

**Flexibles Rollsicken - Ein analytisches Modell zur Auslegung faltenfreier  
Profile mit höhenveränderlichem Querschnitt**

**vom Fachbereich Maschinenbau  
an der Technischen Universität Darmstadt**

zur Erlangung des Grades  
Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)  
genehmigte

**Dissertation**

von

**Tianbo Wang, M. Sc**

Erstgutachter: Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirtsch.-Ing. P. Groche

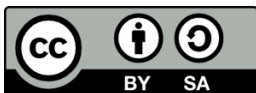
Zweitgutachter: Prof. Dr.-Ing. M. Weigold

Darmstadt 2022

D17

Wang, Tianbo: Flexibles Rollstücken - Ein analytisches Modell zur Auslegung faltenfreier Profile mit höhenveränderlichem Querschnitt

Darmstadt, Technische Universität Darmstadt  
Jahr der Veröffentlichung auf TUprints: 2023  
Tag der mündlichen Prüfung: 19.04.2022



Veröffentlicht unter CC BY-SA 4.0 International  
<https://creativecommons.org/licenses/>

## **Vorwort und Danksagung**

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen (PtU) der Technischen Universität Darmstadt. Besonderer Dank gilt dem Institutsleiter Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirtsch.-Ing. Peter Groche für die Anfertigung des Erstgutachtens sowie für die lehrreiche Zeit und Zusammenarbeit, der ich eine bedeutende persönliche und fachliche Entwicklung zu verdanken habe. Großer Dank gilt darüber hinaus Prof. Dr.-Ing. Matthias Weigold für die Übernahme des Korreferats.

Für die finanzielle Unterstützung der Forschungsvorhaben, die mir die Erstellung der Dissertation ermöglichten, danke ich der Deutschen Forschungsgemeinschaft. In diesem Zusammenhang danke ich auch den im Rahmen verschiedener Forschungs- und Industrieprojekte beteiligten Partnerunternehmen, durch deren Kooperationen ich wertvolle Erfahrungen sammeln konnte.

Allen Mitarbeiter:innen des Instituts danke ich für die offene und kollegiale Zusammenarbeit sowie die freundschaftlichen Erlebnisse auch außerhalb des beruflichen Umfelds. Ich werde die gemeinsame Zeit stets in positiver Erinnerung behalten. Dieser Dank gilt neben den wissenschaftlichen Mitarbeiter:innen auch dem Sekretariat, der Buchhaltung, dem Designbüro, der IT-Abteilung sowie dem Werkstattteam. Insbesondere bedanke ich mich bei den Versuchsfeldtechnikern Edwin Kirchner und Paul Boger, die mich bei meinen experimentellen Arbeiten durch ihre Mithilfe und konstruktiven Diskussionen unterstützt haben. Darüber hinaus danke ich allen Studierenden, die im Rahmen von Abschlussarbeiten oder als studentische Hilfskräfte zum Gelingen meiner Forschungsarbeit beitrugen.

Von Herzen danke ich meinen Eltern für die uneingeschränkte Unterstützung während meiner gesamten Ausbildung, durch die alles überhaupt ermöglicht wurde. Ganz besonders danke ich meiner Schwester Tianai und meinen Freunden, die in den letzten Jahren immer zu mir standen. Mein größter Dank gilt meiner Frau und Partnerin in allen Lebenssituationen Julia. Danke, dass du den gesamten Weg mit allen Höhen und Tiefen mit mir gegangen bist und weiterhin gehen wirst.

Darmstadt, im Dezember 2021

Tianbo Wang



---

# Inhaltsverzeichnis

<b>Inhaltsverzeichnis</b> .....	<b>I</b>
<b>Formelzeichen und Abkürzungen</b> .....	<b>V</b>
<b>1 Einleitung</b> .....	<b>1</b>
<b>2 Stand der Technik</b> .....	<b>5</b>
2.1 Flexibilität in der Umformtechnik.....	5
2.2 Flexibilisierung der Profiliertechnik .....	9
2.2.1 Grundlagen des Rollformens.....	9
2.2.2 Applikationen von lastangepassten, profilartigen Bauteilen .....	13
2.3 Flexible Fertigung profilartiger Bauteile .....	15
2.3.1 Diskontinuierliche Prozesse .....	16
2.3.2 Kombination diskontinuierlicher/kontinuierlicher Prozesse .....	18
2.3.3 Kombination kontinuierlicher/kontinuierlicher Prozesse .....	19
2.3.4 Flexible kontinuierliche Prozesse .....	22
2.4 Modellierung von Prozessgrenzen in der Umformtechnik .....	27
2.5 Klassifikation von Modellen .....	28
2.6 Faltenbildung in der Blechumformung .....	29
2.7 Ersatzmodelle zur Vorhersage von Faltenbildung .....	30
2.7.1 Modelle zur Vorhersage der Faltenbildung beim Tiefziehen .....	31
2.7.2 Modell zur Beschreibung der Einfeldzone beim Rollformen ....	32
2.7.3 Modell zur Vorhersage der Faltenbildung beim flexiblen Rollformen .....	34
2.8 Flexibles Rollsticken .....	36
2.8.1 Zielgeometrie des höhenveränderlichen Profils .....	36
2.8.2 Funktionsprinzip des flexiblen Rollstickens .....	38

2.8.3	Verfahrensrealisierung: Versuchsanlage .....	40
<b>3</b>	<b>Motivation, Zielsetzung und Vorgehensweise .....</b>	<b>43</b>
3.1	Motivation .....	43
3.2	Zielsetzung .....	48
3.3	Vorgehensweise .....	49
<b>4</b>	<b>Versuchsdurchführung und Messkonzept.....</b>	<b>51</b>
<b>5</b>	<b>Weiterentwicklung des Werkzeugsystems .....</b>	<b>55</b>
<b>6</b>	<b>Numerische Modellierung.....</b>	<b>59</b>
6.1	Auswahl der Betrachtungsweise .....	61
6.2	Auswahl des Elementtyps .....	61
6.3	Auswahl des Approximationsalgorithmus.....	65
6.4	Kontaktmodellierung.....	66
6.5	Netzkonvergenzstudie .....	68
6.6	Simulationsparameter des FEM-Modells.....	71
6.7	Einfluss des Niederhalterspalts .....	72
6.8	Modellerweiterung durch optimierte Randbedingungen .....	73
<b>7</b>	<b>Prozesscharakteristika des flexiblen Rollstickens.....</b>	<b>79</b>
7.1	Spannungs- und Dehnungszustände während der Umformung .....	81
7.1.1	Profilquerschnitt .....	81
7.1.2	Profilflansch und Bandkante .....	83
7.1.3	Profilgrund.....	85
7.2	Spannungs- und Dehnungszustände nach der Umformung .....	89
7.3	Einfluss der Werkstoffeigenschaften .....	92
<b>8</b>	<b>Sensitivitätsanalyse der Einflussgrößen beim flexiblen Rollstickens .95</b>	
<b>9</b>	<b>Analytische Modellbildung zur Vorhersage der Instabilität beim flexiblen Rollstickens .....</b>	<b>101</b>
9.1	Biegebalkenmodell .....	102

---

9.1.1	Ermittlung der Ersatzlast auf den Biegebalken .....	104
9.1.2	Zusammenfügen des Gesamtmodells.....	111
9.1.3	Bestimmung der kritischen Grenzlast.....	114
9.1.4	Zusammenfassung des analytischen Ersatzmodells .....	115
9.2	Verifikation des analytischen Ersatzmodells.....	116
9.3	Validierung des analytischen Ersatzmodells .....	120
9.3.1	Versuchsstufe 1 - Variation der Profilhöhe.....	121
9.3.2	Versuchsstufe 2 - Variation aller Einflussparameter .....	123
<b>10</b>	<b>Auslegung und Fertigung eines Demonstrators mit Hilfe des analytischen Ersatzmodells.....</b>	<b>125</b>
<b>11</b>	<b>Zusammenfassung, Fazit und Ausblick .....</b>	<b>131</b>
11.1	Zusammenfassung und Fazit .....	131
11.2	Ausblick .....	133
<b>12</b>	<b>Literaturverzeichnis.....</b>	<b>135</b>
	<b>Eigene Veröffentlichungen .....</b>	<b>135</b>
	<b>Vom Verfasser betreute studentische Arbeiten.....</b>	<b>136</b>
	<b>Weitere Literaturangaben.....</b>	<b>136</b>
<b>13</b>	<b>Anhang .....</b>	<b>153</b>
13.1	Ergänzende Abbildungen zu Kapitel 9.3.2.....	153
13.2	Ergänzende Abbildungen zu Kapitel 10.....	154





## Formelzeichen und Abkürzungen

### Formelzeichen, lateinische Buchstaben

Zeichen	Einheit	Bedeutung
$b_F$	mm	Flanschbreite
$b_S$	mm	Breite des Profilschenkels
$a_P$	mm	Profilbreite
$b_{PG}$	mm	Profilgrundbreite
$E$	N/mm <sup>2</sup>	Elastizitätsmodul
$h_P$	mm	Profilhöhe
$h_{max}$	mm	maximale Profilhöhe
$k$	-	Beulfaktor beim flexiblen Rollformen
$k_S$	N/mm <sup>2</sup>	Materialkonstante des Ersatzmodells
$L$	mm	Einformlänge beim flexiblen Rollformen
$L^*$	mm	gedehnte Bandkantenlänge
$l_h$	mm	Länge des Höhenübergangsbereichs
$l_P$	mm	höhenveränderliche Profillänge
$l_S$	mm	Schenkellänge
$\Delta l$	mm	Längenänderung
$\Delta l_{Dehnung}$	mm	Längenänderung durch Dehnung
$\Delta l_{Einzug}$	mm	Längenänderung durch Bandezug
$q(x)$	-	Streckenlast des Biegebalkenmodells
$R_h$	mm	Höhenübergangsradius

$R_{p0,2}$	N/mm <sup>2</sup>	0,2%-Dehngrenze
$r_o$	mm	oberer Biegeradius
$r_u$	mm	unterer Biegeradius
$s_0$	mm	Blechdicke
$s_h$	mm	Schenkelhöhe von Rollformprofilen
$u$	mm	Verschiebung
$u_x$	mm	Verschiebung in Profillängsrichtung
$u_y$	mm	Verschiebung in Profilquerrichtung
$u_{y,BK}$	mm	seitlicher Materialeinzug oder Bandeinzug
$W_B$	J / Nm	plastische Arbeit durch Biegung
$W_{ges}$	J / Nm	Gesamt-Umformarbeit
$W_L$	J / Nm	plastische Arbeit durch Längsdehnung
$YS$	N/mm <sup>2</sup>	Streckgrenze (yield strength)
$Z_{BK}$	mm	vertikaler Bandkantenverlauf

## Formelzeichen, griechische Buchstaben

Zeichen	Einheit	Bedeutung
$\alpha$	°	Biegewinkel
$\alpha_B$	°	Biegewinkel beim Rollformen
$\Delta\alpha_B$	°	Biegewinkelinkrement beim Rollformen
$\varepsilon$	-	Dehnung
$\varepsilon_2$	-	Dehnung entlang des Profilquerschnitts
$\varepsilon_x$	-	Längsdehnung
$\varepsilon_{pl}$	-	plastische Dehnung
$\varepsilon_{pl,x}$	-	plastische Längsdehnung

$\kappa$	-	Scherausgleichsfaktor (flex. Rollformen)
$\varphi$	-	plastische Formänderung
$\varphi_v$	-	Umformgrad
$\sigma$	N/mm <sup>2</sup>	mechanische Spannung
$\sigma_{ES}$	N/mm <sup>2</sup>	Eigenspannung
$\sigma_{krit}$	N/mm <sup>2</sup>	kritische Spannung
$\sigma_{ps}$	N/mm <sup>2</sup>	Spannung im Profilschenkel (Rollformen)
$\sigma_{xx,analytisch}$	N/mm <sup>2</sup>	analytische Längsspannung im Flansch
$\sigma_{xx,F}$	N/mm <sup>2</sup>	Längsspannung im Profilflansch
$\sigma_{xx,F,max}$	N/mm <sup>2</sup>	maximale Längsspannung im Profilflansch
$\sigma_{xx,R}$	N/mm <sup>2</sup>	Rückfederungsinduzierte Längsspannung
$\sigma_{xx,W}$	N/mm <sup>2</sup>	Werkzeuginduzierte Längsspannung
$\sigma_{zz}$	N/mm <sup>2</sup>	Längsspannungen
$\sigma_{zz,max}$	N/mm <sup>2</sup>	maximale Längsspannung
$\vartheta$	-	Poissonzahl

## Abkürzungen

Abkürzung	Bedeutung
bzw.	beziehungsweise
ca.	circa
CP	Complexphasen-
d. h.	das heißt
DFG	Deutsche Forschungsgemeinschaft
DIN	Deutsches Institut für Normung
DP	Dualphasen-

DSIF	Double-Sided Incremental Forming
ES	Eigenspannung
FEM	Finite-Elemente-Methode
FLC	Forming Limit Curve (Grenzformänderungskurve)
IFUM	Institut für Umformtechnik und Umformmaschinen
IHU	Innenhochdruckumformung
max	maximal
min	minimal
N2S	Node-to-Segment
NSB	New Steel Body
PKW	Personenkraftwagen
PtU	Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen
PZ	Prozesszustand
RB	Randbedingung
S2S	Segment-to-Segment
SPIF	Single Point Incremental Forming
T <sup>3</sup>	Thyssenkrupp Tailored Tubes
TPIF	Two Point Incremental Forming
TRB	Tailor-Rolled-Blanks
ULSAB-AVC	UltraLight Steel Auto Body - Advanced Vehicle Concepts
WKZ	Werkzeug
WLC	Wrinkling Limit Curve

# 1 Einleitung

Die Entwicklung der industriellen Produktionslandschaft geht Hand in Hand mit dem gesellschaftlichen und ökologischen Wandel, der gleichsam die wirtschaftliche und politische Lage bestimmt. Abrupte Veränderungen der Marktnachfrage stellen Konsumguthersteller vor neue Herausforderungen. Verantwortlich hierfür ist das Zusammenspiel aus ökonomischer Globalisierung, gesättigten Märkten und rapidem technologischen Fortschritt [MEH02]. Das Resultat sind ein fragmentierter Markt und kürzer werdende Produktlebenszyklen, wodurch Produkte mit höherer Qualität und geringeren Kosten sowie schnelle Reaktionsgeschwindigkeiten bei Marktschwankungen maßgebliche Wettbewerbsvorteile darstellen. Dadurch sehen sich Unternehmen mit den Herausforderungen der daraus entstehenden Produktvarianz und dem Kostendruck konfrontiert. Einer Studie [ROL12] zufolge stieg zwischen 1997 und 2012 die branchenübergreifende Produktvarianz um 120%, während die Dauer der Produktlebenszyklen um 24% abnahm. Aus makroskopischer Sicht auf die industrielle Fertigung wird dieser Trend durch den Wandel von der konventionellen Massenproduktion hin zur seriellen Maßanfertigung verkörpert [YAN18]. Der Bedarf an kundenspezifischen Sonderbauteilen in gleichzeitig geringeren Losgrößen motiviert die Neu- und Weiterentwicklung von Fertigungstechnologien zur Erhöhung der Produktionsflexibilität.

Zusätzlich bringt das steigende ökologische Bewusstsein politische Klimaziele mit der Forderung nach Ressourcenschonung und Energieeinsparung mit sich. Der Industriesektor trägt eine besondere Verantwortung als Verursacher von etwa 55 % des weltweiten Energiebedarfs [US 17] und 35 % der globalen CO<sub>2</sub>-Emissionen, von denen 25% der Stahlproduktion und -verarbeitung zuzuordnen sind [ALL12]. In Nordamerika umfasst die Gesamtheit der rollgeformten Bauteile 35-45 % der aus Flachstahl hergestellten Produkte [HAL05]. Weltweit werden etwa 8-10% der Stahlproduktion zu Kaltprofilen verarbeitet [NEU02], weshalb eine Reduzierung des Materialeinsatzes in der Profilbauweise einen bedeutenden Mehrwert für die Umwelt bietet. Einen Ansatz liefert der Konstruktionsleichtbau durch den Einsatz lastorientierter Bauteile mit effi-

zienter Materialausnutzung [ALL11], wodurch einige Applikationen, beispielsweise im Fahrzeugbau, auch von Energieeinsparungen durch die Reduktion der bewegten Masse profitieren.

Die Umsetzung des Leichtbaugedankens kombiniert mit dem wirtschaftlichen Druck nach On-Demand Fertigung wechselnder Produktspektren rückt die Relevanz flexibler Prozesse in den Fokus. Flexible Prozesse sollen neben der Produktion anwendungsspezifisch gestalteter Bauteile auch die Fertigung verschiedener Produktvarianten an einer Anlage und idealerweise ohne zusätzlichen Rüstaufwand und Produktivitätsverlust gewährleisten. Gemäß einer Studie von Mehrabi et. al. [MEH02] besteht unternehmensseitig das Hauptmotiv für die Implementierung flexibler Technologien in der Substitution bestehender Prozesse und der zukunftsorientierten Ausrichtung. Allerdings wird das Potential der flexiblen Anlagen aktuell nur zu 50-65 % ausgenutzt und sogar nur jeder fünfte Anwender schöpft die Vorteile einer großen Produktvarianz von mindestens 20 Varianten an einer Anlage aus. Die Ursache ist unter anderem auf die mangelnde Planbarkeit und Zuverlässigkeit sowie unzureichendes Prozess-Knowhow und Training des Fachpersonals zurückzuführen, wodurch die Adaption an neue Produkte mit langen Anlaufzeiten verbunden ist. Zur Schaffung der Akzeptanz bei der Einführung einer neuen flexiblen Technologie sind daher ein transparentes Prozessverständnis und die Benutzerfreundlichkeit essentiell.

In der Umformtechnik, genauer in der Profilverstellung, kann die belastungsangepasste Bauteilgestaltung durch veränderliche Materialdicken, Querschnittsformen und Querschnittsverläufe erreicht werden [SCH14]. Die Realisierung einer solchen Geometrievariabilität erfordert flexible Produktionstechnologien. Dieser konstruktive Leichtbauansatz wurde für Profilverfahren forschungsseitig vorangetrieben, woraus verschiedene rollformartige Technologien entstanden [LIN09, SED17, ZET07], die jedoch Limitationen hinsichtlich Geometrieflexibilität oder Wirtschaftlichkeit aufweisen. Dadurch war bislang keine flexible Fertigung von Profilen mit höhenveränderlichem Querschnitt ohne Werkzeugwechsel möglich.

Das entwickelte Umformverfahren „flexibles Rollsicken“ schließt diese Lücke in der Designfreiheit und trägt zur weiteren Erschließung des Leichtbaupotentials der Profilverbauweise bei. Die neuartige flexible Fertigungstechnologie ist nach-

weislich in der Lage, Blechprofile mit individuell gestaltbaren, in Längsrichtung höhenveränderlichen Querschnitten zu realisieren [E1]. Darüber hinaus kann das Verfahren zum Einbringen anwendungsspezifischer Sicken mit unterschiedlichen Funktionen in Blechbauteile genutzt werden [E3]. Flexible Umformverfahren, so wie auch das flexible Rollswickeln, bringen aufgrund von inhomogenen Prozessmechanismen neue Versagensarten mit sich. Die Beherrschung dieser Prozessgrenzen ist fundamental für den Technologietransfer in die Industrie.

Das Ziel dieser Arbeit ist die Qualifizierung des flexiblen Rollswickelns für die industrielle Fertigung. Die Forschungstätigkeiten greifen die genannten Aspekte auf und adressieren die Erhöhung der Produktivität und Bauteilqualität sowie die Verbesserung der Planbarkeit.





## 2 Stand der Technik

Das nachfolgende Kapitel verschafft einen umfassenden Überblick über die fachlichen Grundlagen für die Forschungsinhalte der Arbeit. Grundlegende Begrifflichkeiten und der relevante Stand der Forschung und Technik werden darin dargelegt. Einleitend bedarf es einer Einführung in den Begriff „Flexibilität“ sowie dessen Klassifikationen, Potenziale und Herausforderungen in der Umformtechnik. Im Speziellen werden die Umsetzung von Flexibilisierungsansätzen in der Profilherstellung, auch Profiliertechnik genannt, vertieft und dabei schwerpunktmäßig die auftretenden Fehler- und Versagensarten betrachtet. Die Prozessgrenzen in der Blechumformung sind gezeichnet durch charakteristische Fehlerbilder, die sowohl bei konventionellen als auch flexiblen Verfahren auftreten können und oftmals auf ähnliche Mechanismen zurückzuführen sind. Hervorzuheben ist hierbei die Faltenbildung, deren Ursachen grundsätzlich bekannt sind. Eine akkurate Vorhersage der Faltenbildung in der Prozessauslegung ist jedoch meist mit großem Aufwand verbunden, die nicht zuletzt durch die hohen Rechenzeiten der Simulation bedingt sind. Eine verbreitete und zufriedenstellende Methode stellen analytische Ersatzmodelle dar. Diese reduzieren die komplexen Umformmechanismen auf vereinfachte, mathematische Zusammenhänge zwischen der Prozessgrenze und den relevanten Einflussgrößen. Eine Sammlung analytischer Ansätze zur Modellierung der Faltenbildungsgrenze in unterschiedlichen Umformverfahren wird präsentiert. Zuletzt werden das Funktionsprinzip des Verfahrens „Flexibles Rollsticken“ und die prototypische Versuchsanlage beschrieben.

### 2.1 Flexibilität in der Umformtechnik

Der Beginn der sogenannten vierten industriellen Revolution oder “Industrie 4.0” gibt die perspektivische Zukunftsorientierung der industriellen Produktion vor und versetzt dadurch den Fertigungssektor in einen drastischen Wandel [SCH17]. Ein wesentliches Merkmal dieses Umschwungs stellt die zunehmen-

de Interaktion zwischen Mensch, Maschine und Produkt dar. In der Praxis soll durch Zusammenspiel aus Konnektivität (Vernetzung) zur umfassenden Datenerfassung und intelligenten Produktionssystemen zur Analyse und Nutzung der Daten die Automatisierung der Fertigung erreicht werden [SIE13]. Die Voraussetzungen sind die Verschmelzung eines durchgängig digitalisierten und virtualisierten Wertschöpfungsprozesses mit der realen Welt der Industrie und die Integration von Prozessen der Produktentwicklung und Produktion [WEG14]. Dadurch soll marktseitigen Fluktuationen begegnet werden. Diese äußern sich in abrupten Änderungen der Nachfrage, kürzer werdenden Produktlebenszyklen, Schwankungen im Preis und in der Verfügbarkeit von Ressourcen sowie steigender Technologiedynamik [MEH02].

Die technologische Grundlage für die Umsetzung der genannten Ziele stellt die Flexibilisierung von Prozessen dar, die beispielsweise die Zerspanung und Schweißtechnik in ihrer Natur innehaben, aber die Umformtechnik vor zunehmende Herausforderungen stellt [YAN18]. Der wirtschaftliche Stellenwert einer maßgeschneiderten und individualisierten On-Demand Produktion motiviert die Neu- und Weiterentwicklung flexibler Umformtechnologien. In einem Übersichtsbeitrag von Yang et. al. [YAN18] wird der Begriff Flexibilität für die Umformtechnik basierend auf den vorangegangenen Arbeiten [GRO07] und [HAL95] definiert als:

“Erweiterung der Möglichkeiten zur Ausweitung umformbarer Produktkategorien um variablen Ansprüchen hinsichtlich Losgröße, Geometriekomplexität und physikalischen Anforderungen des Produkts zu begegnen, indem die Fähigkeiten von Umformprozessen, -maschinen und -systemen gesteigert werden.“

Darin werden darüber hinaus die Losgröße, Formkomplexität des Bauteils, Freiheitsgrade der Werkzeugbewegungen und Maschinen sowie die physikalische Veränderlichkeit von Parametern als Haupteinflussgrößen auf die Flexibilität benannt. Die daraus abgeleiteten Flexibilisierungsansätze werden, wie auch in Abbildung 2-1 dargestellt, in vier Kategorien klassifiziert [YAN18]:

- Werkzeugunabhängige Erhöhung der Freiheitsgrade durch Variieren des Umformpfads

- Variation der physikalischen Parameter, wie beispielsweise Geometrie, Material, Temperatur, usw. in der inkrementellen Umformung
- Kombination von Umformprozessen oder eines konventionellen und flexiblen Umformprozesses oder eines Umformprozesses mit einem nicht-umformenden Verfahren
- Flexibilisierung des Betriebs der Anlage, der Struktur, des Systems und der Betriebssoftware, etc.

