, C.: Some improvements on the optimum process design in deep drawing using the inverse approach. *Journal of Materials und Processing Technology* 146, S. 250-262, 2004.

- (Nakazima et al., 1968) Nakazima, K.; Kikuma, T.; Hasuka, K.: Study on the formability of Steel Sheets. Ywata technical report No. 264, 1968.
- (Nelder und Mead, 1965) Nelder, J.A.; Mead, R.: A simplex method for function minimization. The Computer Journal, S. 308-313, 1965.
- (Oehler und Kaiser, 1975) Oehler, G.; Kaiser, F.: Schnitt-, Stanz- und Ziehwerkzeuge. Springer-Verlag. Berlin 1975.
- (Pankin, 1961) Pankin, W.: Die Grundlagen des Tiefziehens im Anschlag unter besonderer Berücksichtigung der Tiefziehprüfung. Bänder Bleche Rohre, Heft 6, 1961.
- (Parsa et al., 2004) Parsa, M.H.; Martin, P.H.; Mashhadi, M.M.: Improvement of initial blank shape for intricate products using slip line field. J. Mater. Process. Technol. 145, S. 21-26, 2004.
- (Pawelski, 2000) Pawelski, H.; Pawelski, O.: Technische Plastomechanik, Kompendium und Übungen. Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 2000, ISBN: 3-514-00659-8.
- (Possehn, 1998) Possehn, T.: Segmentierte Niederhalter verhindern Risse – Werkzeugtechnische Maßnahmen beim Ziehen von Tailored Blanks. Industrieanzeiger, Band 120, Heft 10, S. 32-33, 1998.
- (Prager und Hodge, 1954) Prager, W.; Hodge, P.G.: Theorie idealplastischer Körper. Wien: Springer-Verlag 1954.
- (Ramaeckers et al., 1994) Ramaeckers, J.A.H.; De Winter, A.; Kessels, M.W.H.: Deepdrawability of a round cylindrical cup. IDDRG'94 – Lisbon, S. 403-412, 1994.
- (Rambke, 1998) Rambke, M.: Ermittlung von Zuschnittsgeometrien für Tiefziehteile mit elementaren Methoden. Dissertation. Hannover 1998. ISBN: 3-18-349502-3
- (Schleich et al., 2008) Schleich, R.; Sindel, M.; Liewald, M.: Reverse engineered quality limitations of material batches for sheet metal forming processes. Proceedings of the IDDRG, Olofström, Schweden, S. 303-312, 2008.
- (Sellin, 1955) Sellin, W.: Tiefziehtechnik. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 1955.
- (Senior, 1956) Senior, B.W.: Flange wrinkling in deep-drawing operations. J. Mech. Phys. Solids 4, S. 235-246, 1956.
- (Siebel, 1932) Siebel, E.: Die Formgebung im bildsamen Zustande. Verlag Stahleisen m.b.H., Düsseldorf, 1932.
- (Siebel, 1954) Siebel, E.: Der Niederhalterdruck beim Tiefziehen. Stahl Eisen 74, S. 155-158, 1954.

- (Siegert und Ziegler, 1997) Siegert, K., Ziegler, M.: Pulsating blank holder forces in the deep-draw processes. CIRP-Annals – Manufacturing Technology, vol. 46-1, S. 205-208, 1997.
- (Simon, 1989) Simon, H.: Rechnergestützte Ziehteilauslegung mit elementaren Berechnungsmethoden. Dissertation, Universität Hannover, 1989.
- (Sokolovskij, 1955) Sokolovskij, V.V.: Theorie der Plastizität. VEB Verlag Technik, Berlin 1955.
- (Sowerby et al., 1986) Sowerby, R.; Duncan, J.L.; Chu, E.: The modelling of sheet metal stampings. International Journal of Mechanical Science 28, No. 7, S. 415-430, 1986.
- (Sowerby et al., 1988) Sowerby, R.; Chandrasekharan, N.; Chen, X.; Rooks, M.; Correa, P.: The development of computer aids for sheet metal stampings. 3rd International Conference on SAS. Pergamon Press, S. 187, 1988.
- (Tang et al., 2007) Tang, B.T.; Zhao, Z.; Lu, X.Y.; Wang, Z.Q.; Zhao, X.W., Chen, S.Y.: Fast thickness prediction and blank design in sheet metal forming based on an enhanced inverse analysis method. International Journal of Mechanical Sciences, vol. 49, S. 1018-1028, 2007.
- (Wojciechowski, 2007) Wojciechowski, M.: Feed-forward neural network for python. Technical University of Lodz (Poland), Department of Civil Engineering, Architecture and Environmental Engineering, <http://ffnet.sourceforge.net/>, ffnet-0.6, March 2007.
- (Woo, 1964) Woo, D.M.: The analysis of axisymmetric forming of sheet metal and the hydrostatic bulging process. International Journal of Mechanical Science, vol. 6, S. 303-317, 1964.
- (Woo, 1968) Woo, D.M.: On the complete solution of the deep-drawing problem. International Journal of Mechanical Science, vol. 10, S. 83-94, 1968.
- (Yoshida und Kuwabara, 2006) Yoshida, K.; Kuwabara, T.: Path-dependence of the forming limit stresses in a sheet metal. International Journal of Plasticity, vol. 23, iss. 3, S. 361-384, 2006.
- (Zhaotao und Bingwen, 1986) Zhaotao, Z.; Bingwen, L.: Determination of blank shapes for drawing irregular cups using an electrical analogue method. International Journal of Mechanical Science, 28 (6), S. 499-503, 1986.