Das flexible Rollsticken ist der Kategorie der inkrementellen Blechumformung mit Variation des Umformpfads zuzuordnen, die im Folgenden näher betrachtet wird.

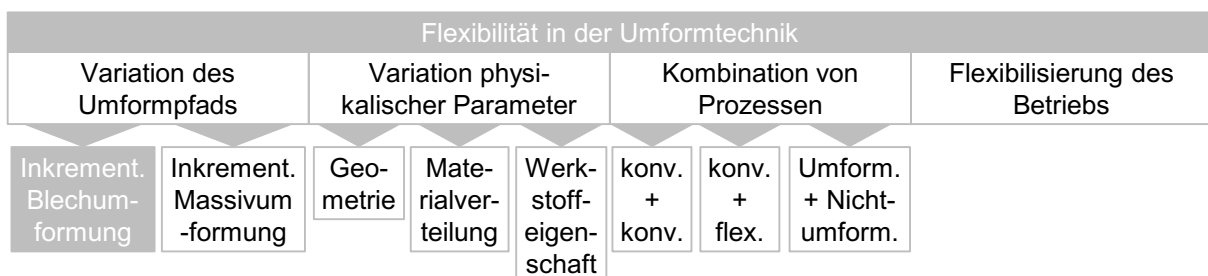


Abbildung 2-1: Klassifizierung der Flexibilität in der Umformtechnik nach [YAN18]

Bestehende flexible Umformprozesse umfassen sowohl Verfahren der Blech- als auch Massivumformung. Nach [YAN18] werden flexible Blech- und Profilverformverfahren unterteilt in:

- Inkrementelle Blechumformung durch punktuellen Werkzeugeingriff
- Inkrementelle Blechumformung durch Blechrotation
- Inkrementelle Profilverformung durch flexible Rollenbewegungen
- Inkrementelle Profilverformung durch Biegeoperationen

Bei der inkrementellen Blechumformung führen ein oder mehrere universell einsetzbare stiftartige Werkzeuge Bewegungen entlang vordefinierter Pfade aus und formen das Blech dabei inkrementell um. Die finale Geometrie ergibt sich durch die Gesamtheit dieser sequentiellen und lokalen plastischen Deformationen. In produktwechselreichen Kleinserienfertigungen können beispielsweise durch Verzicht auf konventionelle Systeme mit produktgebundenen Werkzeugen Taktzeiten und Kosten reduziert werden [JES05, MAR08].

Bei der inkrementellen Blechumformung ist die Flexibilität durch die bauteilunabhängige Werkzeugform gegeben [EMM10, GAT16], wodurch sie den stringenten industriellen Forderungen gerecht wird. Trotz des Potenzials sieht sich die Einführung der inkrementellen Blechumformung in die industrielle Anwendung mit Herausforderungen bezüglich der Bauteilperformanz konfrontiert [ALL16]. Diese betreffen hauptsächlich die geometrische Maßhaltigkeit, Vorhersage der Umformbarkeit [MCA17], das Ermüdungsverhalten [XU14], [MAD15] und die Umformzeit [LU14]]. Ungleich konventioneller Umformverfahren, bei denen typischerweise das gesamte oder große Bereiche des Bauteils in einem Umformschritt, z. B. Hub, umgeformt werden, ist die plastische Umformzone beim inkrementellen Umformen auf die unmittelbare lokale Umgebung des Umformwerkzeugs beschränkt. Der begrenzte Materialfluss bedingt inhomogene Blechdickenverteilungen im umgeformten Bauteil bis hin zu Versagen durch übermäßige Materialausdünnung. Um die Einschnürung zu reduzieren können zusätzliche Zwischen-Umformstufen eingesetzt werden bevor die finale Formgebung stattfindet [DUF07, DUF08, SKJ08]. Die Planung bzw. Auslegung der mehrstufigen Umformstrategie ist mit hohem Aufwand verbunden, da sie meist empirisch basiert ist, wodurch eine Generalisierung der Methoden erschwert wird. Das am weitesten verbreitete Verfahren der inkrementellen Blechumformung durch punktuellen Werkzeugeingriff stellt das Single Point Incremental Forming (SPIF) [MAR08] mit einem Umformwerkzeug dar. Das SPIF wurde einerseits durch steuerungsseitige Optimierung der Werkzeugbewegungen [LU13, RAU09] und andererseits durch verfahrensseitige Erweiterungen mit zusätzlichen Gegenhaltern (TPIF) [MEI07] oder zweitem Umformwerkzeug (DSIF [MOS16]) weiterentwickelt.

Bei schalenförmigen Komponenten bietet es sich an, das Blech bzw. Bauteil bei der Umformung in Rotation zu versetzen, während die Formgebung durch präzise gesteuerte Bewegungspfade des Werkzeugs in axialer und radialer Richtung umgesetzt wird. Das Drücken wird zur Herstellung von Schalenbauteilen genutzt, ist aber in der konventionellen Ausführung nur in der Lage, rotationssymmetrische Geometrien zu realisieren. Die Verfahrenserweiterung zum flexiblen, „nicht-kreisförmigen Drücken“ ermöglicht auch nicht-rotationssymmetrische Zielbauteile [AWI11].

Die Flexibilisierung der Profil-Fertigungsverfahren, auch Profilierverfahren oder Profiliertechnik genannt, durch anpassbare Rollenbewegungen stellt eine eigene Klasse der flexiblen Prozesse dar, der auch das flexible Rollswickeln zugehörig ist. Im Folgenden werden die maßgeblichen Entwicklungsstadien des Profilierens bis hin zu aktuellen flexiblen Ansätzen dargestellt.

## **2.2 Flexibilisierung der Profiliertechnik**

Offene und geschlossene Profile werden vielseitig eingesetzt und finden unter anderem Anwendung im Möbel-, Dach- und Gebäudebau, Kühl- und Wärmesystemen sowie in der Luft- und Raumfahrt. In den letzten Jahrzehnten entwickelte sich das Rollformen von Automobilkomponenten zum am rasantesten wachsenden Industriezweig. Bis in die Anfänge des 20. Jahrhunderts wurden Blechbauteile vorwiegend in mechanischen und hydraulischen Pressen durch Biegen, Stanzen oder Tiefziehen umgeformt [HAL05]. Obwohl das Rollformen bereits in den frühen 1900er Jahren eingeführt wurde, erreichte das Verfahren seinen Durchbruch erst nach dem zweiten Weltkrieg [HAL05]. Aufgrund der hohen Produktivität des Rollformens konnte die Fertigungsperformanz vieler Produkte drastisch erhöht werden [HAL05]. Bis heute unterliegt das Rollformen einer stetigen Weiterentwicklung zur Erhöhung der Effizienz, des Bauteilspektrums, der Prozessintegration und der Flexibilität.

### **2.2.1 Grundlagen des Rollformens**

Biegeprozesse stellen neben dem Tiefziehen die am weitesten verbreiteten Fertigungsverfahren in der Blechumformung dar [LAN90]. Da sie sich dadurch abgrenzen, dass die beabsichtigte plastische Umformung durch Biegebeanspruchungen hervorgerufen wird, stellen sie eine Hauptgruppe der Umformverfahren nach DIN 8582 dar [DIN03c]. Das Rollformen (früher: Walzprofilieren), auch Profilieren, Längsprofilieren oder Rollprofilieren genannt [BOG79], bezeichnet nach [DIN03b] ein Biegeverfahren mit drehender Werkzeugbewegung. Das Rollformen stellt ein Kaltumformverfahren zur Erzeugung dünnwandiger Profile aus einzelnen Blechplatten oder Blechstreifen direkt vom Coil dar [HAL05]. Das kontinuierliche Biegeverfahren führt in seiner klassi-

schen Ausprägung zu Profilen mit konstantem Querschnitt über die gesamte Länge [GRO13].

### Verfahrensprinzip des Rollformens

Beim Rollformen wird das Blech stufenweise durch mehrere rotatorisch angetriebene Rollenpaare, die in Rollformgerüsten gelagert sind und von Stufe zu Stufe ihre Spaltgeometrie ändern, befördert (Abbildung 2-2 links). Während das Blech die Rollformgerüste passiert, erfährt das Blech eine inkrementelle Biegeumformung bis zu dem gewünschten Zielquerschnitt. Das Biegeinkrement jeder Umformstufe, auch Stich genannt, und somit die geplanten Zwischenzustände werden dabei durch die Spalte zwischen den Umformrollen vorgegeben.

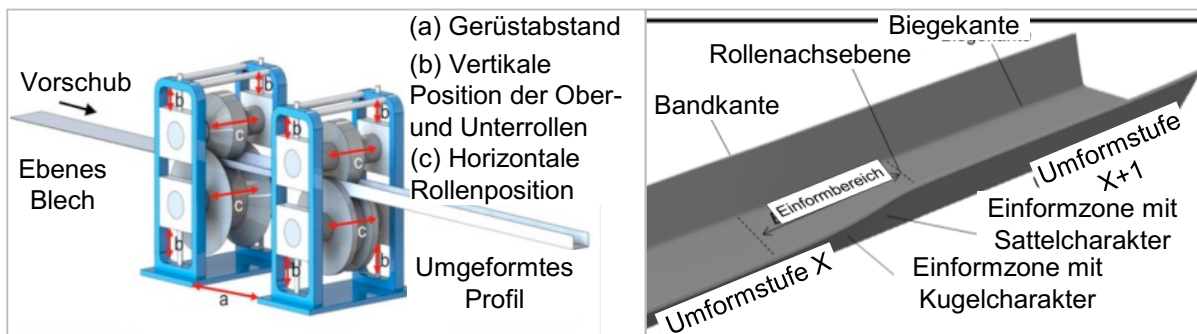


Abbildung 2-2: Schematische Darstellung eines Rollformprozesses und der Rollenwerkzeuggerüste (links) [TRA17a] und Einformzone beim Rollformen (rechts) [GRO13]

Der kontinuierliche, mehrstufige Charakter des Verfahrensprinzips ist erforderlich aufgrund der vorliegenden Spannungs- und Formänderungszustände während der Umformung. Die Rollenpaare eines Gerüsts geben zwar die Umformkraft und die Querschnittsgeometrie vor, doch die Einformung des Blechs erstreckt sich über die Länge zwischen den Umformgerüsten (Einformlänge). Der Einformbereich lässt sich in eine Zone mit Kugelcharakter und eine mit Sattelcharakter unterteilen (Abbildung 2-2 rechts) [BOG79]. Während im Falle des Kugelcharakters die Krümmungen des Profilschenkels in Längs- und Querrichtung konvexe Konturen besitzen, weist die Zone mit Sattelcharakter weiterhin konvexe Querkrümmungen jedoch konkave Längskrümmungen auf [GRO13]. Dies ist zurückzuführen auf das dreidimensionale Einformverhalten,

das das Rollformen maßgeblich gegenüber anderen Biegeverfahren mit näherungsweise ebenem Formänderungszustand unterscheidet. Das dreidimensionale Einformverhalten bedingt, dass die Bandkante im Einformbereich eine längere Strecke zurücklegen muss als die Biegekante. Die wechselweisen Dehnungen und Stauchungen führen zu inhomogenen Dehnungsverteilungen im Profilquerschnitt, die Eigenspannungen oder Bauteilfehler induzieren können. Zur Reduzierung des Fehlerrisikos ist durch günstige Auslegung der Umformstufen das Abklingen dieser Inhomogenitäten zum Ende des Profiliervorgangs vorzusehen.

#### *Grenzen beim Rollformen*

Die Komplexität des Formänderungszustands beim Rollformen geht mit einem umfangreicheren Feld möglicher Bauteilfehler im Vergleich zu anderen Biegeverfahren einher. Da der maßgebliche Unterschied in den zusätzlichen longitudinalen Anteilen der Einformung liegt, sind die Fehler in der Querschnittsgeometrie wiederum vergleichbar. Diese umfassen unter anderem Abweichungen der Schenkellängen aufgrund fehlerhafter Ermittlung der abgewickelten Länge [GRO15] und Winkelabweichungen der Biegekante durch Rückfederung in Folge des elastischen Anteils der Formgebung [LI02]. Die Rückfederung fällt beim Rollformen tendenziell kleiner als beim herkömmlichen Biegen aus und kann aufgrund der dreidimensionalen Einformung unter Umständen auch negativ sein [NEU67]. Das Überschreiten des Formänderungsvermögens führt zu Rissbildungen in der Biegezone.

Zusätzliche Fehlerbilder in Längsrichtung beim Rollformen sind auf prozessbedingt inhomogen verteilte Längsdehnungen im Querschnitt zurückzuführen. Diese können Geometrieabweichungen entlang der Profillängsachse in Form von Verdrillung sowie horizontaler und vertikaler Krümmung verursachen. Eine plastische Längung der Bandkante erzeugt nach der Einformung Drucklängsspannungen, die im kritischen Fall zu Wellen und Beulen in Flanschen und Stegen führen können.

Bei der Auslegung der Umformstufen bei Rollformprozessen sind die genannten Fehlerarten zu vermeiden, um die gewünschte Zielgeometrie reproduzierbar herzustellen [TRA19]. Kleinere Biegewinkelinkremente und eine dadurch zunehmende Anzahl an Umformstufen reduzieren das Fehlerrisiko, bedeuten

jedoch gleichzeitig höhere Fertigungs- und Anlagenkosten. Das Ziel der Prozessauslegung ist daher die Ermittlung des optimalen Kompromisses zwischen Wirtschaftlichkeit und Prozesssicherheit [HAL05].

### *Wirtschaftlichkeit von Profilierprozessen*

Das Rollformen zeichnet sich mit Blechvorschubgeschwindigkeiten von bis zu 200 m/min durch eine hohe Ausbringungsrate aus [GRO03]. Das breite Spektrum an bearbeitbaren Werkstoffen [BAD15, BOG79, DEO18, MAR14] und kleinere erreichbare Biegeradien als beispielsweise beim Gesenk- und Schwenkbiegen oder Tiefziehen aufgrund günstiger Spannungsbedingungen [TEK11] stellen weitere Vorzüge des Verfahrens dar. Hervorzuheben sind darüber hinaus die hohe erreichbare Maßhaltigkeit [BRO93, FÜL10, GRO03] und Oberflächenqualität [GRO03] der Profile, die Möglichkeit von Prozessintegrationen (z. B. von Stanz- oder Schweißoperationen) [GRO03], vergleichsweise geringe Werkzeugkosten [FÜL10, GRO03] und hohe Werkzeugstandzeiten [GRO03] sowie geringe Geräuschemissionen [GRO03] und der hohe Materialausnutzungsgrad [FÜL10, GRO03].

Die Form der Profilzwischenstufen und dadurch die Anzahl der Umformstiche hängen von den maximal zulässigen Dehnungen in der Bandkante ab. Abhängig von der Komplexität der Profilgeometrie können dadurch bis zu 70 Umformstufen zum Einsatz kommen [GRO13]. Das Zusammenspiel aus der großen Anzahl an Umformgerüsten und der Vielzahl an Einstellparametern pro Stufe (vgl. Abbildung 2-2 links) resultiert in sehr zeitaufwändigen Rüst- und Justagevorgängen an der Profilierstraße [MÜL17]. Diese vorwiegend manuellen Operationen fallen bei Produktwechseln und Einflüssen durch Dauerbetrieb an. Die effektive, wertschöpfende Anlagennutzungszeit kann unter Umständen dadurch auf unter 50% absinken [GRO10]. Gepaart mit der hohen Produktivität im laufenden Betrieb eignet sich das konventionelle Rollformen insbesondere für die Großserienfertigung und weniger für Fertigungsaufträge mit hoher Produktvarianz.

Dem Trend zunehmender Produktindividualität, kleineren Losgrößen und kürzeren Produktlebenszyklen begegnet die Profiliertechnik unter anderem durch Ansätze zur Reduktion der Nebenzeiten, beispielsweise durch den Einsatz von Schnellwechselplatten, und durch die Flexibilisierung der Rollformtechnolo-



gien. Letzteres schafft neben der Erhöhung der Gesamtproduktivität auch die Voraussetzung für die materialeffiziente Fertigung von anwendungsorientierten Leichtbauprofilen.

### **2.2.2 Applikationen von lastangepassten, profilartigen Bauteilen**

Während bei statischen Anwendungen die bauraumeffiziente Sicherstellung erforderlicher Traglasten im Vordergrund steht, motiviert bei bewegten Massen der Leichtbaugedanke den Einsatz lastangepasster Produkte. Die Individualität potenzieller Applikationen fördert zusätzlich die Diversifizierung des Produktspektrums, was den industriellen Zeitgeist widerspiegelt. Insbesondere im Fahrzeugbau kann den Forderungen nach höherer Steifigkeit bei niedrigerem Gewicht [MAS96] derzeit noch nicht zufriedenstellend nachgekommen werden [ZET07]. Dies belegt die von internationalen Stahllieferanten und Fahrzeugherstellern gemeinsam durchgeführte Leichtbaustudie im Karosseriebau „ULSAB-AVC“ [AME98]. In einem Mittelklassefahrzeug nimmt die ausgestattete Karosserie ca. 45% des Gesamtgewichts ein, wovon etwa 60% auf die Rohkarosse entfallen. Das Gewicht der unbeschichteten Rohkarosserie nimmt ein Viertel des Gesamtfahrzeugs ein und ist damit die schwerste Fahrzeugkomponente, wodurch sie dem größten Druck zur Gewichtsreduzierung ausgesetzt ist.

Einen verbreiteten Leichtbauansatz stellt der Einsatz von Werkstoffen mit höherer spezifischer Festigkeit in steifigkeitsrelevanten Bereichen zur Reduzierung der Wandstärke bei gleichbleibender Sicherheit dar [MAS96, OSB04]. Durch die fortsetzende Entwicklung neuer Blechwerkstoffe finden insbesondere höherfeste Mehrphasenstähle immer mehr Verwendung in Crashstrukturen. Nach der Studie ULSAB-AVC [AME98] sind mehr als 75% der für die Karosserie-Struktur eingesetzten Materialien Mehrphasenstähle (CP- und DP-Stähle) – Tendenz steigend [STA04].

Mit dem „New Steel Body“ (NSB) hat die Thyssen-Krupp Stahl AG ein Stahlleichtbaukonzept für Karosserien entwickelt, bei dem das Hauptaugenmerk nicht nur auf der Gewichtsoptimierung sondern auch auf der Machbarkeit lag. Im Vergleich zu einer Referenzstruktur konnte bei gleichbleibender Performance das Gewicht um 24% gesenkt werden. Dabei wurde aus fertigungs-

technischer Sicht die Profilbauweise aufgrund ihrer größten Chancen und Möglichkeiten forciert. Das daraus entstandene NSB-System besteht zu 46% aus geschlossenen Profilen mit einem Anteil moderner Mehrphasenstähle von 72%. [OSB04]

Die heutige Verwendung von höherfesten Stählen bleibt jedoch gegenüber ihrem Einsatzpotenzial weit zurück. Die wesentliche Ursache dafür ist die bisher unzureichende Berechenbarkeit des Crashverhaltens von Karosserieteilen aus Mehrphasenstählen [WOL05]. Darüber hinaus stellen die hohen Streckgrenzen, geringe Bruchdehnungen und vor allem das starke Rückfederungsverhalten eine Herausforderung für den Ziehwerkzeugbau dar [WER96]. Das Rollformen bietet eine gute Prozesssicherheit bei der Umformung höherfester Stähle [GRO08, JIA20, LIN07]. Trotz aller gewichtssenkenden Maßnahmen durch die stetige Zunahme höherfester Stähle in der Rohkarosserie (Abbildung 2-3 links) steigt das Fahrzeuggewicht bei allen Automobilherstellern weiter an. Abbildung 2-3 zeigt rechts die Gewichtsentwicklung am Beispiel der BMW 3er Reihe.

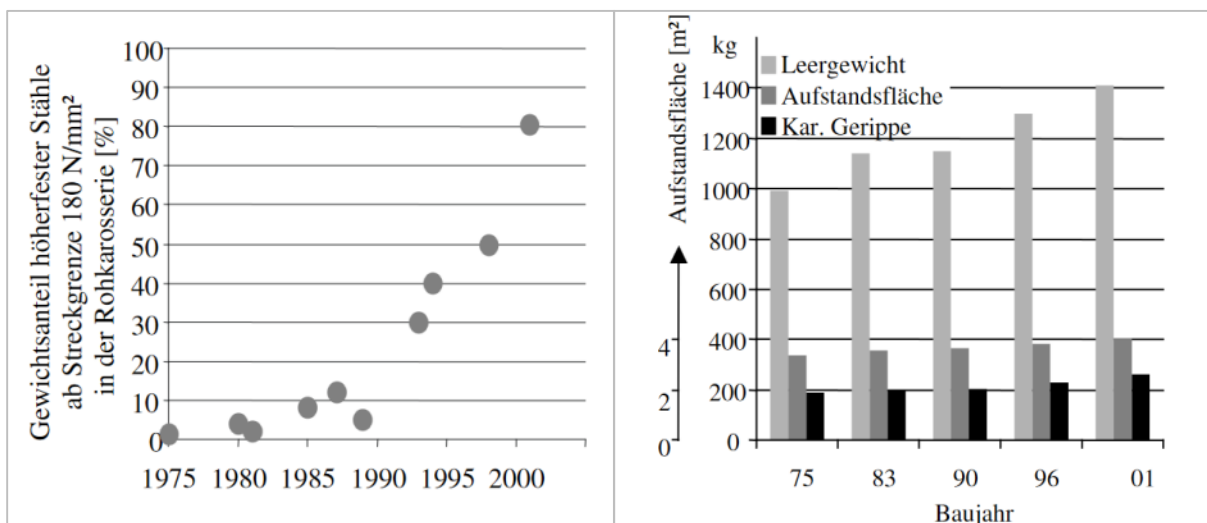


Abbildung 2-3: Entwicklungstrends höherfester Stähle im Automobilbau (links) und des Fahrzeuggewichts (rechts) [STA04]

Die Gründe für den Gewichtsanstieg sind auch auf die zunehmende Ausstattung der Fahrzeuge und der Fahrzeuggröße, aber vor allem auf weiter steigende Sicherheitsanforderungen zurückzuführen [STA04]. Der konstruktive Leichtbau wurde durch höherfeste Werkstoffe effektiv vorangetrieben [OSB04,

STA04], lässt sich aber durch geometrische Lastanpassung der Komponenten weiter optimieren. Profilartige Bauteile mit veränderlichen Querschnitten versehen Bereiche mit höherem Torsions- oder Flächenträgheitsmoment in relevanten Abschnitten und sparen Material in den übrigen ein. Diese geometrische Lastanpassung kann durch Veränderung der Blechdicke, der Querschnittsform, -breite oder -tiefe erreicht werden. Geschlossene Automobilteile mit veränderlichem Querschnitt wie beispielsweise Längsträger oder Säulen werden bislang hauptsächlich in der sogenannten Schalenbauweise hergestellt. Hierbei wird das geschlossene Profil aus zwei aus Platinen erzeugten Hälften zusammengesetzt und an zusätzlich vorgesehenen Materialüberständen gefügt. Diese Schweißflansche sind für die verwendeten Schweißzangen beim Widerstandspunktschweißen, der gängigen Fügechnik im Automobilbau, erforderlich und können mehr als 20 % des Bauteilgewichts ausmachen [QUI11].

Aufgrund der großen Individualität der Anwendungsfälle gepaart mit den werkzeugabhängigen sowie kosten- und zeitintensiven Unzulänglichkeiten der bestehenden Produktionstechnik gewinnt die Entwicklung flexibler Prozesse zunehmend an Bedeutung.

## **2.3 Flexible Fertigung profilartiger Bauteile**

Materialoptimierte Strukturbauteile in der Profilbauweise leisten neben der leichtbauorientierten Gestaltung einen bedeutsamen Beitrag zur Wirtschaftlichkeit der Fertigung, Ressourceneffizienz und ökologischer Verantwortung. Das verbreitetste Verfahren zur Herstellung von Kaltprofilen in der industriellen Produktion stellt das Rollformen dar [TRA17b], das in seiner konventionellen Ausführung auf Profile mit konstantem Querschnitt beschränkt ist [GRO13]. Im Sinne der weiterführenden Ausschöpfung des Leichtbaupotentials profilartiger Komponenten adressieren verschiedene Ansätze die Entwicklung neuer Verfahren und Prozessketten oder die Weiterentwicklung des Rollformens zur Realisierung von Profilen mit veränderlichem Querschnitt. Die bestehenden Fertigungskonzepte können in vier Kategorien unterteilt werden (Abbildung 2-4).

Technologische Ansätze zur Herstellung profilartiger Bauteile mit veränderlichem Querschnitt			
Diskontinuierliche Prozesse	Kombination diskontinuierlicher und kontinuierlicher Prozesse	Kombination kontinuierlicher und kontinuierlicher Prozesse	Flexible kontinuierliche Prozesse

Abbildung 2-4: Klassifizierung bestehender Fertigungskonzepte zur Herstellung profilartiger Bauteile mit veränderlichem Querschnitt

### 2.3.1 Diskontinuierliche Prozesse

Als Alternative zu herkömmlichen Umformverfahren wie beispielsweise dem Tiefziehen und Prägen haben ThyssenKrupp mit einem Verfahren zur Herstellung von „Tailored Tubes“ sowie dataM mit dem „3D RollFormingCenter“ Umformprozesse zur Fertigung querschnittsveränderlicher Profile entwickelt (Abbildung 2-5).



Abbildung 2-5 Diskontinuierliche Technologien zur Herstellung von Profilen mit veränderlichem Querschnitt [QUI11, SED17]

Mit der T<sup>3</sup>-Technologie (T<sup>3</sup> = ThyssenKrupp Tailored Tubes) entstand ein Fertigungsverfahren, mit dem sich längsnahtgeschweißte Rohrprofile mit veränderlichem Querschnitt direkt aus der Platine erzeugen lassen [QUI11]. Das bewegliche Adapterwerkzeug ist kompatibel mit bestehenden Tiefziehpressen. Im ersten Schritt drückt ein Stempel die maßgeschneiderte Platinen-Vorform in ein Gesenk, wodurch das Bauteil nach oben offen bleibt und eine U-ähnliche Grundform annimmt. Im zweiten Umformschritt fährt der an einem horizontal beweglichen Schlitten angebrachte Stempel frei und ein oberes O-Gesenk schließt das Profil. Formgebungsabhängig kann hier ein Kern zur inneren Abstützung in den Hohlraum gefahren werden. Im letzten Schritt wird das Profil durch Laserschweißen zum einbaufertigen Zustand gefügt.

Die T<sup>3</sup>-Technologie bietet eine gewicht- und kostengünstigere Alternative für die Schalenbauweise sowie die Innenhochdruckumformung (IHU) [PAT02]. Bei der IHU, auch Hydroforming genannt, werden Rohre als Vormaterial verwendet, die in einem geschlossenen Formwerkzeug von innen mit einem Fluid unter Druck gesetzt werden. Durch die Aufweitung passen sie sich der Form des Werkzeugs an [KOÇ01]. Aufgrund der langen Taktzeiten, teurer Umformwerkzeuge und Anlageninvestitionen sowie der mangelnden Prozesssicherheit verliert die IHU aus industrieller Sicht zunehmend an Zuspruch oder wird vorwiegend für Sonderprodukte eingesetzt [BEL20].

Mit dem „3D RollFormingCenter“ präsentiert die Firma dataM aus einer Zusammenarbeit mit der Deakin University eine zweistufige Umformtechnologie zur Realisierung höhenveränderlicher Profile [ABE17]. Im ersten Prozessschritt wird ein maßgeschneiderter Blechzuschnitt in einem Gesenk umgeformt und bildet dadurch den gewünschten Höhenverlauf des Profilbodens aus. Anschließend bewegen sich flexible Umformrollen definierten Steuerkurven folgend am Profil entlang und biegen die Profilschenkel nach oben. In Anlehnung an das Rollformen erfolgt die Formgebung der Schenkel und Biegekanten in mehreren Umformstufen bis die finale Geometrie erreicht wird [SED18]. Während des gesamten Umformprozesses halten Hydraulikzylinder das Gesenk geschlossen, das gleichzeitig auf einer Linearführung montiert ist, die den Blechvorschub gewährleistet. Die zusätzlich erforderlichen Freiheitsgrade für das Biegen der Schenkel liefern von Hexapod-Robotern geführte Umformrollen auf beiden Seiten des Profils (Abbildung 2-6).

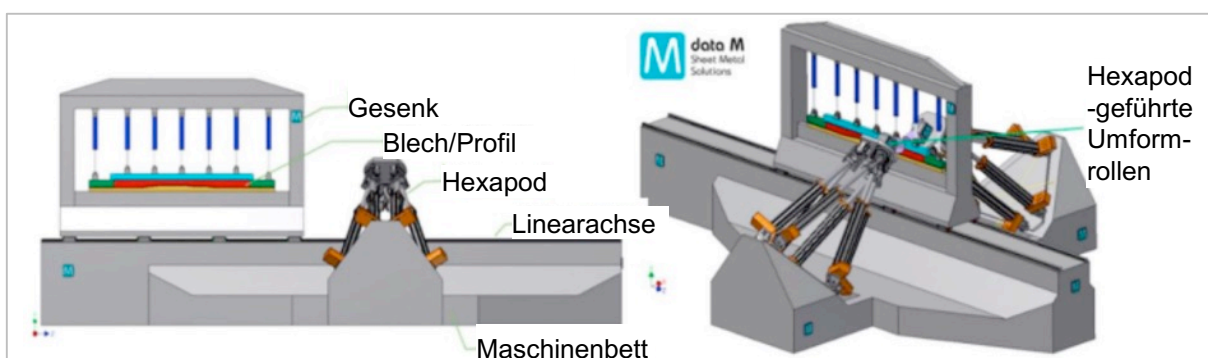


Abbildung 2-6: Anlagenkonzept des 3D RollFormingCenters

Eine Veränderung des Profilbodenverlaufs geht mit der Neufertigung und dem Austausch des Gesenks einher, wodurch die Flexibilität eingeschränkt und ein Produktwechsel mit zusätzlichen Kosten für den Werkzeugbau verbunden ist. Das 3D RollFormingCenter eignet sich daher weniger für die industrielle Fertigung, sondern für Machbarkeitsuntersuchungen und „Rapid Prototyping“.

Diskontinuierliche Prozesse stehen in der Regel kontinuierlichen Profilierverfahren hinsichtlich ihrer Produktivität nach, da mitunter zusätzliche Zeiten auf Materialhandling entfallen. Die meist werkzeugabhängige Formgebung limitiert zusätzlich die Flexibilität diskontinuierlicher Prozesse.

### 2.3.2 Kombination diskontinuierlicher/kontinuierlicher Prozesse

Bei kombinierten Ansätzen wird die profilartige Grundform typischerweise durch Rollformen erzeugt, bevor die veränderliche Querschnittsform über die Profillängsachse eingebracht wird. Die Firma Kronenberg Profil GmbH stellt einen kombinierten Profilier-Prägebiegeprozess vor [AUT04, BÜL03]. Durch die Integration einer Prägebiegestufe (12 in Abbildung 2-7) nach dem Rollformprozess (9 in Abbildung 2-7) wird eine Höhenveränderung im Profilboden erreicht. Nach dem Prägebiegen werden die Ränder des Profils besäumt, so dass die Bandkante in den höhenversetzten Abschnitten wieder linear bündig ist. Nach dem Prägebiegen besteht die Möglichkeit der weiteren Formgebung der Flansche oder der Inline-Einbringung von Lochungen, Verprägungen und Beschnitten (16 in Abbildung 2-7). Das Produktionskonzept von Kronenberg hat im Jahr 2006 die Serienreife im Bereich Kleintransporter erlangt [AUT05].

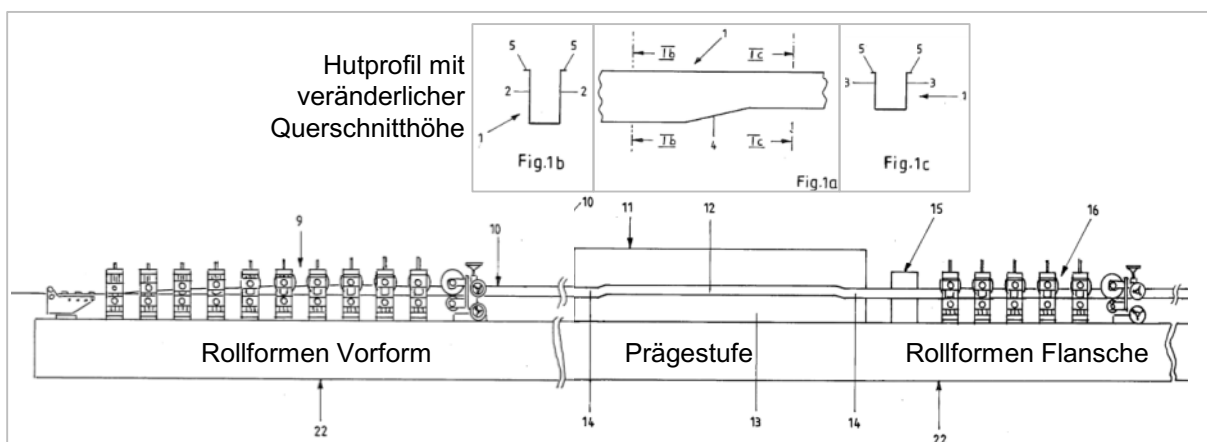


Abbildung 2-7: Prozesskette der Firma Kronenberg Profil (in Anlehnung an Patentschrift EP 1 344 583 B1) [BÜL03]

Die Prozesskette der Firma Accra Technik AB verfolgt eine ähnliche Strategie zur Herstellung veränderlicher Profilquerschnitte. Sie stellt eine Kombination aus Rollformen, Laserschweißen, Warmumformen und anschließendem Härten von Borstahl-Profilen dar [GIE06]. Borstähle zeichnen sich durch ihre geringen Kosten, Härbarkeit und gute Umformbarkeit aus. Im ersten Schritt wird durch Rollformen mit integriertem Inline-Laserschweißen die geschlossene Profilgrundform gefertigt und abgelängt. Die Warmumformung im zweiten Arbeitsgang beginnt mit einer Erhitzung der Profile auf über 900 °C in einem Ofen. Die erhitzten Bauteile werden anschließend in einem Prägewerkzeug umgeformt, wodurch die Querschnittsveränderung eingebracht wird. Die geschlossene Form der Profile lässt das Härten durch Kühlung von innen mittels Wasserstrahls im umgeformten Zustand zu. Der gehärtete Borstahl erreicht hohe Bruchfestigkeiten von 1500 bis 1800 MPa bei guten Dehnungseigenschaften (Bruchdehnung ca. 7 %) und homogenem Materialgefüge [GIE06].



Abbildung 2-8: Accra-Technologie - Anlage zum Warmumformen der veränderlichen Querschnitte (links), Prägewerkzeug mit Bauteil (mittig), lokale Querschnitte des finalen geschlossenen Profils (rechts) [GIE06]

Die Kombination von diskontinuierlichen und kontinuierlichen Umformverfahren macht sich die niedrigen Werkzeugkosten von Rollformprozessen zunutze. Den Bottleneck stellen die Prägeprozesse dar, weshalb die hohe Ausbringungsrate von Profilierverfahren nicht vollends ausgeschöpft werden kann.

### 2.3.3 Kombination kontinuierlicher/kontinuierlicher Prozesse

Die Erzeugung von lastangepassten Profilen durch Verknüpfung kontinuierlicher Prozesse sichert die vorteilhafte Produktivität von Profilierverfahren. Im Folgenden werden drei Strategien vorgestellt, die durch integriertes Fügen die

Querschnittform oder durch zusätzliches Umformen die Blechdicke und Querschnittabmessungen variabel gestalten.

Die Firma Dreistern GmbH hat ein Verfahren entwickelt, das durch Fügen eines U-Profils mit veränderlicher Schenkellänge und eines Blechstreifens ein geschlossenes Vierkantprofil mit veränderlichem Querschnitt herstellt (Abbildung 2-9) [DRE03].

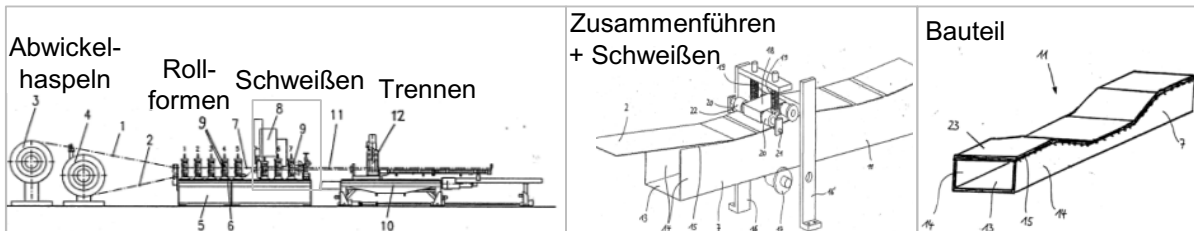


Abbildung 2-9: Dreistern-Technologie zum Fügen eines Profils und Blechs zu einem Hohlprofil mit veränderlichem Querschnitt; Prozesskette (links), Schweißeinheit (mittig), Zielbauteil (rechts); in Anlehnung an Patentschrift EP 1 371 430 A2 [DRE03]

Ein erstes Blechband mit veränderlicher Breite wird mittels konventionellen Rollformens zu einem offenen Profil umgeformt. Die variierende Blechbreite wird durch zusätzlichen Beschnitt eines herkömmlichen Blechbands erzeugt und bestimmt die Änderung der Schenkellänge des Profils. In einer Schweißeinheit wird ein weiteres Blechband bündig mit den offenen Kanten des Profils zusammengeführt und längs zum gewünschten Hohlprofil verschweißt. Diese Verbundbauweise erlaubt neben geometrischem Gestaltungsspielraum auch die Kombination unterschiedlicher Werkstoffe oder Blechdicken.

Ein Patent des französischen Unternehmens Wagon Automotive S.A. stellt eine kontinuierliche Variante des nachträglichen Einbringens von Höhenverläufen in den Profilboden vor (Abbildung 2-10) [ANB05]. Den Ausgangspunkt stellt auch hier ein durch Rollformen hergestelltes Profil, genauer Hut-Profil, dar. Die Umformung des Profilbodens ist dem Rollformen nachgeschaltet und erfolgt inline durch vertikal bewegliche Umformrollen, die definierten Steuerkurven folgen und somit individuelle Profilbodenverläufe abbilden können (Abbildung 2-10 mittig). Der Abstand zwischen der oberen und unteren Umformrolle wird an die vorliegende Blechdicke angepasst und die Steuerkurve anhand der gewünschten Zielgeometrie und der Blechaustrittsgeschwindigkeit aus dem Rollformprozess ermittelt. Die zuvor eingeformten Profilflansche die-



nen zur Fixierung des Restquerschnitts während der Umformung des Profilbodens [ANB05]. Dadurch wird die Höhenvariabilität auf Kosten der Blechdicke umgesetzt, wodurch das Verfahren Analogien mit dem herkömmlichen Rollstücken zum Einbringen von Versteifungssicken aufweist.

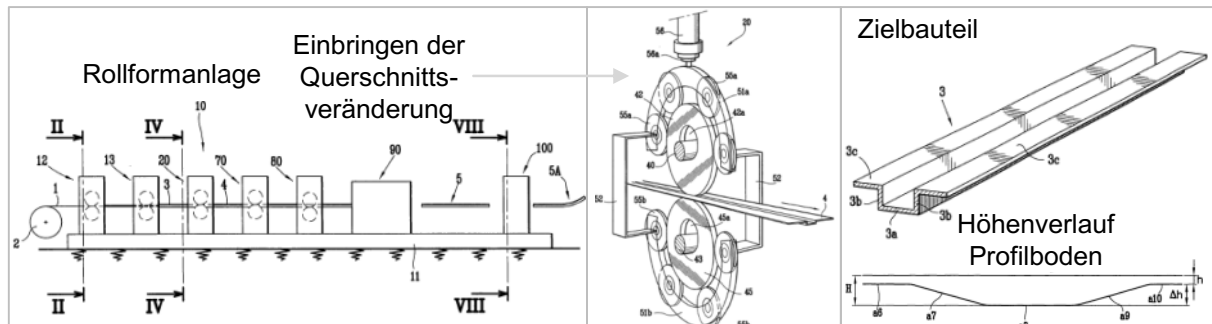


Abbildung 2-10: Wagon Automotive Technologie - Kontinuierliches Einbringen der Höhenveränderlichkeit in den Profilboden eines vorgeformten Hutprofils; Prozesskette (links), vertikal flexible Zusatzumformeinheit (mittig), Zielbauteil (rechts) [ANB05]

Tailor-Rolled-Blanks (TRB) sind Bleche oder Blechstreifen mit veränderlicher Materialdicke in Längsrichtung. TRB werden durch präzise geregelte, flexible Walzprozesse hergestellt, in denen der Walzspalt aktiv adaptierbar ist, um individuelle Blechdickenverläufe einzubringen (Abbildung 2-11 links) [KLE03].

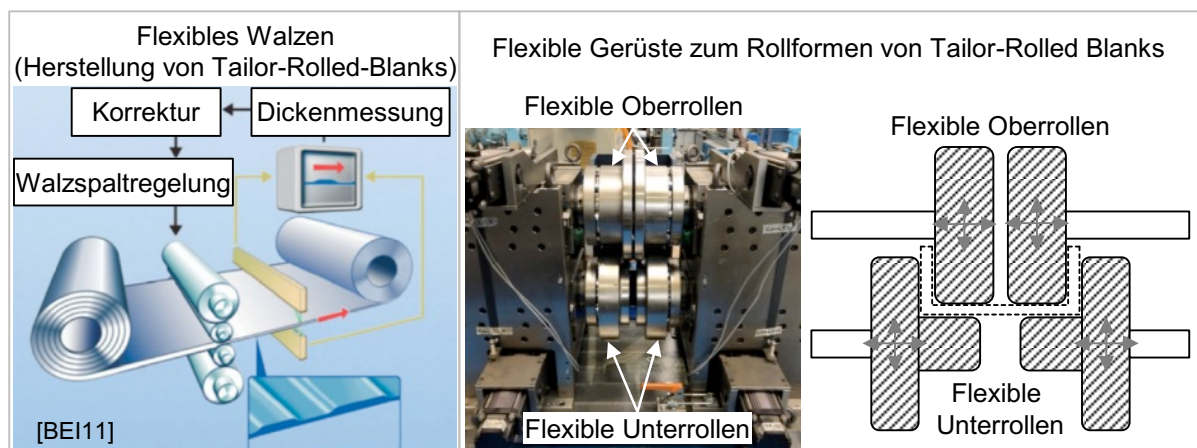


Abbildung 2-11: Kombinierte Prozesskette aus flexiblem Walzen und Rollformen zur Herstellung von Profilen mit veränderlicher Wandstärke

Eine Verarbeitung von TRB durch Rollformen ergibt Leichtbauprofile mit lastangepasster Wandstärkenverteilung. Um ein maßhaltiges Ergebnis beim Rollformen von TRB zu erhalten, ist eine flexible Anpassung der Rollformwerkzeuge an das vorliegende Blechdickenprofil notwendig [BEI11]. Das am Insti-

tut für Produktionstechnik und Umformmaschinen (PtU) entwickelte flexible Gerüst zum Rollformen von TRB verfügt über je zwei Ober- und Unterrollen mit Freiheitsgraden in Vertikal- und Querrichtung (Abbildung 2-11 mittig). Die momentanen Blechdicken des TRB-Bands werden am Einlauf des flexiblen Gerüsts optisch erfasst und die Werkzeugzustellungen daraus abgeleitet. Dadurch kann auf die Blechdickenänderungen reagiert werden, was nachweislich zu einer hohen Bauteilqualität führt [BE113].

### **2.3.4 Flexible kontinuierliche Prozesse**

Neben dem Rollformen mit rollenförmigen Umformwerkzeugen existieren weitere kontinuierliche Umformverfahren zur Herstellung von Profilen wie beispielsweise das Strangpressen. Das Strangpressen wird weitestgehend zur Fertigung von Leichtbaukomponenten genutzt, da das Verfahren in der Lage ist, komplex verzweigte Profilquerschnittsformen zu realisieren [VOL99]. Es handelt sich hierbei um ein Druckumformverfahren und gehört nach DIN 8583 zur Untergruppe Durchdrücken [DIN03a]. Dabei wird ein erwärmter Block, der von einem Aufnehmer umschlossen ist, mittels Pressstempel durch eine Formmatrize gedrückt, wodurch der austretende Strang die Form der Matrize annimmt [DIE17]. Infolge der Reibung bei hohem Druck im Aufnehmer stellen der Bauteilverschleiß und die Werkzeugstandzeit eine Herausforderung des Verfahrens dar [KIE61]. Das Verfahren setzt eine gute Pressbarkeit des eingesetzten Materials voraus, weshalb Stahlwerkstoffe nur eingeschränkt verwendet werden können und sich das Strangpressen vorwiegend für die Verarbeitung von Aluminium-, Titan- und Magnesiumlegierungen eignet [ITA19]. Die Prozessgeschwindigkeiten konnten bereits auf 5-50 m/min angehoben werden [DIE17], sind damit jedoch der Produktivität von Rollformanlagen [GRO13] unterlegen. Des Weiteren ist die Flexibilität beim Strangpressen aufgrund der rein werkzeuggebundenen Formgebung unzureichend.

Über diverse Entwicklungsstadien hinweg wurde im Rahmen einer Kooperation zwischen dem Institut für Umformtechnik und Umformmaschinen (IFUM) der Leibniz Universität Hannover und dem Institut für Festkörpermechanik der Technischen Universität Dresden mit dem flexiblen Gleitziehbiegen ein Flexibilisierungsansatz entwickelt, der auf matrizenartigen Werkzeugen basiert [ROS09]. Das Gleitziehbiegen ist nach DIN 8586 [DIN03b] definiert als ein

Biegeumformverfahren mit geradliniger Werkzeugbewegung. Im Gegensatz zum Strangpressen handelt es sich beim Gleitziehbiegen aufgrund der Halbzeugart um eine Blechumformung, bei der ein Blechzuschnitt oder Coil mit Hilfe einer Zieheinrichtung durch formgebende Matrizen gezogen wird.