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name: Tim Cwiekala
Geburtsdatum und -ort: 06.01.1980 in Hagen
Familienstand: Verheiratet
Staatsangehörigkeit: Deutsch

Schule & Zivildienst

1990 – 1999 Friedrich Harkort Schule – Herdecke
1999 – 2000 Zivildienst: Gemeinschaftskrankenhaus Herdecke

Studium

2000 – 2006 Studium an der TU Dortmund
Fachrichtung: Maschinenbau
Vertiefungsrichtung: Maschinentechnik
Abschluss: Diplom-Ingenieur

Berufliche Tätigkeiten

Seit 2006 Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Umformtechnik und Leichtbau der TU Dortmund.

Aus der Dortmunder Umformtechnik sind im Shaker Verlag bisher erschienen:

- A. Adelhof: Komponenten einer flexiblen Fertigung beim Profiltrunden.
ISBN 3-86111-601-4
- G. Reil: Prozeßregelung numerisch gesteuerter Umformmaschinen mit Fuzzy Logic. ISBN 3-86111-862-9
- F. Maevus: Rechnerintegrierte Blechteilefertigung am Beispiel des Gesenkbiegens. ISBN 3-8265-0104-7
- R. Warstat: Optimierung der Produktqualität und Steigerung der Flexibilität beim CNC-Schwenkbiegen. ISBN 3-8265-1170-0
- H. Sulaiman: Erweiterung der Einsetzbarkeit von Gesenkbiegepressen durch die Entwicklung von Sonderwerkzeugen. ISBN 3-8265-1443-2
- Ch. Smatloch: Entwicklung eines numerisch einstellbaren Werkzeugsystems für das Tief- und Streckziehen. ISBN 3-8265-1465-3
- T. Straßmann: Prozeßführung für das Walzrunden auf der Basis Neuronaler Netze. ISBN 3-8265-1966-3
- L. Keßler: Simulation der Umformung organisch beschichteter Feinbleche und Verbundwerkstoffe mit der FEM. ISBN 3-8265-2256-7
- E. Szücs: Einsatz der Prozeßsimulation bei der Entwicklung eines neuen Umformverfahrens - der Hochdruckblechumformung. ISBN 3-8265-3119-1
- S. Chatti: Optimierung der Fertigungsgenauigkeit beim Profiltrunden.
ISBN 3-8265-3534-0
- F. Haase: Eigenspannungen an dünnwandigen Bauteilen und Schichtverbunden. ISBN 3-8265-4312-2
- N. Austerhoff: Integrierte Produkt- und Prozeßgestaltung für die Herstellung von Blechbiegeteilen. ISBN 3-8265-6613-0
- D. Arendes: Direkte Fertigung gerundeter Aluminiumprofile beim Strangpressen. ISBN 3-8265-6442-1
- R. Kolley: Finite-Element-Simulation wirkmedienbasierter Blechumformverfahren als Teil einer virtuellen Fertigung. ISBN 3-8265-6566-5
- T. Weidner: Untersuchungen zu Verfahren und Werkzeugsystemen der wirkmedienbasierten Blechumformung. ISBN 3-8265-6602-5
- W. Homberg: Untersuchungen zur Hochdruckblechumformung und deren Verfahrenskomponenten. ISBN 3-8265-8684-0