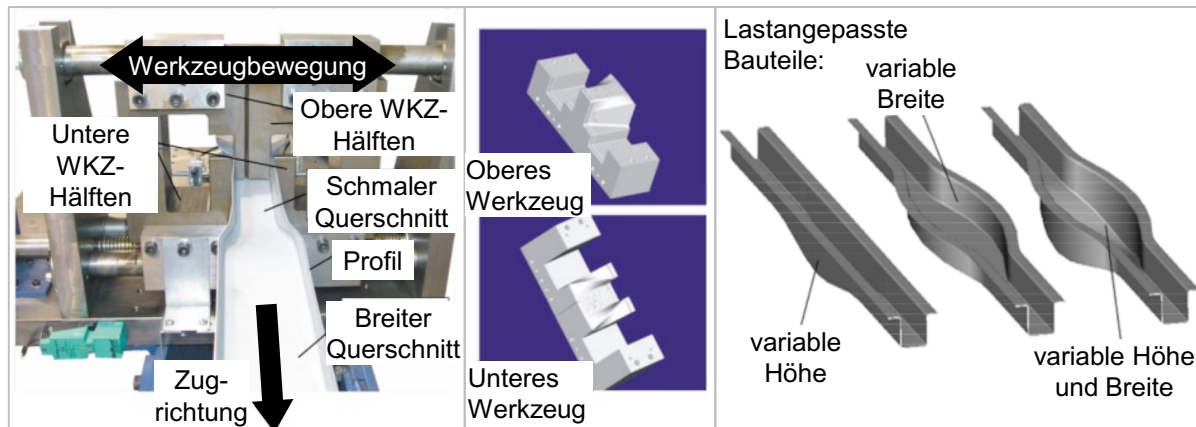


Abbildung 2-12: Flexibles Gleitziehbiegen - Versuchsanlage (links), Werkzeuggeometrie (mittig), theoretisch machbare Zielbauteile (rechts) [ROS09]

Beim flexiblen Gleitziehbiegen werden die Ober- und Untermatrize jeweils zweiteilig ausgeführt, sodass eine Änderung der Werkzeugbreiten und -positionen im Prozess über Keilantriebe möglich ist. Die Versuchsanlage (Abbildung 2-12 links) erlaubt eine Verstellung der Werkzeughälften quer zur Zugrichtung, wodurch offene Hutprofile mit veränderlicher Breite realisiert werden können. Im Vergleich zum konventionellen Gleitziehbiegen wird ein zusätzliches Fehlerbild in Form von Faltenbildung in den Querschnittsübergangszonen beobachtet, die auf zu große Gradienten der Breitenänderung zurückzuführen sind [ROS09]. Es wird angenommen, dass mit dem Verfahrensprinzip breiten- und/oder höhenveränderliche Querschnittsverläufe erzeugt werden können. Die aus den Forschungsarbeiten entstandenen Publikationen stellen jedoch nur die Umsetzung breitenveränderlicher Profile dar. Das Gleitziehbiegen eignet sich aufgrund der geringen Prozessgeschwindigkeit und Werkzeugkosten vorrangig für kleine Stückzahlen und prototypische Untersuchungen. Dadurch stellt es kein Konkurrenzverfahren sondern eine sinnvolle Ergänzung zu anderen Profilierprozessen dar [TU 14].

Um sich die in Kapitel 2.2.1 genannten Vorteile des Rollformens zunutze zu machen, ist die Flexibilitätserhöhung des Verfahrens forschungs- und entwick-

lungsseitig vielseitig vorangetrieben worden. Mit der Einführung des flexiblen Rollformens, in der Literatur auch als flexibles Walzprofilieren bekannt, ist es gelungen, breitenveränderliche Profile durch Implementierung zusätzlicher Werkzeugkinematik zu produzieren [BER12, IST03, ONA08, ZET07]. Die Verfahrenskonzepte haben allesamt gemein, dass die Umformrollen einer gewünschten Breitenkontur der Profilbiegekanten folgen, können sich aber in der Umsetzung der Antriebe unterscheiden [BAC08, BER11, IST03, JIN10, KOS09, LAR11, ONA05]. Für die Abbildung breitenveränderlicher Konturen ist die in Breitenrichtung mittige Aufteilung des Rollformgerüsts auf zwei Gerüsthälften erforderlich, die jeweils einen translatorischen Freiheitsgrad in Quer- richtung und einen rotatorischen Freiheitsgrad um die eigene z-Achse erhalten. Das Ausgangsmaterial ist eine maßgeschneiderte Blechplatte, deren Breitenkontur dem gewünschten Verlauf des finalen Profils entspricht. Im Prozess werden die Schenkel jeweils von einer Gerüsthälfte eines Rollformstichs stufenweise hochgebogen. Während sich das Profil in den Bereichen mit konstantem Querschnitt im Prozess wie beim konventionellen Rollformen verhält, führen die Materialverschiebungen in den Übergangsbereichen zur Ausbildung von Zug- und Druckbereichen in den Schenkeln, insbesondere in der Profilkante (Abbildung 2-13 rechts) [GRO06a, KAS14, WOO19].

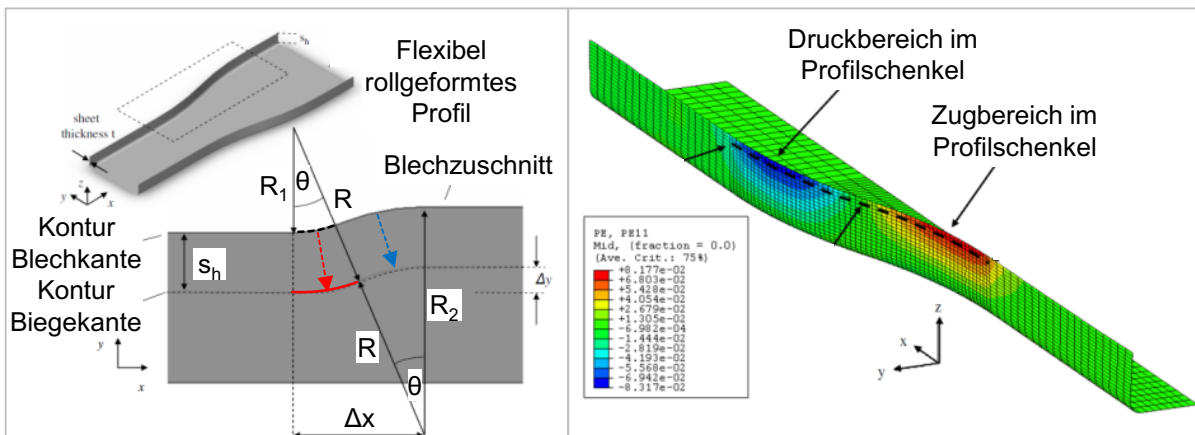


Abbildung 2-13: Charakteristische Dehnungsverteilung im Profilflansch beim flexiblen Rollformen (rechts); Längungen und Stauchungen der Blechkante als Ursache der Dehnungsverteilung (links) [GRO06b]

In den Zugbereichen erfährt die Bandkante eine Dehnung, da aus diesem Abschnitt eine größere Profilkantenlänge entsteht. In den Druckbereichen ist

wiederum eine Stauchung der Bandkante erforderlich, um die Kontur des Zielbauteils abzubilden (Abbildung 2-13 links). Diese Zug- und Druckbereiche führen in kritischen Fällen zu Bauteilversagen in Form von Abweichungen der Profilkontur und Schenkelhöhen sowie Blechausdünnung und Faltenbildung [GRO06b]. Die Ausmaße der vorliegenden Dehnungen werden durch die abgezielte Geometrie des Übergangsbereichs bestimmt. Diese kann durch die signifikanten geometrischen Merkmale Schenkelhöhe  $s_h$ , Blechdicke  $t$ , Konturradius  $R$  und Übergangswinkel  $\theta$  beschrieben werden. Das flexible Rollformen breitenveränderlicher Profile wird bereits von Unternehmen wie STAM Spa [STA10] und ORTIC AB [ORT21] industriell eingesetzt.

Lindgren et al. [LIN09] erweitern mit ihrem Technologiekonzept „3D roll-forming“ den Gestaltungsspielraum lastangepasster Profile durch Hinzunahme des vertikalen Freiheitsgrads. Die Rollenwerkzeuge sind dadurch sowohl in  $y$ - als auch  $z$ -Richtung zueinander positionierbar (Abbildung 2-14 mittig), wodurch Hut-Profile mit gleichzeitig veränderlicher Breiten- und Höhenkontur erzeugt werden können (Abbildung 2-14 rechts). Die Formgebung der Schenkel erfolgt unilateral, was bedeutet, dass die beiden Profilhälften abwechselnd umgeformt werden (Abbildung 2-14 links).

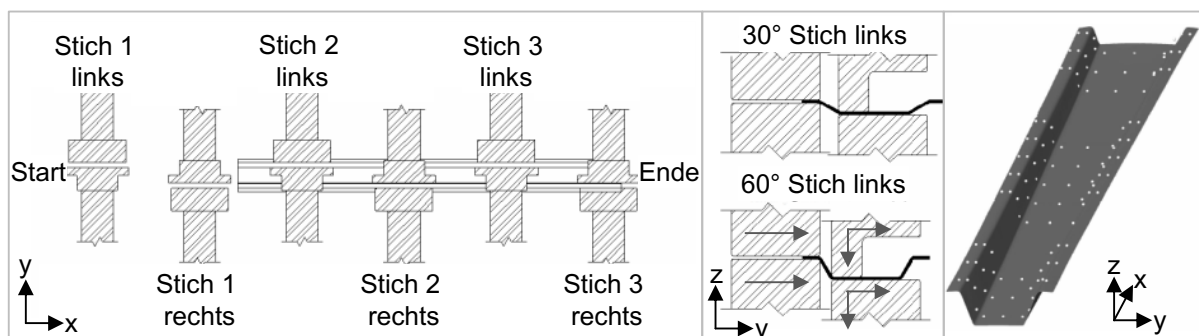


Abbildung 2-14: 3D roll-forming [LIN09] zur Herstellung konischer Breiten- und Höhenverläufe; unilaterale Umformung (links), Freiheitsgrade (mittig), Zielbauteil (rechts)

Das Verfahren ist auf konische Konturverläufe bei gleichbleibender Höhenposition des oberen Profilflanschs beschränkt. Das bedeutet, dass eine lineare Zunahme der Querschnittshöhe mit einer gleichermaßen linearen Abnahme der Querschnittbreite einhergeht. Dadurch ist sichergestellt, dass das Profil eine ähnliche Biegebeanspruchung erfährt wie beim Rollformen, wodurch die Bau-

teilgeometrie eine vergleichbar gute Maßhaltigkeit aufweist wie Profile mit konstantem Querschnitt [LIN09]. Mit diesem Werkzeugkonzept wurden darüber hinaus rein-breitenveränderliche Profile mit einer ähnlichen Kontur wie beim flexiblen Rollformen (Abbildung 2-13) untersucht. Der Vergleich zeigt stärkere Geometrieabweichungen in den nicht-konisch breitenveränderlichen Profilen, die auf eine unterschiedliche Eigenspannungsverteilung aufgrund komplexerer Materialflüsse zurückzuführen sind [LIN09].

Die Übersicht über den Stand der Technik auf dem Gebiet der Produktionsverfahren lastangepasster Profile zeigt, dass zahlreiche Ansätze zur Erhöhung der Flexibilität von Profilierverfahren existieren. Eine kontinuierliche, rollformartige Herstellung von Profilen mit individuell und frei gestaltbaren, höhenveränderlichen Querschnitten ist bis dato nicht realisiert worden. Mit dem Technologiekonzept nach Lindgren [LIN09] scheint dies zwar theoretisch möglich, tiefergehende Untersuchungen sind jedoch bislang nicht erfolgt.

Die Flexibilisierung der Profilierertechnik und die damit verbundene Erhöhung der Freiheitsgrade sowie Instationarität der Prozesszustände haben komplexe Mechanismen im Werkstück zur Folge. Daraus können sich neue Fehlerarten ergeben, welche die Prozess- und Produktauslegung erschweren. Sowohl die experimentelle als auch die numerische Empirie erweisen sich, insbesondere bei flexiblen Profilierverfahren, als sehr zeitintensiv und eignen sich daher nicht als praktikable Auslegungsansätze [GRO06a]. Die üblicherweise großen Bauteilabmessungen beim Profilieren bedingen eine entsprechend hohe Anzahl an Elementen in der Finite-Elemente-Simulation. Die zwar durchaus validen Ergebnisse der Simulationen hinsichtlich der Dehnungen und Profilgeometrie gehen dadurch mit verhältnismäßig hohen Rechenzeiten einher [ALS03, BRU98, GÖR09, LIN05, ZET07]. Mit Hilfe analytischer Methoden lassen sich reale Vorgänge mathematisch in Ersatzmodelle überführen. Analytische Modelle zur Beschreibung von Prozessen oder Prozessgrenzen stellen eine effiziente Alternative dar und gewinnen auch im industriellen Fertigungssektor zunehmend an Bedeutung [VOL19].

## 2.4 Modellierung von Prozessgrenzen in der Umformtechnik

Unsicherheiten in der industriellen Fertigung sowie die Forderung nach engeren Produkttoleranzen bei erhöhtem Zeit- und Kostendruck verlangen nach robusten Prozessen. Diese Trends unterstreichen die Notwendigkeit, den Fortschritt adäquater Ersatzmodelle zur Beschreibung von Prozessen und Prozessgrenzen voranzutreiben [VOL19]. Modelle sind omnipräsent in wissenschaftlichen Untersuchungen sowie in der Entwicklung, Planung, Auslegung und im Betrieb von Fertigungsverfahren und -systemen. Ihre Applikation erstreckt sich auch über den Prozess hinaus bis hin in die Produktentwicklung und den gesamten Produktlebenszyklus [VOL19]. Ersatzmodelle stellen eine realistische Imitation der Realität unter vereinfachten Bedingungen dar. Diese Vereinfachungen sind derart zu wählen, dass sie zulässig sind zur Erreichung eines spezifischen Ziels [ROS05]. Aus diesem Grund hängt die Modellbildung grundsätzlich vom Einsatzzweck des Modells ab [HAN01]. Modelle stellen darüber hinaus die Grundlage digitalisierter Prozesse und Fertigungssysteme dar. Technologien für die Industrie 4.0, wie beispielsweise „augmented reality“ und cyber-physische Systeme, basieren auf geeigneten Modellen, wodurch ihre Relevanz in den vergangenen Jahrzehnten stark angestiegen ist [MON16].

Insbesondere in der Auslegung von Umformprozessen sind Modelle stark verbreitet. Dies ist auf die eingeschränkte Überwachbarkeit der Umformzone während des Prozesses zurückzuführen, wodurch ein Mangel an experimentell erlangten Erkenntnissen über die wirkenden Phänomene herrscht [VOL19]. Wenngleich die stetige Weiterentwicklung der Sensortechnologie die Prozessüberwachung erleichtert und verbessert [CAO19], bleiben experimentelle Untersuchungen häufig kosten- und zeitaufwändig. In der Prozessauslegung haben Modelle die Aufgabe, Analysen und Optimierungsaufgaben zu unterstützen sowie relevante Phänomene zutreffend zu antizipieren [BEH17]. Die Beschreibung der Plastizität in Umformprozessen ist ein Beispiel für eine erfolgreiche Modellierung.

## 2.5 Klassifikation von Modellen

Bellemans et al. [BEL02] präsentieren vier Klassifizierungskriterien für Modelle der Verkehrsregelung, die sich in ihrer allgemeinen Form auf Umformprozesse übertragen lassen. Die Kriterien umfassen die „physikalische Interpretation“ und den „Detailgrad“ sowie die Unterscheidungen zwischen „diskret und kontinuierlich“ als auch zwischen „deterministischen und stochastischen“ Modellen. Volk et al. [VOL19] greifen dies auf und schlagen eine spezifische Klassifikation des Kriteriums der physikalischen Interpretation für Umformprozesse vor.

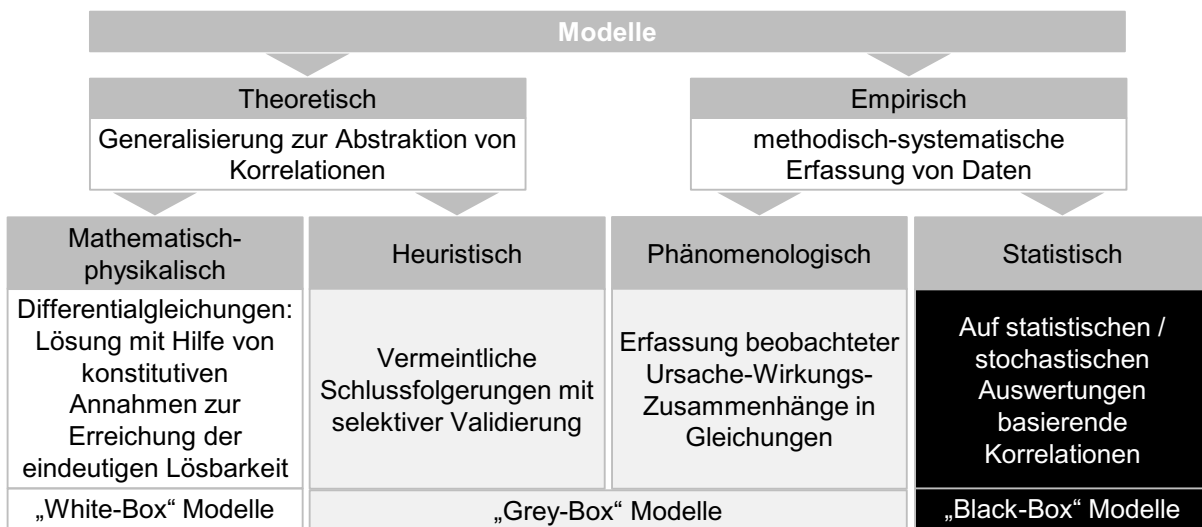


Abbildung 2-15: Klassifikation von Modellen nach ihrer physikalischen Interpretation (nach [VOL19])

Empirische Modelle werden auf Basis gesammelter Daten erstellt, aus denen Korrelationen formuliert werden. Werden diese empirisch ermittelten Korrelationen durch rein-statistische Zusammenhänge in Beziehung gesetzt, spricht man von „Black-Box“ Modellen. Sind die Daten zwar empirisch ermittelt, aber die Korrelationen auch durch physikalische Zusammenhänge beschrieben, ist von „Grey-Box“ Modellen die Rede. Theoretische Modellierungsansätze basieren hingegen auf validen physikalischen Wechselwirkungen. „White Box“ Modelle bedienen sich vollständig physikalisch-mathematischen Grundlagen, während theoretische „Grey-Box“ Modelle durch zusätzliche heuristische Elemente erweitert werden. Diese kompensieren die Defizite eines „White-Box“ Modells, das relevante Phänomene vernachlässigt [VOL19]. Je tiefer die physikalische Interpretation reicht, desto abstrakter kann das Modell gestaltet



werden. Generell gilt, dass der Detailgrad eines Modells zweckabhängig und nur so detailliert wie nötig ist. Mit zunehmendem Grad der Detaillierung steigt die Anzahl an Parametern und folglich die Komplexität, wodurch die Performance des Modells sinkt [VOL19].

## 2.6 Faltenbildung in der Blechumformung

Gängige Fehlerarten in der Blechumformung stellen Ausdünnung, Reißen, Faltenbildung, Verschleiß, geometrische Abweichungen und Eigenspannungen dar [DOE10]. Aufgrund der Relevanz für die vorliegenden Forschungsarbeiten werden im Folgenden die Faltenbildung sowie die bestehenden Modellierungen dieser in verschiedenen Umformprozessen dargestellt.

Die Faltenbildung ist aus funktionalen und ästhetischen Gründen ein üblicherweise unerwünschtes Fehlerbild in umgeformten Blechbauteilen (Abbildung 2-16). Sie kann in der Blechumformung in periodischen Wellen oder knickförmig auftreten. In Sichtbauteilen erzeugen Falten ein mangelhaftes Erscheinungsbild, was beispielsweise in der Außenhaut von Fahrzeugen oder Gebäudefassaden inakzeptabel ist. In Strukturbauteilen beeinflussen sie die geometrische Stabilität. Da die Kanten von Profilen oftmals als Anbindungsstelle für Schweißoperationen oder Dichtungen dienen, können Falten den Verlust von Bauteil- oder Baugruppenfunktionen verursachen. Während des Fertigungsprozesses kann sie sogar zur Beschädigung der Umformwerkzeuge führen [WAN00].

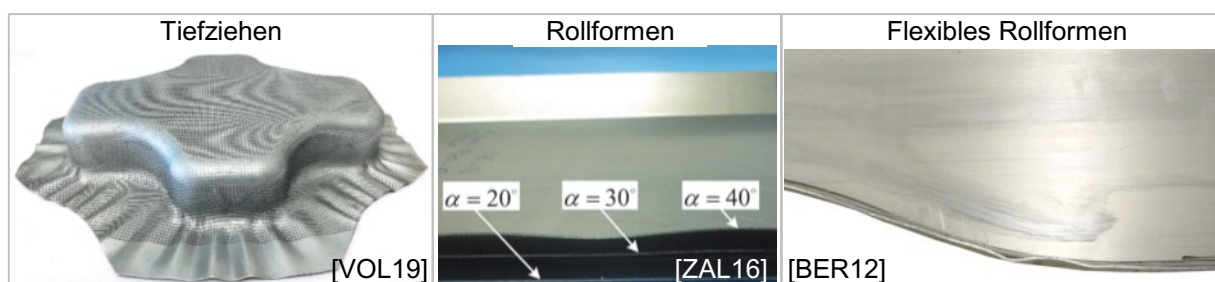


Abbildung 2-16: Faltenbildung beim Tiefziehen [VOL19], Rollformen [ZAL16] und flexiblen Rollformen [BER12]

Die Faltenbildung ist die Folge einer Prozessinstabilität, die durch überhöhte Druckspannungen in der Blechebene entsteht. Die daraus resultierende Aus-

gleichsbewegung erfolgt immer in Normalrichtung zur herrschenden Druckspannung. Im Allgemeinen wird die Entstehung von Falten in Bifurkationspunkten beschrieben, in denen sich die Deformation in der Ebene in eine Deformation außerhalb der Ebene wandelt und von einer anschließenden Biegung begleitet wird [TIM76]. Die Amplitude der Falten kann zwischen 100 Mikrometern [WEI17] bis zu mehreren Zentimetern schwanken und muss abhängig von der Funktion und ästhetischen Anforderungen bewertet werden [VOL19].

Obwohl ein tiefgehendes Verständnis der faltenbildenden Mechanismen vorliegt, ist für eine Prognose der Faltenbildung in der Prozessauslegung eine akkurate Vorhersage der Spannungszustände in Kombination mit einer hinreichenden Repräsentation der Bauteilgeometrie notwendig. Da die Erfüllung dieses Detailgrads aufgrund des erforderlichen Rechenaufwands sehr aufwändig ist, bieten vereinfachte Ersatzmodelle oft eine angemessene Alternative. Diese werden meist in der Prozess- und Bauteilauslegung eingesetzt um den Falteneintritt zu prognostizieren und Maßnahmen zur Vermeidung dieses kritischen Zustands abzuleiten [VOL19].

## **2.7 Ersatzmodelle zur Vorhersage von Faltenbildung**

Modellierungsansätze für die Faltenbildung werden in spannungs-, dehnungs- und energiebasierte Kriterien unterschieden. Diese können weiter in White-, Grey- oder Black-Box Modelle hinsichtlich ihrer physikalischen Interpretation kategorisiert werden. Ausgehend von der allgemeinen Definition in Abbildung 2-15 wird für den spezifischen Fall der Faltenbildung zwischen analytischen (White-Box), halb-analytischen (Grey-Box), numerischen (Grey-Box) und rein-statistischen (Black-Box) Modellen differenziert. Für simple Geometrien und Lastzustände sowie bei vereinfachten Annahmen zum Materialverhalten können analytische Modelle die kritische Beulspannung in kontaktfreien Bereichen als Funktion der Werkstoffeigenschaften, Bauteilgeometrie und Spannungsverhältnisse in der Ebene beschreiben [WAN00]. Empirische Ansätze leiten im Beispiel des Tiefziehens die Prozessgrenzen aus experimentellen Messungen der tangentialen und radialen Dehnungen im Blech ab. Aufgrund der signifikant höheren Anzahl an Einflussparametern [MAG18] ist die Modellierung der

Faltenbildung bislang weniger fortgeschritten als beispielsweise die Modelle der Rissbildung oder Ausdünnung. Die zusätzlich komplexen Wechselwirkungen zwischen den Parametern lassen bis dato nur eine prozess- und bauteil-spezifische Beschreibung der Faltenbildung zu. Ein allgemeingültiges Kriterium zur Vorhersage der Falteninitiierung existiert bisher nicht [SAX10].

### **2.7.1 Modelle zur Vorhersage der Faltenbildung beim Tiefziehen**

Bei der Herstellung von Blechbauteilen ist das Tiefziehen ein weit verbreitetes Verfahren im Bauwesen, Automobilbau sowie in der Luft- und Raumfahrt und Elektrotechnik [SAX10]. Beim Tiefziehen wird ein ebener Blechzuschnitt, der üblicherweise von einem Niederhalter unterstützt wird, von einem Stempel unter radialen Zugspannungen in oder durch ein Gesenk forciert, das die finale Geometrie des Bauteils abbildet [SEN56]. Dabei wird der größere Umfang der Blechrunde in den kleineren Umfang der Zielgeometrie gezwungen, wodurch tangentielle Druckspannungen entstehen, die bei Überschreitung der Prozessgrenze ursächlich für Faltenbildung im Flansch sind [SIE15]. Die Faltenbildung stellt einen der wichtigsten Versagensfälle beim Tiefziehen dar und wirkt sich signifikant auf die Bauteilqualität und den Werkzeugverschleiß aus.

Frühe White-Box Ansätze zur Beschreibung der Faltenbildung basieren auf der Energiemethode [TIM12]. In der Energiemethode wird für das System eine ausgelenkte Form angenommen und die auf die kleine Auslenkung bezogenen Komponentengrößen der potentiellen Energie werden ausgewertet. Solange die Gesamtenergie, die zur Wiederherstellung des Ausgangszustands führt, größer ist als die Energie, die durch die verschiebenden Kräfte verursacht wird, bleibt das System stabil. Die Gleichsetzung der beiden Energiewerte ergibt die kritische Bedingung [SEN56]. Die Arbeiten von Geckeler [GEC28], Senior [SEN56], Esser et al. [ESS40] und Baldwin et al. [BAL47] wenden die Energiemethode auf eine vereinfachte Annahme der Faltenbildung als eindimensionales Problem an. Dabei wird der Flansch eines rotationssymmetrischen Tiefziehbauteils als unendlich langer Blechstreifen angenommen. Yu et al. [YU82, YU86] und Zhang et al. [ZHA88] übertragen den Energieansatz auf eine zweidimensionale Modellierung des Flansches als ringförmige Ebene, die mit einer uniformen Zugspannung an der Innenkante beaufschlagt wird.

Neben der Energiemethode basieren zahlreiche Modelle auf der Stabilitätstheorie nach Hill [HIL58], Hutchinson [HUT74], Riks [RIK79] und Tomita [TOM94]. Die Ansätze besagen, dass bei einer bestimmten Grenzlast die Gleichungen eines Problems zwei Lösungen besitzen. Die Instabilität der primären Lösung ruft die bifurkierte Lösung hervor. Für Tiefziehprobleme stellt der Erhalt des ebenen Flanschzustands die primäre Lösung und das Beulen oder die Faltenbildung die bifurkierte Lösung dar. Auf diesem sogenannten Bifurkationskriterium basieren zahlreiche Modellierungsansätze [CHU01, COR02, KIM03b, KIM01, KIM00, KLE04].

Rein numerische Grey-Box Ansätze beruhen auf typischen Beulanalysen [WON06] oder der Identifikation des Bifurkationspunktes [TSC03] als Beginn der Instabilität im Verschiebungsfeld. Havranek [HAV75] stellt mit der Einführung der „wrinkling-limit curve“ (WLC) ein experimentell ermitteltes, phänomenologisches Grey-Box Modell vor. Die WLC basiert auf in standardisierten Tests gemessenen tangentialen und radialen Dehnungen in ungestützten Bereichen eines konischen Napfs und ähnelt dem Konzept der Grenzformänderungskurve („forming limit curve“ = FLC).

### **2.7.2 Modell zur Beschreibung der Eiformzone beim Rollformen**

Zahlreiche Arbeiten beschäftigen sich mit der theoretischen Betrachtung des konventionellen Rollformens [BHA84a, KAT63, KIU71, PAN94]. Die Faltenbildung beim Rollformen ist auf überhöhte Dehnungen in der Bandkante zwischen zwei Umformstufen zurückzuführen. Wird die Streckgrenze dabei überschritten, führt der Rückgang der im Prozess gedehnten Bandkantenlänge  $L^*$  auf die Ausgangslänge  $L$  nach dem Umformstich zur Faltenbildung. Während diese kritische Bedingung verhältnismäßig einfach zu formulieren ist, liegt die Herausforderung in der Ermittlung von  $L$  und  $L^*$ . Diese beiden Längen bilden gemeinsam mit der Schenkelhöhe  $s_h$  und dem Biegewinkelinkrement  $\Delta\alpha_B$  die geometrischen Merkmale der Eiformzone (Abbildung 2-17) [ZET07]. Der mathematische Ansatz zu Beschreibung der Eiformzone nach Bhattacharyya et al. [BHA84b] beruht auf der Voraussetzung, dass der Flansch sich während der Eiformung gemäß der minimalen plastischen Formänderung ausbildet, d. h. die minimal mögliche plastische Arbeit verrichtet wird.

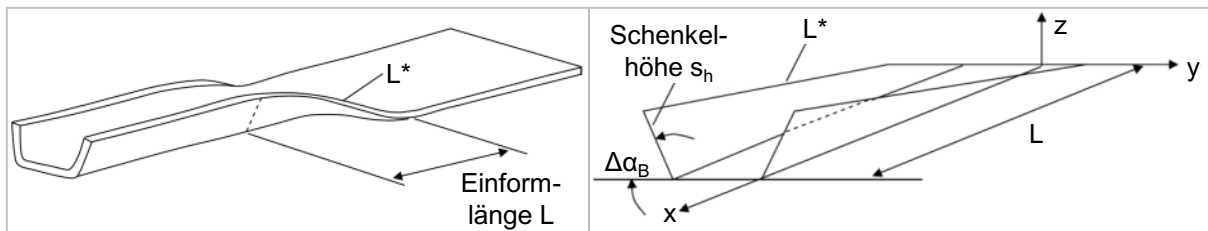


Abbildung 2-17: Schematische Darstellung der Einformzone und -längen (links) und der geometrischen Merkmale (rechts) [ZET07]

Die gesamte plastische Arbeit  $W_{ges}$  des Umformstichs resultiert aus der Integration der Summe aus der plastischen Arbeit durch Biegung  $W_B$  und der plastischen Arbeit durch Längsdehnung  $W_L$  pro Längeneinheit.

$$W_{ges} = \int_0^L (W_B + W_L) dx \quad (2.1)$$

$$\text{mit } W_B = \frac{1}{4} k_f t^2 \alpha_B \text{ und } W_L = \frac{1}{6} k_f s_h^3 t \left( \frac{d\alpha_B}{dx} \right)^2 \quad (2.2)$$

Als Biegewinkelverlauf  $\alpha_B(x)$  über der Einformlänge  $L$ , die die gesamte plastische Arbeit  $W_{ges}$  minimiert, ergibt sich dadurch:

$$\alpha_B(x) = \frac{3t}{8s_h^3} x^2 + Ax + B \quad (2.3)$$

Mit Hilfe der Randbedingungen  $\alpha_B(x) = 0$  und  $\alpha_B(L) = \alpha_B$  ergibt sich die Gleichung zur Berechnung der Einformlänge  $L$  in Abhängigkeit des Biegewinkelinkrements  $\Delta\alpha_B$ , der Schenkelhöhe  $s_h$  und der Blechdicke  $t$ :

$$L = \sqrt{\frac{8s_h^3 \Delta\alpha_B}{3t}} \quad (2.4)$$

Die prozessbedingten Längsdehnungen errechnen sich aus dem Verhältnis der Einformlänge  $L$  zur gedehnten Bandkantenlänge  $L^*$ :

$$\varepsilon = \frac{L^* - L}{L} \quad (2.5)$$

Das rein geometriebasierte Ersatzmodell zeigte trotz Vernachlässigung der Werkstoffeigenschaften mit einem Fehler von maximal 6 % eine gute Überein-

stimmung mit den experimentellen Untersuchungen mit Stahl und Aluminium [BHA84b].

### 2.7.3 Modell zur Vorhersage der Faltenbildung beim flexiblen Rollformen

Wie in Kapitel 2.3.4 beschrieben ist zur Einförmung konvexer Konturbereiche beim flexiblen Rollformen eine Stauchung der Schenkel, insbesondere der Bandkante, unvermeidlich (Abbildung 2-18 links). Die daraus resultierenden Längsdruckspannungen führen bei ungünstiger Prozess- und Bauteilauslegung zur Faltenbildung in diesen Zonen [ZET07].

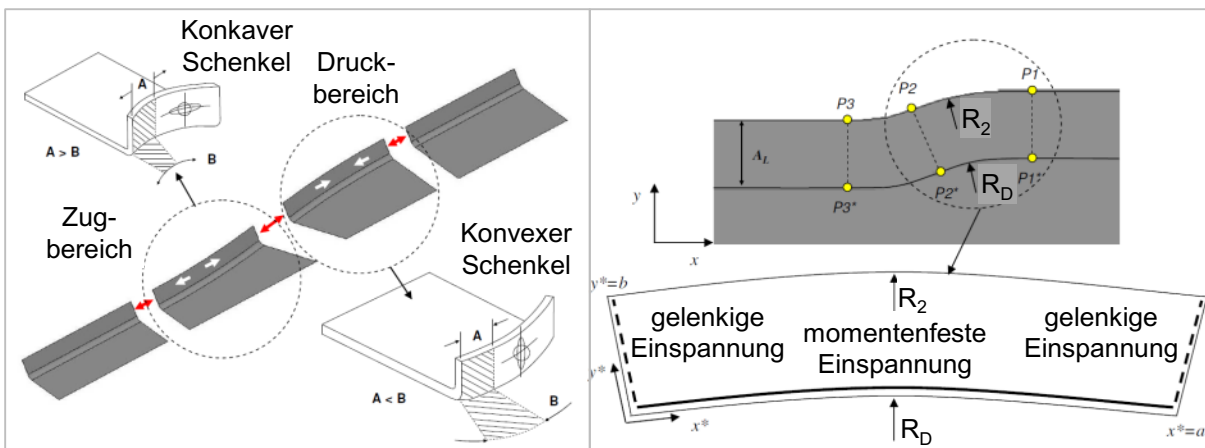


Abbildung 2-18: Entstehung von Drucklängsspannungen im konvexen Schenkelbereich durch Verringerung der Bogenlänge (links) und Randbedingungen der Modellbildung (rechts) [ZET07]

Nach Groche et al. [GRO11] lautet die Bedingung für eine faltenfreie Umformung, dass die prozessbedingten Spannungen im Profilschenkel  $\sigma_{ps}$  während der Umformung eine kritische Spannung  $\sigma_{krit}$  nicht überschreiten dürfen:

$$\sigma_{krit} > \sigma_{ps} \quad (2.6)$$

Die kritische Grenzspannung des Kriteriums wird durch eine halbempirisch hergeleitete Formel (2.7) berechnet, welche die Geometrie des Flanschs (Blechdicke  $t$  und Schenkelbreite  $s_h$ ), das Elastizitätsmodul  $E$ , die Poissonzahl  $\nu$  sowie die Last- und Randbedingungen in der Druckzone des Profilschenkels berücksichtigt. Die Berechnungsformel basiert auf dem grundlegenden Ansatz von Euler für das Knickverhalten von belasteten Platten [KOL58].

$$\sigma_{krit} = k \cdot \sigma_{Euler} = k \cdot \frac{\pi^2}{12} \cdot \frac{E}{1 - \vartheta^2} \cdot \frac{t^2}{s_h^2} \quad (2.7)$$

Die Spannungsformulierung nach Euler wurde durch einen Beulfaktor  $k$  erweitert, der die prozessspezifischen Randbedingungen (Abbildung 2-18 rechts), Krümmungen des Plattenelements sowie die Lastverhältnisse und sonstige Auswirkungen des Eiformprozesses berücksichtigt. Der fallabhängige Beulfaktor  $k$  wird mit Hilfe eines halbempirischen Vorgehens ermittelt.

Der kritischen Spannung wird die maximale resultierende Spannung im Profilschenkel (an der Bandkante)  $\sigma_{ps}$  gegenüber gestellt. Die Spannung wird über die geometrisch bedingte äquivalente plastische Formänderung  $\varphi_{analytisch}$  in der Druckzone ermittelt, die sich analytisch approximieren lässt durch:

$$\varphi_{analytisch} = \ln \left( \frac{R}{R_2} \right) \quad (2.8)$$

Dabei steht gemäß Abbildung 2-13  $R$  für den Konturradius der Bandkante im Profil nach der Umformung und  $R_2$  für den Konturradius des Zuschnitts in der Druckzone. Um vom analytisch berechneten einachsigen Umformgrad  $\varphi_{analytisch}$  auf den tatsächlichen Vergleichsumformgrad  $\varphi_v$  zu schließen, ist die Abbildung des mehrachsigen Dehnungszustands durch den eingeführten Scherausgleichsfaktor  $\kappa$  erforderlich:

$$\varphi_v = \kappa \cdot \varphi_{analytisch} = \kappa \cdot \ln \left( \frac{R}{R_2} \right) \quad (2.9)$$

Der Scherausgleichsfaktor berücksichtigt das materialspezifische Verhältnis zwischen analytischer und real vorliegender Dehnung. Diese unterscheiden sich aufgrund von Scherwirkungen entlang des Profilschenkels sowie Interaktionen zwischen Zug- und Druckbereich. Dieser Zusammenhang sowie die zusätzlichen Einflüsse der Schenkelhöhe und des Konturradius auf den Scherausgleichsfaktor  $\kappa$  werden empirisch mittels numerischer Untersuchungen bestimmt. Unter Verwendung des Spannungs-Dehnungs-Diagramms  $k_f(\varphi)$  lässt sich mit Hilfe des Umformgrads  $\varphi_v$  die zugehörige vorliegende Vergleichsspannung  $\sigma_{ps}$  ermitteln:

$$\sigma_{ps} = k_f(\varphi_v) \quad (2.10)$$

Der Vergleich der Spannungswerte  $\sigma_{krit}$  und  $\sigma_{ps}$  gibt Aufschluss über die Machbarkeit eines Zielprofils ohne Instabilitäten im Prozess.

## 2.8 Flexibles Rollsicken

Das flexible Rollsicken ist ein im Rahmen eines DFG-Vorhabens am Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen (PtU) entwickeltes, kontinuierliches Profilierverfahren zur flexiblen Fertigung von Profilen mit höhenveränderlichem Querschnitt [E1]. Im Folgenden werden das Funktionsprinzip des flexiblen Rollsickens und das aus vorangegangenen Arbeiten entstandene Werkzeugsystem sowie der prozessbezogene Stand der Forschung dargestellt.

### 2.8.1 Zielgeometrie des höhenveränderlichen Profils

Das Zielbauteil beim flexiblen Rollsicken ist ein offenes Hutprofil, dessen Querschnittsgeometrie in Längsrichtung eine individuell variable Profilgrundtiefe bzw. -höhe  $h_p(x)$  besitzt. Das höhenveränderliche Profil ist längssymmetrisch zur x-z-Ebene, weshalb in Abbildung 2-19 die charakteristischen Geometriegrößen des Profilquerschnitts anhand einer Querschnittshälfte dargestellt werden. Der Querschnitt lässt sich in die drei Bereiche Profilgrund bzw. -boden, Profilschenkel und Profilflansch, der von der Bandkante abgeschlossen wird, unterteilen (Abbildung 2-19 b). Diese Bereiche sind durch die obere und untere Biegekante voneinander getrennt. Die Biegeradien  $r_o$  und  $r_u$  sind durch die Umformwerkzeuge vorgegeben. Die veränderliche Profiltiefe  $h_p(x)$  und die Profildbreite  $b_p$  bestimmen den lokalen Biegewinkel  $\alpha$  sowie die Schenkellänge  $l_s$  (Abbildung 2-19 d). Die Flanschbreite  $b_f$  hängt von der Breite des Ausgangsblechs ab. Der Längsschnitt entlang der Symmetrieebene ergibt den variablen Profilgrundverlauf, der aus dem Blechanfang und -ende, dem Einlaufbereich, dem ebenen Profilgrund und der Auslaufzone besteht (Abbildung 2-19 c). Die Bereiche am Blechanfang und -ende werden nicht umgeformt, sondern sind bedingt durch das Konzept der prototypischen Versuchsanlage, auf die in Kapitel 2.8.3 eingegangen wird, erforderlich für den Prozess. Im Einlaufbereich findet der Übergang der Profilhöhe statt, der durch eine lineare Steigung zwi-



schen zwei Übergangsradien  $R_h$  abgebildet wird. Der Auslaufbereich hat einen entsprechend inversen Verlauf. Zwischen der Ein- und Auslaufzone befindet sich ein ebener Bereich mit konstanter maximaler Profiltiefe.

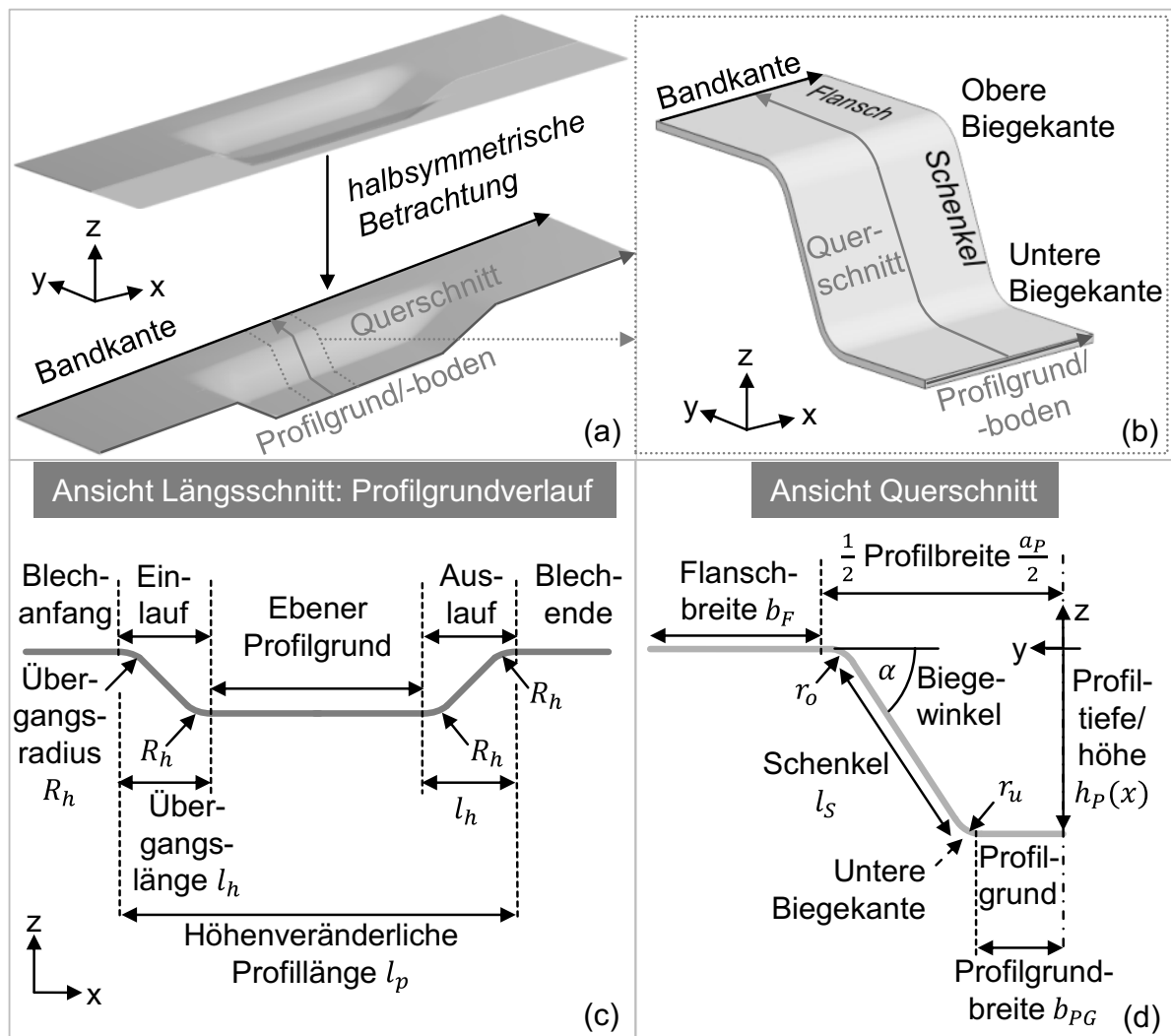


Abbildung 2-19: (a) Zielbauteil beim flexiblen Rollsicken; (b) relevante Pfade des Zielprofils, dargestellt in der Detailansicht des halben Profilquerschnitts; (c) geometrische Parameter des Profilgrundverlaufs; (d) geometrische Parameter des Profilquerschnitts

Die Form des Profilgrundverlaufs wird definiert durch die Gesamtlänge des höhenveränderlichen Profils  $l_p$ , die Übergangslänge  $l_h$  des Ein- und Auslaufs und der maximalen Profiltiefe  $h_{p,max}$ . Aus der Differenz zwischen der gesamten höhenveränderlichen Profillänge und den Übergangslängen ergibt sich die Länge des ebenen Profilabschnitts.

## 2.8.2 Funktionsprinzip des flexiblen Rollsickens

Das flexible Rollsicken ist ein kontinuierliches Umformverfahren, das ausgehend von ebenen Blechplatten, Blechstreifen oder Coils Hutprofile mit höhenveränderlichem Querschnittverlauf herstellt, wie in Kapitel 2.8.1 dargestellt. Die Formgebung kann, abhängig von der Zielgeometrie und Prozessgrenzen, in einer Umformstufe oder inkrementell in multiplen Stichen erfolgen. Während des Prozesses wird das Blechmaterial mit konstanter Vorschubgeschwindigkeit in und durch das flexible Werkzeugsystem befördert (Abbildung 2-20 a).

Das Werkzeugsystem besteht aus einer oberen Umformrolle (Oberrolle) und einer unteren Umformrolle (Unterrolle) sowie den Niederhalterrollen. Die Niederhalterrollen sind seitlich symmetrisch ausgeführt und haben somit den gleichen Abstand zur Profilmittle. Jede Niederhalterbaugruppe besteht aus fünf Niederhalterrollen-Paaren. Der Spalt zwischen den oberen und unteren Niederhalterrollen kann beim Rüsten auf die vorliegende Blechdicke angepasst werden (Abbildung 2-20 b) und die Einstellung des Abstandes zwischen den Niederhaltergruppen in Querrichtung (Abbildung 2-20 d) bestimmt die Profildicke  $a_p$  (Abbildung 2-19 d). Die Formkontur der unteren Niederhalter bestimmt den oberen werkzeuggebundenen Biegeradius  $r_o$ . Während der Umformung bleiben die Niederhalterrollen ortsfest und halten den Flansch des Hutprofils vertikal auf dem Nullniveau, also der Ausgangshöhe.