- M. Rohleder: Simulation rückfederungsbedingter Formabweichungen im Produktentstehungsprozess von Blechformteilen. ISBN 3-8265-9977-2
- V. Hellinger: Untersuchungen zur Methodik der Berechnung und Herstellung von leichten Stützkernverbunden. ISBN 3-8322-0104-1
- A. Klaus: Verbesserung der Fertigungsgenauigkeit und der Prozesssicherheit des Rundens beim Strangpressen. ISBN 3-8322-0208-0
- B. Heller: Halbanalytische Prozess-Simulation des Freibiegens von Fein- und Grobblechen. ISBN 3-8322-0923-9
- A. Wellendorf: Untersuchungen zum konventionellen und wirkmedienbasierten Umformen von komplexen Feinstblechbauteilen. ISBN 3-8322-2435-1
- C. Klimmek: Statistisch unterstützte Methodenplanung für die Hochdruck-Blechumformung. ISBN 3-8322-2994-9
- R. Krux: Herstellung eigenschaftsoptimierter Bauteile mit der Hochdruck-Blechumformung und Analyse der induzierten Eigenspannungen. ISBN 3-8322-3551-5
- S. Jadhav: Basic Investigations of the Incremental Sheet Metal Forming Process on a CNC Milling Machine. ISBN 3-8322-3732-1
- C. Beerwald: Grundlagen der Prozessauslegung und -gestaltung bei der elektromagnetischen Umformung. ISBN 3-8322-4421-2
- A. Brosius: Verfahren zur Ermittlung dehnratenabhängiger Fließkurven mittels elektromagnetischer Rohrumformung und iterativer Finite-Element-Analysen. ISBN 3-8322-4835-8
- R. Ewers: Prozessauslegung und Optimierung des CNC-gesteuerten Formdrückens. ISBN 3-8322-5177-4
- T. Langhammer: Untersuchungen zu neuen Konzepten für PKW-Kraftstoffbehälter. ISBN 3-8322-5300-9
- M. Schikorra: Modellierung und simulationsgestützte Analyse des Verbundstrangpressens. ISBN 3-8322-5506-0
- M. Schomäcker: Verbundstrangpressen von Aluminiumprofilen mit endlosen metallischen Verstärkungselementen. ISBN 978-3-8322-6039-2
- N. Ridane: FEM-gestützte Prozessregelung des Freibiegens. ISBN 978-3-8322-7253-1
- R. Shankar: Surface Reconstruction and Tool Path Strategies for Incremental Sheet Metal Forming. ISBN 978-3-8322-7314-9

- U. Dirksen: Testumgebung für Prozessregelungen zum Drei-Rollen-Profilbiegen mit virtuellem und realem Biegeprozess.
ISBN 978-3-8322-7673-7
- D. Risch: Energietransfer und Analyse der Einflussparameter der formgebundenen elektromagnetischen Blechumformung.
ISBN 978-3-8322-8360-5
- M. Marré: Grundlagen der Prozessgestaltung für das Fügen durch Weiten mit Innenhochdruck. ISBN 978-3-8322-8361-2
- D. Becker: Strangpressen 3D-gekrümmter Leichtmetallprofile.
ISBN 978-3-8322-8488-6
- V. Psyk: Prozesskette Krümmen - Elektromagnetisch Komprimieren - Innenhochdruckumformen für Rohre und profilmörmige Bauteile.
ISBN 978-3-8322-9026-9
- M. Trompeter: Hochdruckblechumformung großflächiger Blechformteile.
ISBN 978-3-8322-9080-1
- H. Karbasian: Formgenauigkeit und mechanische Eigenschaften pressgehärteter Bauteile. ISBN 978-3-8322-9250-8
- M. J. Gösling: Metamodell unterstützte Simulation und Kompensation von Rückfederungen in der Blechumformung. ISBN 978-3-8322-9355-0
- H. Pham: Process Design for the Forming of Organically Coated Sheet Metal.
ISBN 978-3-8440-0309-3
- B. Rauscher: Formschlüssig verbundene Metall-Kunststoff-Hybridbauteile durch Integration von Blechumformung und Spritzgießen.
ISBN 978-3-8440-0655-1