Der höhenveränderliche Verlauf des Profilquerschnitts, bzw. des Profilgrunds, wird durch die Oberrolle eingebracht. Diese besitzt einen vertikalen Freiheitsgrad, der die Implementierung individueller Steuerkurven erlaubt. Die werkzeugabhängige Profilgrundbreite  $b_{pG}$  und der untere Biegeradius  $r_u$  (Abbildung 2-19 d) werden durch die Kontur der Oberrolle vorgegeben.

Die Unterrolle hat zur Verbesserung der Form- und Maßhaltigkeit des Profilgrundverlaufs eine abstützende Funktion auf der Profilunterseite. Um auch in den Höhenübergangsbereichen zu gewährleisten, dass beide Umformrollen orthogonal auf den Profilgrundflächen der Kontaktstelle aufliegen, ist neben dem vertikalen auch ein horizontaler Freiheitsgrad der Unterrolle in Vorschubrichtung vorzusehen (Abbildung 2-20 c). [E5]

Die variable Formgebung des veränderlichen Profilquerschnitts ergibt sich aus der flexiblen Positionierung der Umformwerkzeuge zueinander im Prozess. Um dabei eine Blechverdünnung zu vermeiden oder innerhalb tolerierbarer Grenzen sicherzustellen, ist anzustreben, dass das zur Erreichung des gewünschten Querschnitts erforderliche Material durch seitliches Nachfließen aus dem Profilflansch bereitgestellt wird. Dies wird als „seitlicher Materialeinzug“ oder „Bandeinzug“ bezeichnet.

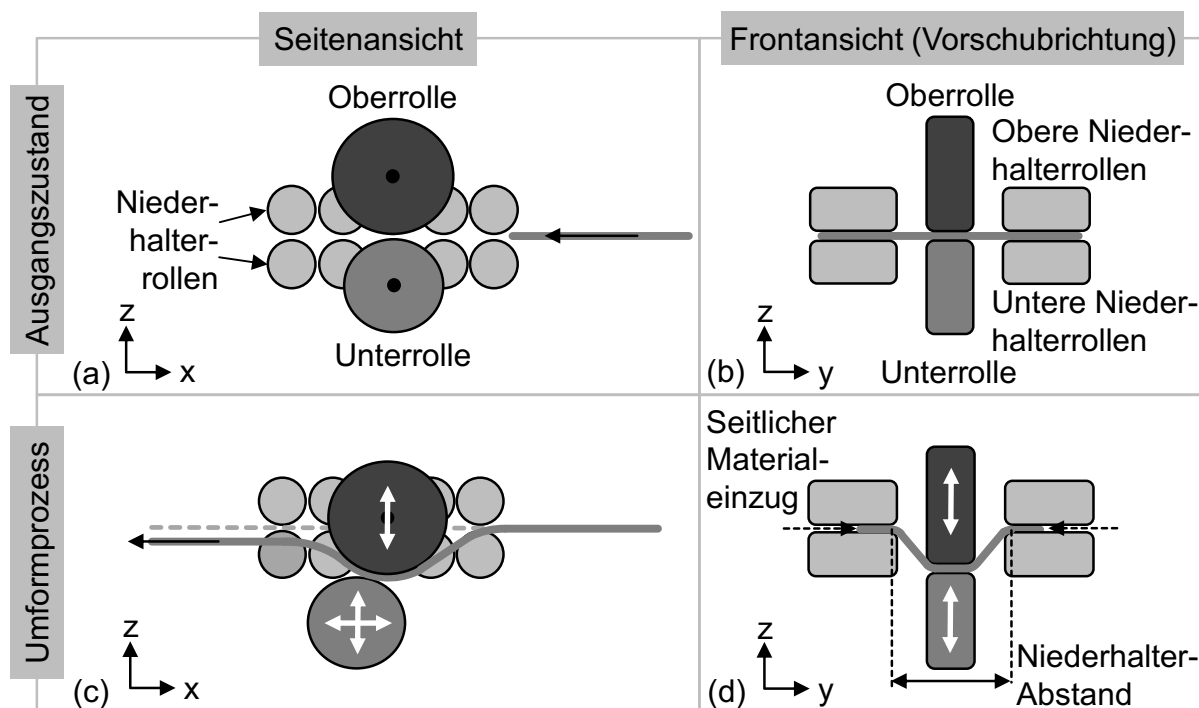


Abbildung 2-20: Funktionsprinzip des flexiblen Rollsickens in der Seiten- und Frontansicht und Werkzeugfreiheitsgrade während des Umformprozesses

Bezeichnend für Leichtbauprofile mit veränderlichem Querschnitt ist der gleichermaßen in Längsrichtung variable Materialbedarf, der von den lokalen Querschnittsabmessungen abhängt. In bisherigen flexiblen Profilierverfahren werden taillierte Blechzuschnitte mit zielgeometrieabhängiger Breitenkontur eingesetzt [SED17, ZET07]. Beim flexiblen Rollsicken können ebenfalls maßgeschneiderte Blechplatinen, die den variablen Materialeinzug berücksichtigen, verwendet werden. Alternativ kann durch Besäumen des finalen Profils überstehendes Material an den Außenkanten abgetrennt werden.

### 2.8.3 Verfahrensrealisierung: Versuchsanlage

Die Umsetzung des flexiblen Rollsickens im Laborumfeld erfolgt durch Integration eines Werkzeugsystems in eine Servomotorpresse. Das Werkzeugsystem ist in Ständerbauweise als eine Zusammensetzung aus drei Rollengerüsten ausgeführt (Abbildung 2-21): (a) das Umformgerüst, (b) ein Antriebsgerüst und (c) ein Führungsgerüst. Die Servomotorpresse verfügt neben dem Pressentisch und dem Pressenstößel über ein Ziehkissen. Die Bewegungen des Stößels und des Ziehkissens können kraft- und weggesteuert programmiert werden. Der weggesteuerte Betrieb ist dabei relevant für die Verfahrensrealisierung. Der Pressenstößel wird durch vier Rollengewindetriebe bewegt, die von Servomotoren mit elektronischer Gleichlaufsteuerung angetrieben werden. Dies gewährleistet eine ständige Parallelität zum Pressentisch.

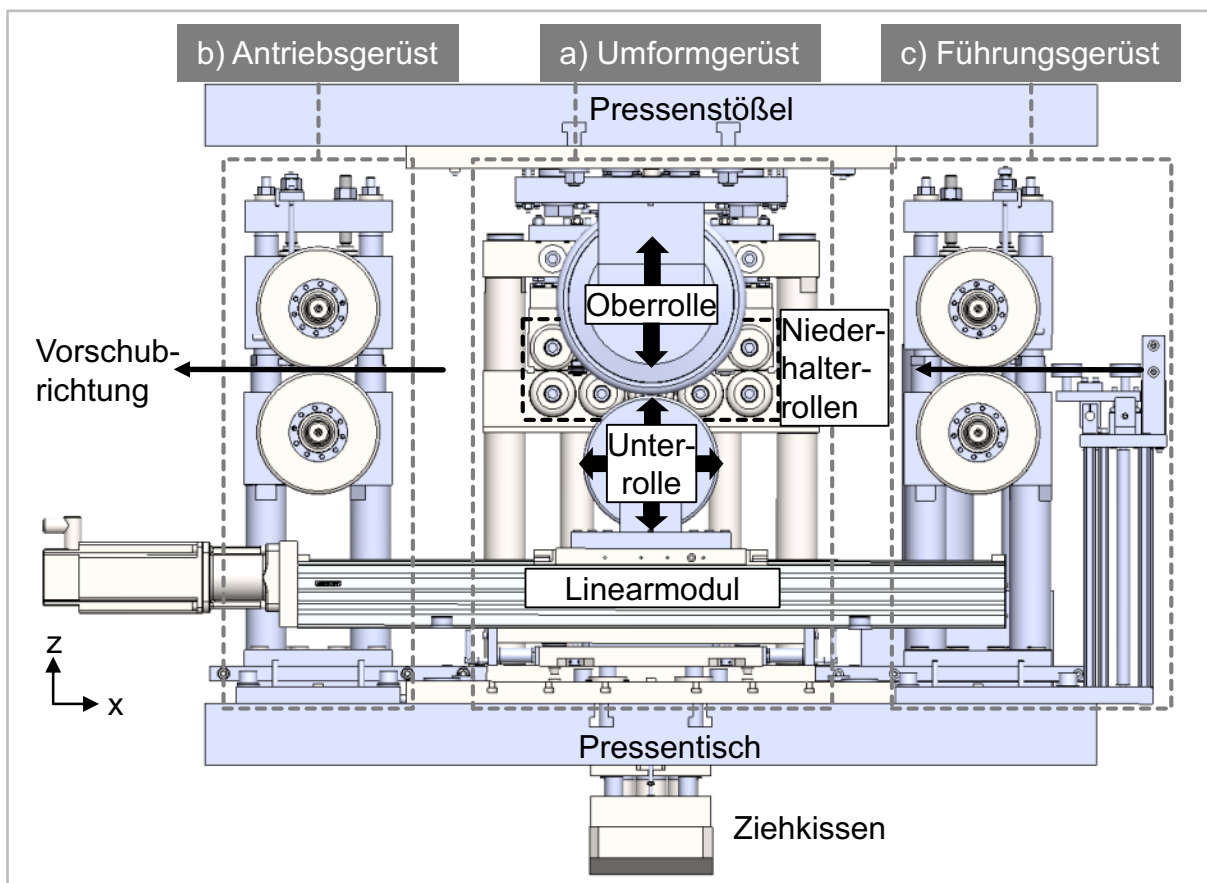


Abbildung 2-21: CAD-Konstruktion der prototypischen Versuchsanlage zum flexiblen Rollsicken (in Anlehnung an [E1])

Das Umformgerüst beinhaltet die in Kapitel 2.8.2 beschriebenen Umformwerkzeuge und ist in ein Ober- und Unterwerkzeug aufgeteilt. Das Oberwerkzeug trägt die obere Umformrolle und wird am Pressenstößel montiert, dessen weggesteuerte Vertikalbewegung den Freiheitsgrad (Zustellung oder „Stichtiefe“) der Oberrolle abbildet. Die Oberrollenkontur erzeugt einen unteren Biegeradius  $r_u$  von 6 mm und eine Profilgrundbreite  $b_{PG}$  von 24 mm (Abbildung 2-22).

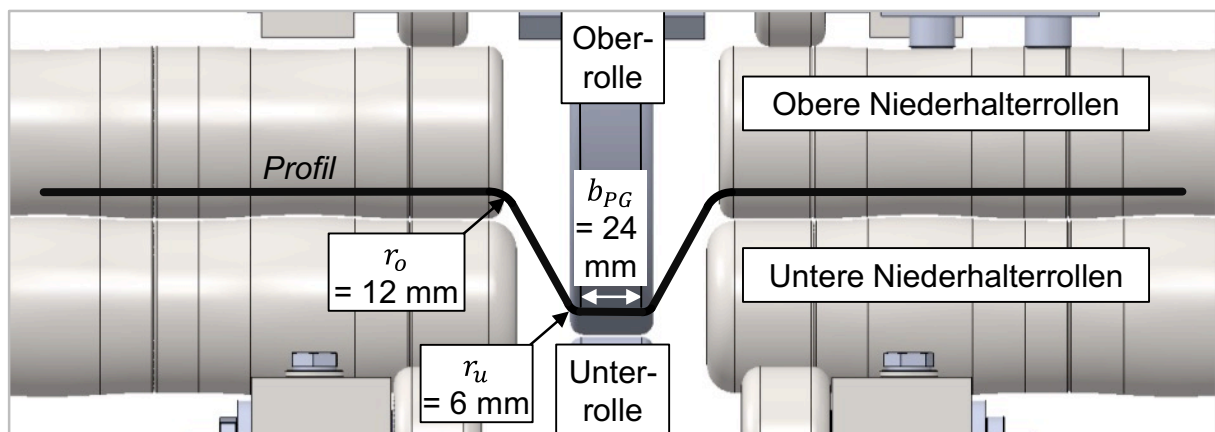


Abbildung 2-22: Werkzeugabhängige geometrische Bauteilparameter

Das Unterwerkzeug des Umformgerüsts umfasst die beidseitigen Niederhalterständer und die Unterrollenbaugruppe. Die Niederhalterständer sind in Nuten geführt, wodurch eine manuelle Einstellung des Abstands der beiden Ständer zueinander (y-Richtung) durch Gewindespindeln ermöglicht wird. Der Konturradius der unteren Niederhalterrollen und somit der obere Biegeradius  $r_o$  betragen 12 mm (Abbildung 2-22). Die Unterrollenbaugruppe wird auf das Ziehkissen abgelassen, das den weggesteuerten vertikalen Freiheitsgrad der Unterrolle einbringt. Zusätzlich ist die Unterrolle auf dem Schlitten einer Linearachse montiert, die den horizontalen Freiheitsgrad in Längsrichtung (x-Richtung) liefert. Die Ober- und Unterrolle sind drehend gelagert und werden nicht rotatorisch angetrieben. Im Antriebsgerüst sind auf einer oberen und unteren Welle jeweils vier Antriebsrollen gelagert. Die Rollenpaare können axial auf der Welle verstellt werden, um sich variierenden Blech- und Profildbreiten anzupassen. Die Wellen werden über einen Drehstrommotor angetrieben und bringen den Blechvorschub über Reibschluss ein. Die dadurch in der Prototypanlage realisierbare Vorschubgeschwindigkeit ist stufenlos einstellbar bis

maximal 54,3 mm/s ( $\cong$  3,26 m/min). Der Spalt zwischen den oberen und unteren Antriebsrollen kann im Rüstvorgang an wechselnde Blechdicken angepasst werden. Das Blech wird durch das Führungsgerüst eingeführt, wo es vertikal durch auf Wellen drehend gelagerte Rollenpaare und horizontal durch zusätzliche Führungsrollen ausgerichtet wird. Die Positionen der horizontalen Führungsrollen können manuell über Feingewindespindeln auf die vorliegende Blechbreite angepasst werden.

Im Versuchsablauf wird das Blech zunächst über das Führungsgerüst bis zum Kontakt mit den Antriebsrollen manuell eingeführt. Anschließend wird das Bauteil durch die Antriebsrollen weiterbefördert, bis die Vorderkante des Blechs einen induktiven Näherungsschalter auslöst, der den Vorschub stoppt. Dadurch wird eine wiederholgenaue Ausgangspositionierung der Probe für den anschließenden Umformprozess sichergestellt. Die Bewegungskurven der Umformwerkzeuge werden aus der herzustellenden Zielgeometrie des Profilgrunds abgeleitet und auf die Freiheitsgrade aufgeteilt. Die Bewegungskurve der Oberrolle und die vertikale Komponente der Unterrollenbewegung werden in die Pressensteuerung und der horizontale Anteil der Unterrollenkurve in die Steuerung des Linearmoduls importiert. Die beiden Steuerungen kommunizieren nicht direkt, sondern werden, wie im Folgenden beschrieben, im Prozess synchronisiert. Der Umformprozess wird durch die Einleitung der Pressenbewegungen initiiert, wodurch Stößel und Ziehkissen ihre Steuerkurven ausführen. Bei definierten Zustelltiefen des Stößels werden weitere im Werkzeugsystem integrierte induktive Endschalter betätigt, die den Blechvorschub und die Bewegung der Linearachse auslösen. Die entstehenden Totzeiten bis zu den Endschalterpositionen sind in der Berechnung der Steuerkurven berücksichtigt. Zur Durchführung eventueller, weiterer Umformstiche wird das Bauteil erneut auf der Führungsseite eingeführt und der beschriebene Ablauf mit den neuen Bewegungskurven wiederholt. In der industriellen Umsetzung des Verfahrens ist eine serielle Anordnung mehrerer Gerüste denkbar, um das manuelle Bauteilhandling zwischen den Umformstufen zu umgehen. Darüber hinaus stellt die Nutzung der vorliegenden Servomotorpresse für die Werkzeugkinematik lediglich eine praktische Methode für die Verfahrensuntersuchungen im Laborumfeld dar. Bei einer industriellen Anwendung kann auf deutlich kostengünstigere Antriebstechnik ausgewichen werden.

## 3 Motivation, Zielsetzung und Vorgehensweise

### 3.1 Motivation

Die einleitend beschriebene steigende Nachfrage nach Produktionsflexibilität aufgrund zunehmender Produktdiversität und der Bedarf an gewichtsreduzierten Bauteilen mit hoher spezifischer Festigkeit haben eine branchenübergreifende Relevanz. Im Bauwesen spielt der Leichtbaugedanke eine untergeordnete Rolle im Vergleich zu ästhetischen Attributen. Die Individualität von Gebäuden, insbesondere in der Fassadengestaltung, geht mit einer hohen Komponentenvielfalt bei gleichzeitig geringen Produktionsmengen einher. Die Budapest Arena ist beispielweise mit rund 4700 verschieden geformten Paneelen und Profilen bedeckt [LIN09]. Geschwungene Konturen und das Wechselspiel aus Höhen und Tiefen verleihen dem Erscheinungsbild einen modernen und gefragten 3D-Look.

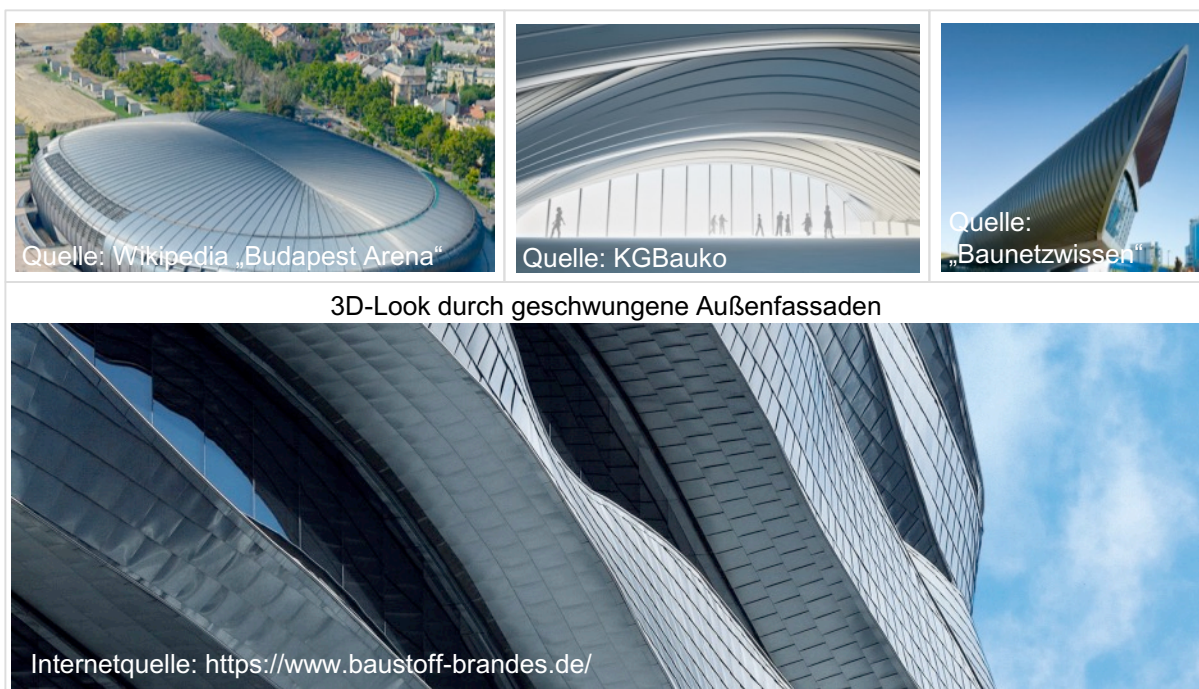


Abbildung 3-1: Profil- und Panel-basierte Außenfassaden im Gebäudebau

Die Automobil-Entwicklung hingegen sieht sich mit vielseitigen Herausforderungen und Zielkonflikten konfrontiert. Die marktseitigen Erwartungen fordern stetige Gewichtsreduzierungen zur Minderung des Kraftstoffverbrauchs bei gleichzeitig steigenden Sicherheitsanforderungen und Komfortansprüchen. Die wiederum damit verbundene Gewichtszunahme lässt sich bislang durch die Fortschritte in der Reduktion des Fahrzeuggesamtgewichts nicht kompensieren. Dies führt dazu, dass sich das Gewicht von PKW weiter erhöht (Abbildung 3-2), was bei einer Zunahme von je 100 kg zu einem Kraftstoffmehrverbrauch von ca. 0,3 bis 0,4 l pro 100 km führt [BUC07]. Die Maßnahmen zur Gewichtseinsparung konzentrieren sich auf die Bereiche Karosserie und Fahrwerk, die gemeinsam etwa die Hälfte des Gesamtgewichts einnehmen (Abbildung 3-2). Durch die profilintensive Bauweise mit flexiblen Profilieretechnologien kann nachweislich eine signifikante Verringerung der Einzelkomponenten einer Karosseriestruktur erreicht werden [PAT02].

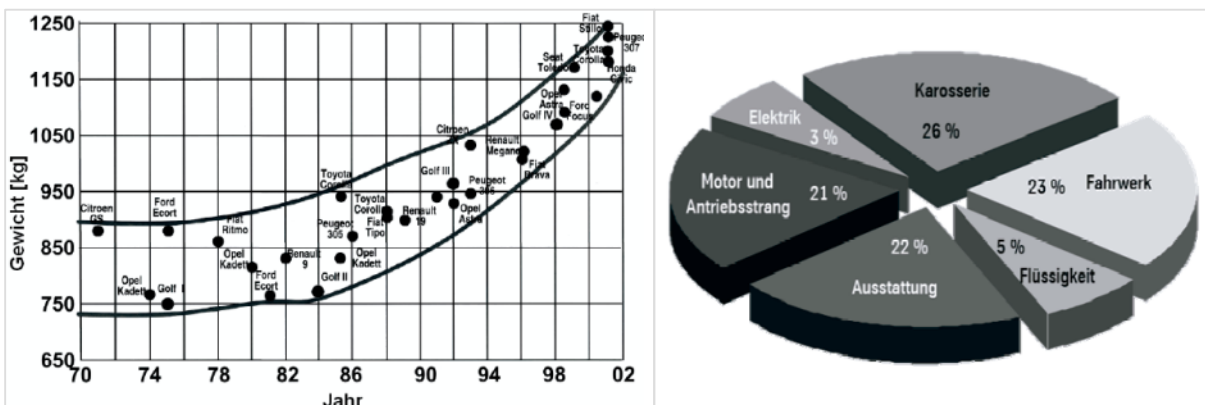


Abbildung 3-2: Gewichtsentwicklung in der Kompakt-Klasse von PKW (links) und Anteile verschiedener Komponenten am Gesamtgewicht eines Kfz [BUC07]

Des Weiteren stehen zunehmenden Produktwechseln entsprechend kürzer werdende Prozessentwicklungszeiten und der hohe Kostendruck entgegen. Neben wirtschaftlichen Vorteilen zeichnen sich Profilierverfahren durch ihre gute Maßtoleranz und Verarbeitbarkeit von hochfesten Werkstoffen aus. In der Fahrzeugkarosserie, besonders in crashrelevanten Fahrzeugstrukturen werden profilförmige Bauteile eingesetzt, die aus Gründen der Gewichtseffizienz lastangepasste Steifigkeitsverteilungen entlang der Längsachse aufweisen (Abbildung 3-3).



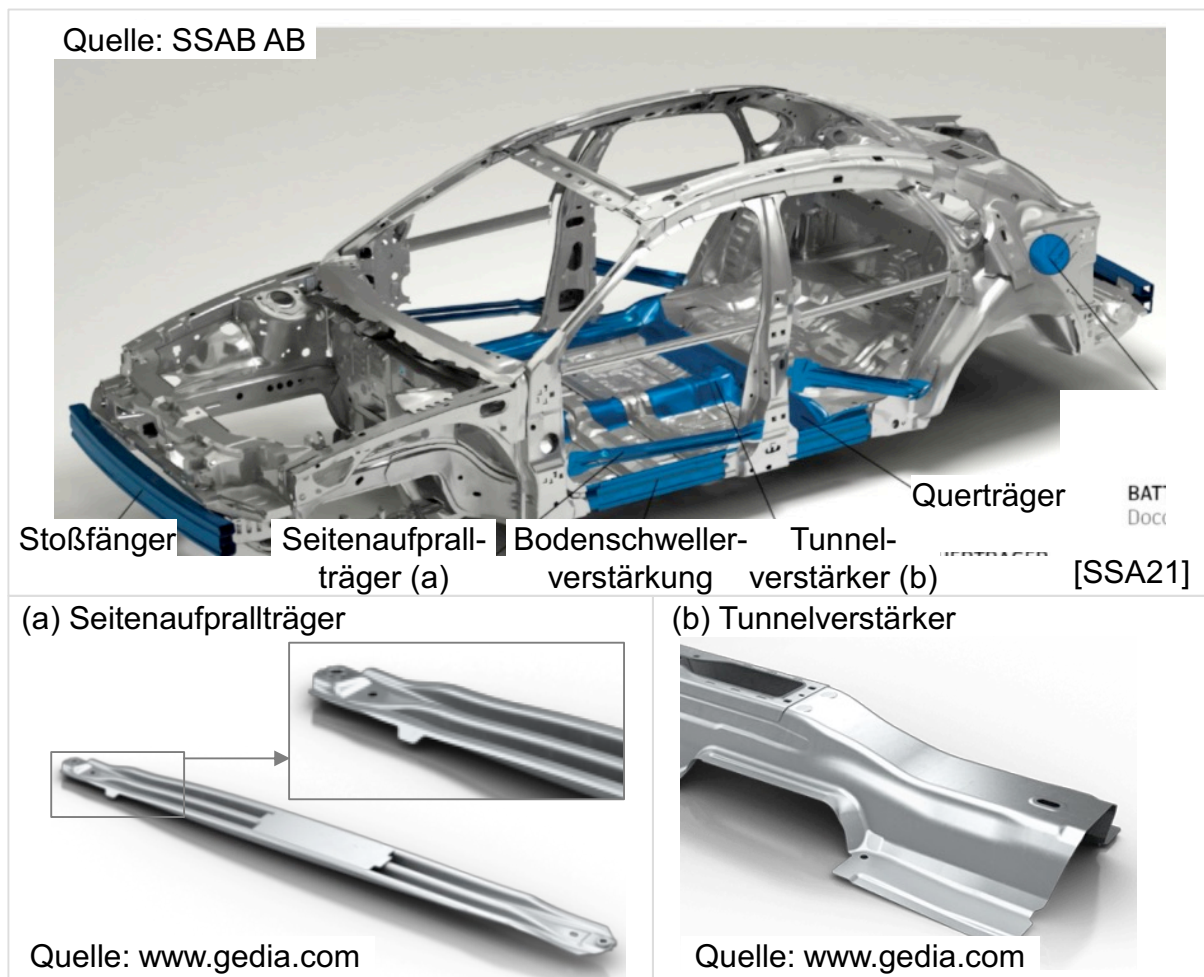


Abbildung 3-3: Höhenveränderliche Profile in der Fahrzeugkarosserie und Crashstrukturen

Diese werden bislang weitestgehend durch diskontinuierliche Umformprozesse wie Tiefziehen oder Prägen hergestellt oder erfordern aufwändige Montagevorgänge. Die Gestalt zahlreicher Komponenten gleicht dem Zielprofil beim flexiblen Rollstücken mit höhenveränderlichem Querschnitt, wie z. B. der Seitenaufprallträger (Abbildung 3-3 a) und der Tunnelverstärker (Abbildung 3-3 b), oder lassen sich durch solche abstrahieren. Das flexible Rollstücken ermöglicht individuelle Anpassungen der Profilgeometrien ohne Werkzeugwechsel und dadurch ohne oder mit sehr geringem Produktivitätsverlust. Somit liefert das Verfahren einen weiteren Ansatz für die effiziente Ableitung von vielfältigen Karosserievarianten. Das flexible Rollstücken stellt eine neuartige Alternativtechnologie dar, wodurch bestehende Prozesse zur Herstellung von Crash-

strukturen im Fahrzeugbau verkürzt und somit wirtschaftlicher realisiert werden können.

Neben der Herstellung höhenveränderlicher Profile stellen das Einbringen von lastorientierten Versteifungssicken sowie von Materialspeichern mit veränderlicher Werkstoffmenge in Bauteillängsrichtung weitere Anwendungsmöglichkeiten des flexiblen Rollsticks dar [E2]. Das Einebnen dieser Materialspeicher im nachgelagerten Umformprozess führt aufgrund des an relevanten Stellen zusätzlich vorgesehenen Materials zur lokalen Erweiterung der Prozessgrenzen. Ein Szenario stellt die in Abbildung 3-4 dargestellte Prozesskette zur Herstellung verschiedener geweiteter Hohlprofile mit veränderlichem Querschnitt durch Innenhochdruckumformen (IHU) dar.

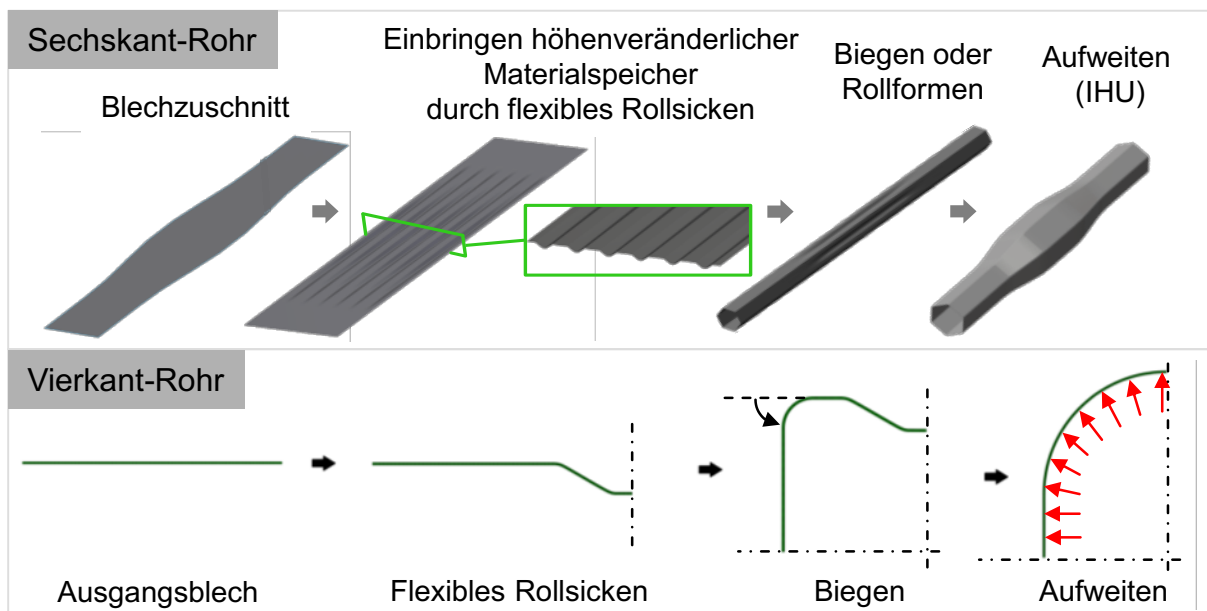


Abbildung 3-4: Prozesskette zur Herstellung geweiteter Hohlprofile mit veränderlichem Querschnitt durch Einsatz flexibel rollgesickter Materialspeicher

Das in den Materialpuffern zusätzlich vorgesehene Material führt zu einer lokalen Erweiterung des erreichbaren Aufweitungsgrads ohne Wandstärkeausdünnung. Die konfigurierbare Sickengeometrie bzw. der gestaltbare Sickenhöhenverlauf bestimmen gleichermaßen die variable Materialverteilung. Dadurch können anwendungsspezifisch größere Durchmesser an definierten Positionen in Längsrichtung erreicht werden. Die Voraussetzung für die Machbarkeit der Prozesskette ist, dass die Aufbringung des Innendrucks zunächst das

Rückbiegen der Biege- und Sickenkanten bewirkt, um anschließend eine gleichmäßige Aufweitung des Hohlprofils sicherzustellen. Die Kaltverfestigungen in den Biegekanten können hierfür hinderlich sein. Die 2D-Simulation der in Abbildung 3-4 unten dargestellten Prozesskette zur Herstellung des Vierkantrohres zeigt das Umformverhalten des Hohlprofils ohne und mit Materialspeichern mit unterschiedlichen Werkstoffmengen (Abbildung 3-5). Die Sicke mit dem Biegewinkel von  $60^\circ$  beinhaltet mehr Material als der Materialpuffer mit  $30^\circ$  Biegewinkeln. Nachweislich erreichen die Profile mit zunehmender Materialmenge in den Sicken eine größere Aufweitung bei gleichem Innendruck (5,4 MPa). An den Biege- und Sickenkanten findet während der Aufweitung zwar eine geringfügige Ausdünnung der Wandstärke statt, die jedoch betragsmäßig vernachlässigbar gering ausfällt ( $< 1,2 \times 10^{-2}$  mm). [E2, E4]

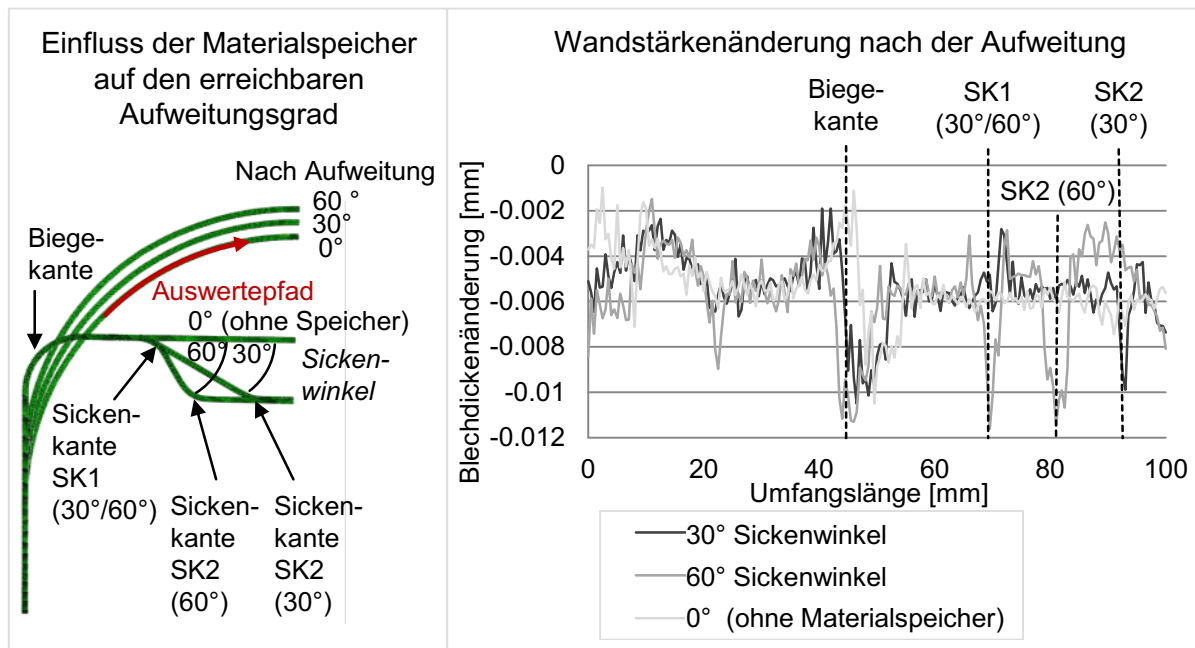


Abbildung 3-5: Erweiterung des Aufweituungsgrads durch Materialspeicher und Einfluss auf die Wandstärkenänderung (in Anlehnung an [E4])

Die entwickelte Versuchsanlage für das flexible Rollsicken liefert den experimentellen Nachweis der grundlegenden Machbarkeit des Verfahrens. Die wirtschaftliche und flexible Herstellung individueller Blechprofile auch bei kleinen Losgrößen bedient das industrieseitige Interesse nach flexiblen Prozessen [MEH02] und die Förderung der Profilbauweise [OSB04]. Gleichzeitig ist die reine Funktionalität des Verfahrens nicht ausreichend für den Technologie-

transfer in den Produktionssektor, wofür zusätzlich die Schaffung der anwenderseitigen Akzeptanz eine essenzielle Voraussetzung darstellt [MEH02]. Um dies zu gewährleisten steht die Sicherstellung der Planbarkeit und Benutzerfreundlichkeit im Vordergrund.

## 3.2 Zielsetzung

Die Analyse des Stands der Technik zeigt, dass trotz des großen Leichtbaupotenzials bislang kein serientaugliches Fertigungsverfahren zur wirtschaftlichen Herstellung höhenveränderlicher Profile existiert. Das flexible Rollswickeln zeigt mit dem Nachweis der Machbarkeit das große Potenzial, diese Lücke aus technologischer Sicht zu schließen. Weiterführende Prozessuntersuchungen sind jedoch bis dato nicht erfolgt, weshalb die vorliegende Arbeit das Verfahren im Technologiereifegrad („Technology Readiness Level“ = TRL [DIN20]) TRL 3 aufgreift und diesen durch systematisches Vorgehen erhöht und näher an die Industrialisierung heranführt. Zur Erreichung des TRL 5 sind industrielle Einsatzbedingungen bei der Technologievalidierung zu berücksichtigen. Im Konkreten sind spezifisch für das flexible Rollswickeln verschiedene Kriterien zu erfüllen (Abbildung 3-6).

**Sicherstellung der Flexibilität:** Sowohl prozess- als auch produktseitig ist die Flexibilität zu validieren. Hierfür ist eine parametrisierte Darstellung der Zielbauteile und ihrer geometrischen Merkmale erforderlich. Die Prozessfähigkeit ist nachzuweisen, indem die Funktionalität durch Variation der Profileigenschaften nicht beeinträchtigt wird.

**Planbarkeit des Prozesses:** Um sowohl das Produkt als auch den Prozess auszulegen, ist die Untersuchung und Bestimmung der Verfahrensgrenzen erforderlich. Diese bestimmen das realisierbare Variantenspektrum und die einzusetzende Fertigungsstrategie.

**Maximierung der Produktivität:** Die Prozesseffizienz wird bestimmt durch die Taktzeiten der Fertigung. Die Minimierung des Fertigungsaufwands kann durch Prozessoptimierungen zur Erweiterung der Verfahrensgrenzen sowie durch einen prozessgrenznahen Betrieb erlangt werden. Dieser kann nur erreicht werden, wenn eine robuste Vorhersage des Prozessfensters möglich ist.

**Wirtschaftlichkeit:** Flexible Prozesse wie auch das flexible Rollsicken zeichnen sich hinsichtlich des Umformprozesses selbst durch eine wirtschaftlichere Fertigung individueller Produktvarianten aus. Die Voraussetzung für die Wirtschaftlichkeit der gesamten Produktion ist eine gleichermaßen effiziente Methode zur Prozessauslegung bei Produktwechseln.

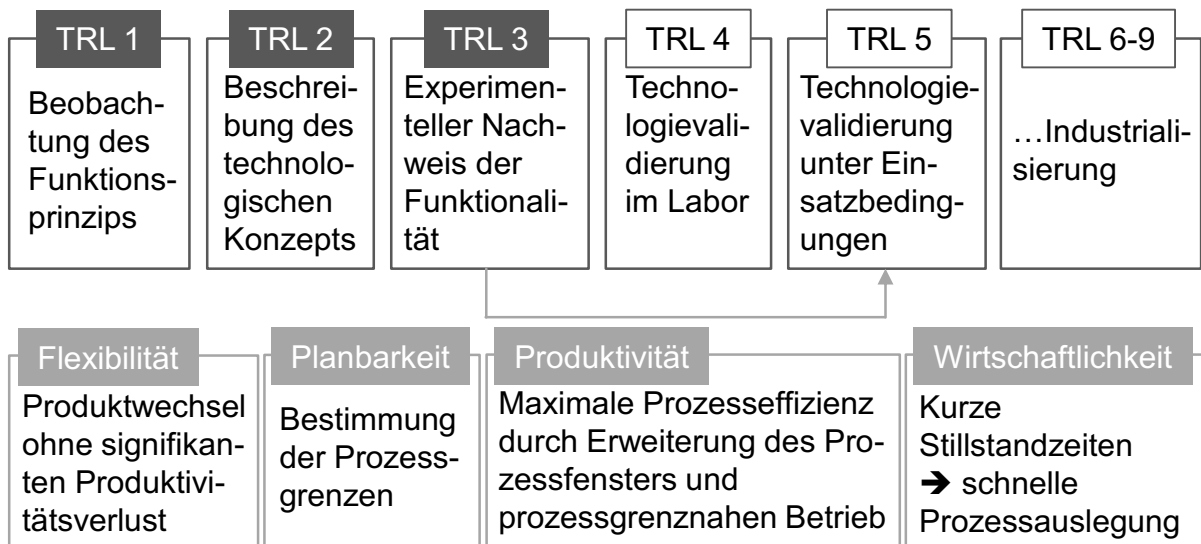


Abbildung 3-6: Kriterien zur Erhöhung der Technologiereife des flexiblen Rollsickens

### 3.3 Vorgehensweise

Zur Erreichung der genannten Ziele ist die wissenschaftliche Durchdringung des Prozesses sowie dessen Wirkungsweise erforderlich. Basierend auf den Charakteristika der herrschenden Spannungen und Dehnungen werden die Entstehungsursachen für Fehler, ergo für die Prozessgrenzen, erlangt. Die systematische Identifikation der Einflussparameter sowie die Untersuchung derer Einfluss sensitivitäten auf die Umformung erlauben die Beschreibung eines Prozessfensters. Der Schwerpunkt der vorliegenden Arbeiten liegt in der Entwicklung einer praktikablen Methode zur Bestimmung der Verfahrensgrenzen im Sinne einer zuverlässigen und effizienten Prozessplanung und Produktauslegung. Die Auslegungsmethode basiert auf analytischen Modellierungen der Umformmechanismen beim flexiblen Rollsicken. Allen beschriebenen Forschungsinhalten liegt die Schaffung günstiger Prozessbedingungen zugrunde, die durch werkzeug- und verfahrensseitige Prozessoptimierungen si-

chergestellt werden. Daraus lassen sich folgende Teilziele der Dissertation ableiten:

- Optimierung des Werkzeugsystems zur Erweiterung des Prozessfensters
- Modellierung des Prozesses mit Hilfe der Finite Elemente Methode (FEM)
- Beschreibung der Umformungscharakteristika und Verfahrensgrenzen durch numerische und experimentelle Untersuchung der relevanten Einflussparameter
- Entwicklung und Validierung eines analytischen Ersatzmodells zur Vorhersage der Prozessgrenzen beim flexiblen Rollsticken
- Übertragung der Ergebnisse auf applikationsnahe Demonstratoren und Prozesse.

## 4 Versuchsdurchführung und Messkonzept

Die Versuchsdurchführung erfolgt gemäß des in Kapitel 2.8.3 beschriebenen Vorgehens. Die Steuerkurven für die Oberrollen- bzw. Stößelbewegung der Synchronpresse sowie die Bewegungskurven der Unterrolle in vertikaler (Zieh- kissen) und longitudinaler Richtung (Linearachse) werden basierend auf der Zielgeometrie mit Hilfe von MATLAB-Skripten berechnet. Die Steuerung der Linearachse des Herstellers „Bosch Rexroth“ erfolgt durch das SPS-basierte Softwaretool „IndraWorks Engineering“, die in eine „LABVIEW“-Mastersteuerung implementiert ist.

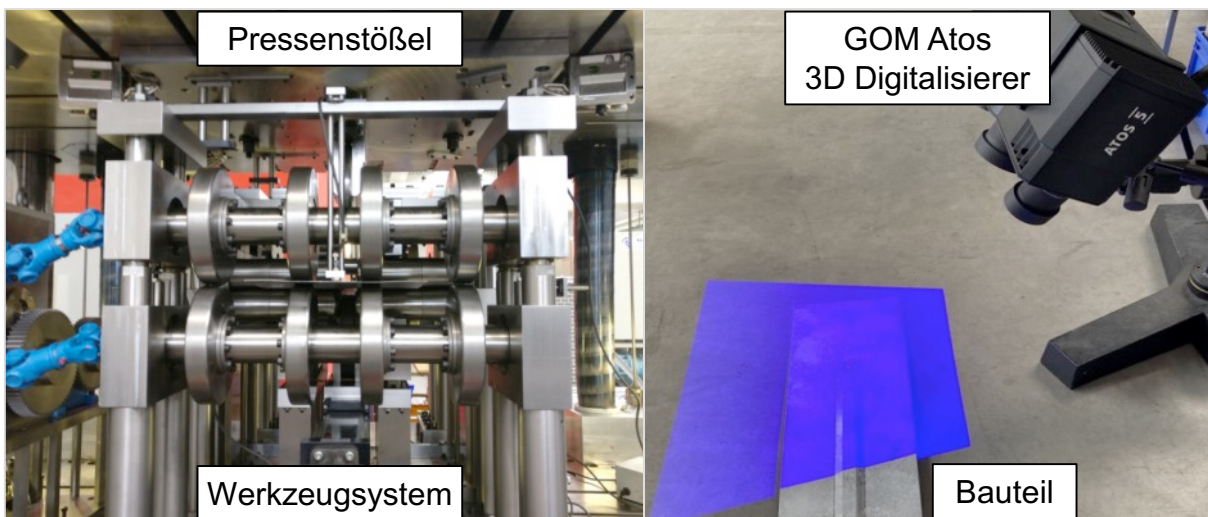


Abbildung 4-1: Versuchsaufbau: in Synchronpresse gerüstetes Werkzeugsystem (links); Bauteilvermessung mit Hilfe des 3D-Digitalisierers „GOM Atos“

Für die Versuche werden 3 m lange DC04-Blechplatinen eingesetzt, die auf die konstante, zielgeometrieabhängige Breite zugeschnitten werden. Die Umformung findet nur in den mittleren 1200 mm des Blechs statt. Die jeweils 900 mm langen Bereiche im Ein- und Auslauf dienen, bedingt durch die Ausführung der Prototypanlage, zum Einbringen des Vorschubs und zur Führung des Bleches während des Umformstichs. Die Vermessung der Profilgeometrie erfolgt mit Hilfe des kamerabasierten „GOM Atos Q“ Messsystems, das einen dreidimensionalen Scan der Profilloberfläche erzeugt (Abbildung 4-1). In die-

sem 3D-Modell können Auswertepfade definiert und deren Verläufe ausgegeben werden. Zur Verbesserung des Bauteilhandlings und der Fixierung während des Messvorgangs werden die Ein- und Auslaufbereiche im Vorfeld per Scherschneiden abgetrennt. Für die vorliegende Arbeit sind die vertikalen Verläufe (in z-Richtung) entlang des Profilgrunds  $h_p(x)$  und der Bandkante  $z_{BK}(x)$  relevant. Das Profil weist bauteilübergreifende Krümmungen auf, die maßgeblich auf Deformationen des Ausgangsblechs, beispielsweise durch den Transport und das Materialhandling sowie prozessbedingte Eigenspannungen und Verformungen durch das Trennen der Ein- und Auslaufbereiche zurückzuführen sind. Um den Einfluss der Bauteilkrümmung zu eliminieren, werden der Profilgrundverlauf (Pfad 1) und pro Flansch zwei Pfade (Pfad 2 und 3) gemessen (Abbildung 4-2).

Da bedingt durch Limitationen des Messsystems die Ränder des Profils nicht durchgängig erfasst werden können, verläuft Pfad 2 mit einem Abstand von 5 mm entlang der Bandkante. Pfad 3 führt am inneren Flanschbereich in unmittelbarer Nähe der Biegekante entlang und dient zur Erfassung der Gesamtkrümmung. Zur Auswertung des Profilgrundverlaufs wird die Krümmung (Pfad 3) vom in der Profilmitte gemessenen Pfad 1 abgezogen. Analog ergibt der gemessene Verlauf am äußeren Flanschrand (Pfad 2) abzüglich der Krümmungen (Pfad 3) den Bandkantenverlauf.

In Abbildung 4-2 sind der gemessene Profilgrundverlauf  $h_p(x)$  und Bandkantenverlauf  $z_{BK}(x)$  eines Profils mit der Höhe  $h_{max} = 8$  mm, nicht umgeformten Ein- und Auslauflängen von 200 mm, Höhenübergangslängen  $l_h$  von 200 mm und einer ebenen Profilgrundlänge von 400 mm dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Maßgenauigkeit des Profilgrundverlaufs ab Erreichen von  $h_{max}$  nach dem Höhenübergang ( $x = 400$  mm) zum Auslauf hin abnimmt. Dies ist auf prozessbedingte Verfahrenscharakteristika während der kontinuierlichen Umformung zurückzuführen, die in Kapitel 7.1.3 näher erläutert werden. Im Ausblick wird ein Ansatz zur Verbesserung der Formgenauigkeit durch Optimierung der Werkzeugbewegung vorgestellt, der im Rahmen dieser Arbeit keine Relevanz hat und somit nicht näher verfolgt wird.

Die Bewertung der Maßhaltigkeit des Profilgrundverlaufs basiert auf dem Vergleich zwischen der erreichten maximalen Profilhöhe  $h_{max}$  unmittelbar nach



dem einlaufenden Höhenübergang ( $x = 400 \text{ mm}$ ) und der angestrebten Profilhöhe der Sollgeometrie. Im dargestellten Beispielprofil beträgt die maximale Profiltiefe  $7,91 \text{ mm}$  und weicht somit um  $1,1 \%$  von der Soll-Höhe ab.

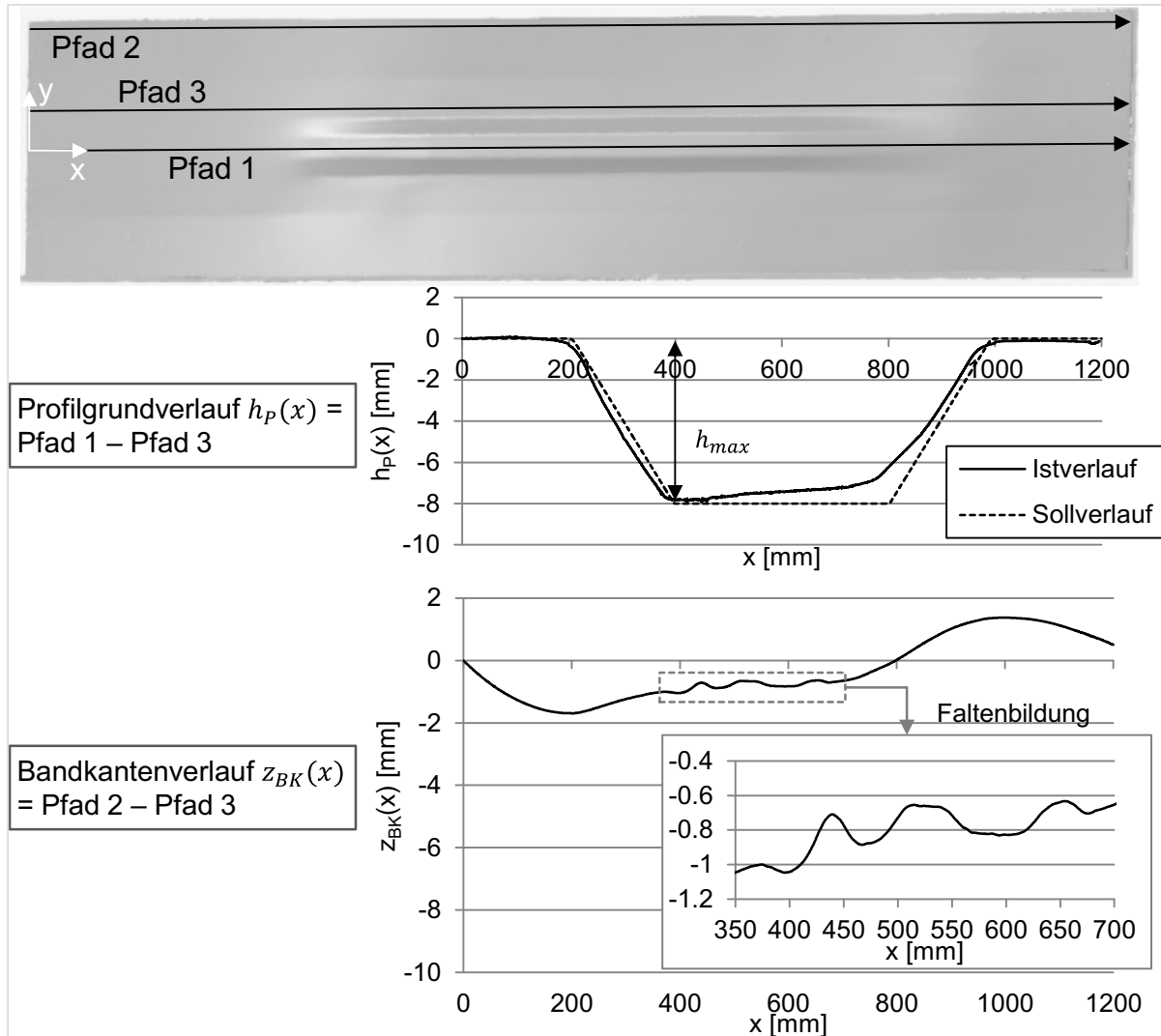


Abbildung 4-2: Auswertepfade im vermessenen 3D-Modell des Bauteils und Auswertungskonzept, gemessener Profilgrundverlauf und Faltenbildung in der Bandkante

Die Abweichung ist durch Rückfederungseffekte zu begründen und ist in industriellen Applikationen anhand von bauteilspezifischen Anforderungen zu bewerten. Im Rahmen dieser Arbeit wird der Profilgrund bei Abweichungen unter  $5 \%$  von der gewünschten maximalen Soll-Höhe als maßhaltig bezeichnet. Die Formgenauigkeit der Profilgeometrie wird als mittlere, relative Abweichung des gesamten Profilgrundverlaufs definiert. Aufgrund der erwähnten prozessbedingt zunehmenden Abweichung der Profilgrundverlaufs gegen Pro-

filende hin, wird eine gute Formgenauigkeit bei relativen Abweichungen unter 10 % definiert.

Im Fokus der Arbeit steht die Analyse der Faltenbildung im Profilflansch als Prozessgrenze des flexiblen Rollstakens. Die Ausbreitung der Falten in Längsrichtung deutet auf prozessbedingte Drucklängsspannungen im Flansch, bzw. in der Bandkante, als Ursache hin. Das Auftreten von Falten wird durch die Messung des Bandkantenverlaufs  $z_{BK}(x)$  erfasst. In Abbildung 4-2 ist zu erkennen, dass durch Abzug des in Pfad 3 gemessenen vertikalen Verlaufs die Krümmungen in der Bandkante nicht vollständig eliminiert werden können. Daher ist die Faltenbildung in ihrer Identifikation von Profilkrümmungen zu differenzieren. Falten werden als wellenförmige Instationaritäten definiert, deren Amplitude größer als 0,1 mm und Wellenlänge kleiner als 100 mm beträgt. Falten dieser Abmessung können bereits eine erkennbare Verschlechterung des Erscheinungsbilds verursachen, an welches - insbesondere bei Sichtbauteilen, z. B. in Gebäudefassaden - hohe Anforderungen gestellt werden.

Der Verlauf des Bandeinzugs in Folge der Umformung ist aufgrund der bereits erwähnten mangelhaften Erfassung der Profilkanten nicht durch das GOM Atos messbar. Stattdessen wird ein Messkonzept gewählt, bei dem die Profiltiefe an definierten Stellen mit Hilfe eines Messschiebers gemessen wird. Als Messstellen werden die drei charakteristischen Längspositionen unmittelbar nach dem einlaufenden Höhenübergang (hier:  $x = 400$  mm), in der Mitte des ebenen Profilgrundabschnitts (hier:  $x = 600$  mm) und vor dem auslaufenden Höhenübergang (hier:  $x = 800$  mm) gewählt. Die Hälfte der Differenz zwischen der Ausgangsbreite und den vorliegenden Profiltiefen entspricht dem lokalen Bandeinzug. Beim Zuschnitt der Blechbreiten durch Scherschneiden kann ein ungenaues Einlegen des Blechs dazu führen, dass keine konstante Ausgangsblechbreite über der Gesamtlänge vorliegt. In experimentellen Untersuchungen wurden Breitenunterschiede bis zu 0,3 mm zwischen Blechanfang und Blechende festgestellt. Da die Bandeinzüge bei geringen Profiltiefen im niedrigen  $10^{-1}$  mm Bereich liegen können, ist eine möglichst präzise Bestimmung der Ausgangsblechbreite erforderlich. Hierfür werden die Blechbreiten am Blechanfang und Blechende gemessen und linear interpoliert, um die tatsächliche Blechbreite an allen Stellen in Längsrichtung zu ermitteln.

## 5 Weiterentwicklung des Werkzeugsystems

Das in Abbildung 2-21 dargestellte Werkzeugsystem stellt den ersten Ansatz der Verfahrensrealisierung dar. Die Ausführung der Niederhalter in Form von mehreren Rollenpaaren wurde mit der Intention gewählt, die Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück im Prozess zu minimieren. Erste experimentelle Untersuchungen zeigen jedoch Defizite hinsichtlich des Niederhalterkonzepts auf.

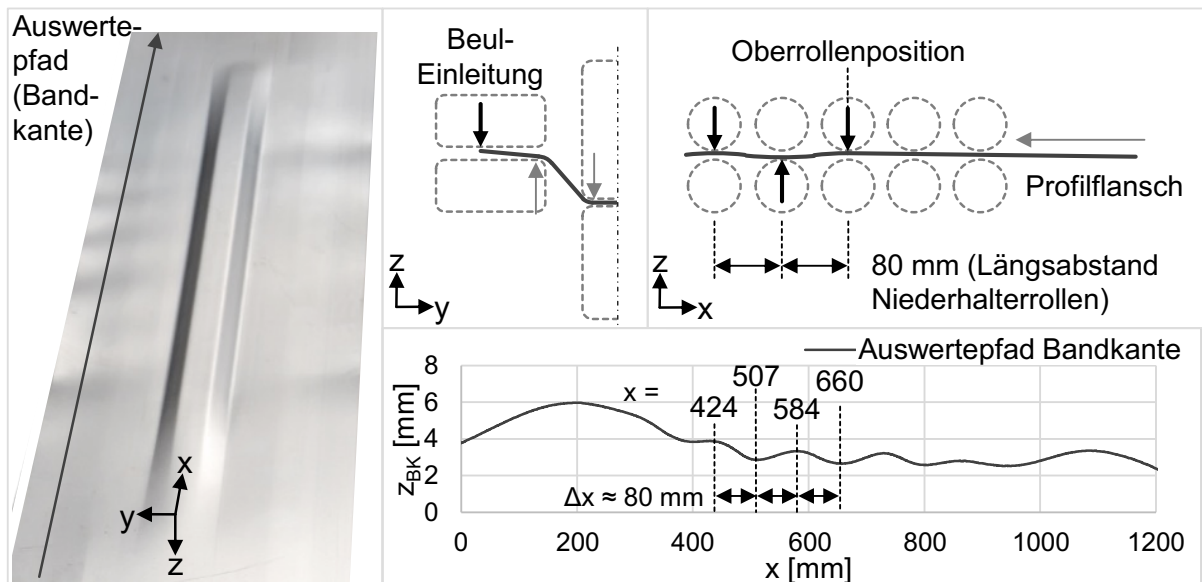


Abbildung 5-1: Flanschbeulen aufgrund linienförmiger Niederhalterkontakte

Bereits bei geringen Stichtiefen kommt es zu deutlichen Instabilitäten im Profilflansch mit längswellenartigem Erscheinungsbild (Abbildung 5-1 links). Dies ist auf den konzeptbedingt linienförmigen Kontakt zwischen den Niederhalterrollen und dem Blech zurückzuführen. Die inhomogene Aufbringung der Niederhalterkraft provoziert das Beulversagen aufgrund der durch die Umformkraft im Flansch induzierten Normalkraftverteilung (Abbildung 5-1 rechts). Nachweislich korrespondiert die Wellenlänge der auftretenden Instabilitäten mit dem Abstand der Niederhalterrollenpaare in Längsrichtung (80 mm). Der in Abbildung 5-1 rechts dargestellte Bandkantenverlauf eines Profils mit 6 mm

Profiltiefe dient der exemplarischen Veranschaulichung. Die Übereinstimmung der Beulen- und Rollenabstände ließ sich in allen Profilen wiederfinden.

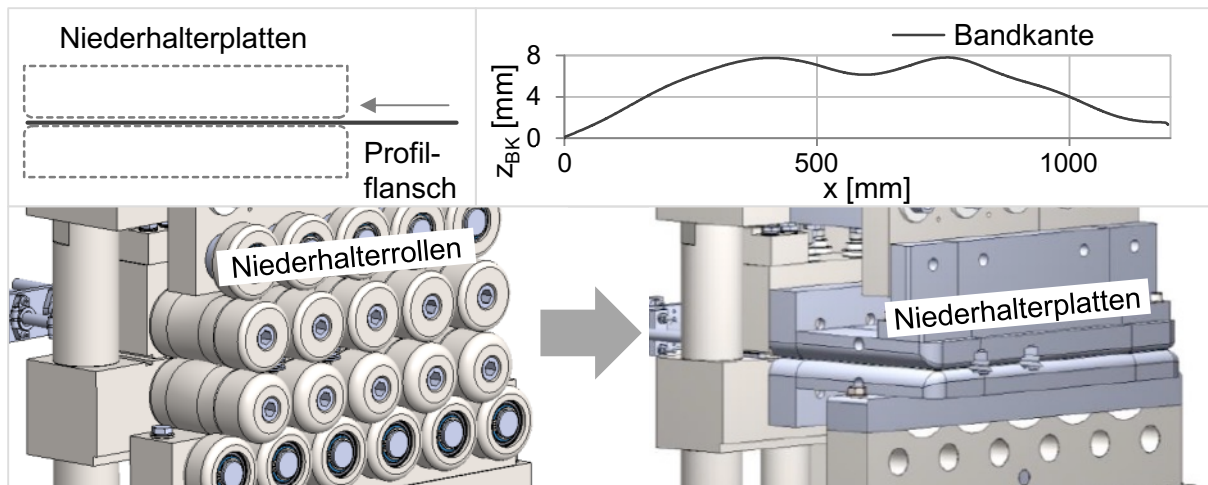


Abbildung 5-2: Glättung des Bandkantenverlaufs durch plattenförmige Niederhalter

Zur Homogenisierung des Niederhalterkontakts wird das Werkzeugsystem weiterentwickelt, indem die rollenbasierte Umsetzung durch ein optimiertes Niederhaltersystem ersetzt wird [S1]. In Anlehnung an die methodische Produktentwicklung nach [PAH07] wurde ein plattenförmiges Niederhalterkonzept ausgewählt (Abbildung 5-2 links). Die Oberflächen der oberen und unteren Niederhalterplatte sind poliert und der Spalt zwischen den Platten wird mit 0,2 mm Aufmaß zur Blechdicke eingestellt, um einen ungehinderten Durchgang des Blechs zu gewährleisten. Das Resultat der Bandkante des gleichen Zielprofils mit 6 mm Profiltiefe ist in Abbildung 5-2 dargestellt. Es ist ersichtlich, dass das Ausbeulen durch das neue Niederhalterkonzept ohne Verschleiß der Flanschoberfläche eliminiert werden kann. Die verbleibenden Krümmungen sind, wie in Kapitel 4 erläutert, maßgeblich auf prozessbedingte Eigenspannungen sowie Deformationen des Ausgangsblechs oder des Profils zurückzuführen.

Während beim rollenbasierten Niederhaltersystem Flanschfehler bereits bei geringen Profiltiefen ab 3 mm erkennbar waren, treten mit dem neuen Werkzeugkonzept selbst bei 12 mm Stichtiefe keine Welligkeiten auf, die mit bloßem Auge festzustellen sind. Erst die Vermessung mit Hilfe des GOM Atos zeigt bei hoher Auflösung die Ausbildung von Falten im Profilflansch auf. In Abbildung 5-3 sind die Höhenverläufe des Profilgrunds sowie der Bandkante

vierer Profile mit unterschiedlichen Profiltiefen dargestellt (4 mm, 6 mm, 8 mm, 10 mm). Die Profiltiefe beträgt 66 mm und die Höhenübergangszonen sind 200 mm lang. Die Gesamtlänge des höhenveränderlichen Profilbereichs beträgt 800 mm ( $200 \text{ mm} \leq x \leq 1000 \text{ mm}$ ).

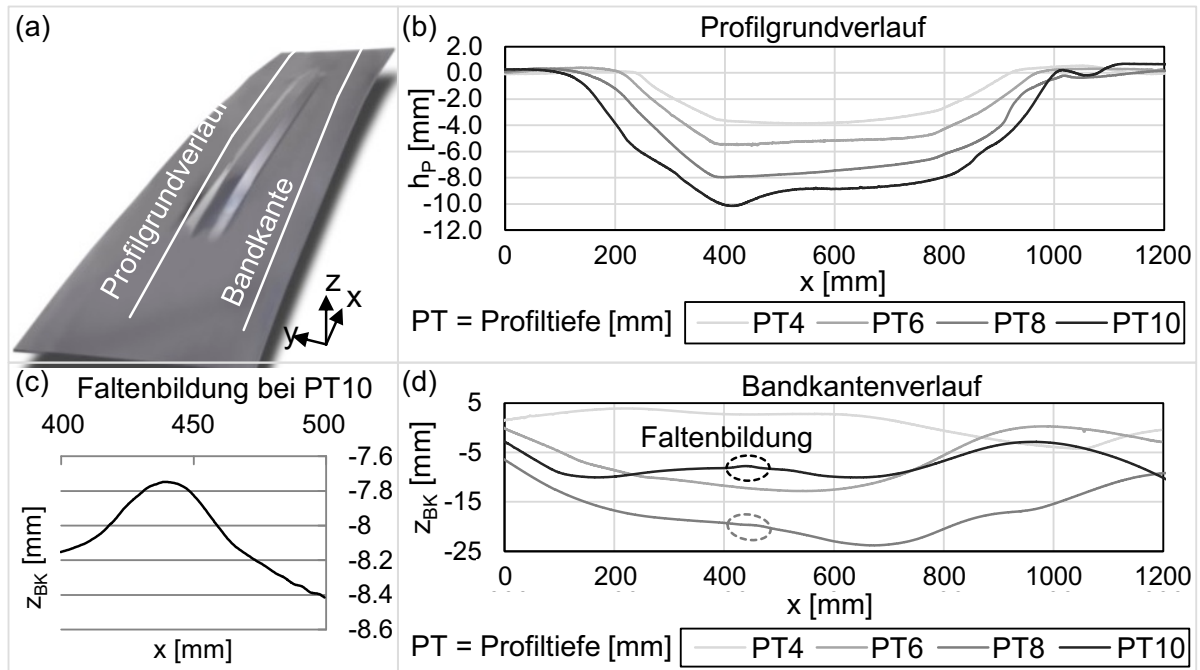


Abbildung 5-3: Beginn der Faltenbildung bei unterschiedlichen Profiltiefen

Die Initiierung der Faltenbildung wird reproduzierbar unmittelbar nach dem absteigenden Höhenübergangsbereich am Beginn des ebenen Profilgrundabschnitts beobachtet (Abbildung 5-3 d). Bei der betrachteten Profilform tritt dies ab einer Profiltiefe von 8 mm auf. Die Faltenentstehung im Flansch beginnt somit im selben Bereich in Längsrichtung, wo auch der Profilgrundverlauf die maximale Höhe  $h_{max}$  erreicht ( $x \approx 400 \text{ mm}$ ). Daraus wird abgeleitet, dass bereits eine lokale Überschreitung des kritischen Zustands Instabilitäten zur Folge hat.



## 6 Numerische Modellierung

Nachdem durch die Weiterentwicklung des Niederhaltersystems das Flanschbeulen aufgrund der linienförmigen Normalkrafteinbringung eliminiert wurde, indiziert die bei steigenden Profiltiefen auftretende Faltenbildung prozessbedingte Drucklängsspannungen im Profilflansch. Die Identifizierung der Ursache der Längsspannungen im Flansch erfordert ein umfassendes Verständnis der Prozesscharakteristika des flexiblen Rollstreckens. Das effizienteste Mittel stellt die numerische Modellierung des Umformprozesses mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode (FEM) dar. Die wissenschaftliche Durchdringung der Umformmechanismen gibt Aufschluss über die Bauteileigenschaften und Prozessparameter, die das Prozessfenster beeinflussen.

Für die Simulation des flexiblen Rollstreckens wird der Prozess als quasi-statisch angenommen und der implizite Solver der Simulationssoftware MARC Mentat verwendet. Der Vergleich zwischen impliziten und expliziten Algorithmen in Blechumformsimulationen zeigt [REB92], dass die implizite Kalkulation eine geringere Anfälligkeit gegenüber Interferenzen und eine bessere Konformität mit experimentellen Ergebnissen aufweist. Um die Rechenzeit zu reduzieren, wird das Gesamtsystem unter Implementierung einer Symmetriebedingung mittig geteilt, wodurch das Werkzeugsystem und das Blech nur halb-symmetrisch simuliert werden. Das Werkzeugsystem wird auf die relevanten Bestandteile Oberrolle, Unterrolle und Niederhalterplatten sowie die Vorschub- und Führungsrollen reduziert. Die Werkzeuge werden als Starrkörper („analytical rigid bodies“) und das Blech als verformbarer Körper („deformable body“) definiert. Orientiert an Rollformsimulationen wird die kinematische Umkehr verwendet, durch die, im Gegensatz zum Realversuch, nicht das Blech durch die Anlage befördert wird, sondern die Werkzeuge sich über ein ortsfestes Blech bewegen. Durch die Sperrung der Bewegung von Knotenpunkten an der Blechvorderkante in x-Richtung über Randbedingungen wird die Blechposition in Vorschubrichtung fixiert. Die Knotenpunkte werden so gewählt, dass sie an der selben Position des Profilquerschnitts liegen wie die Vorschubrollen und

somit weder in den umgeformten Bereich des Profils fallen, noch im äußeren Bereich des Flanschs liegen. Da die Faltenbildung im äußeren Flansch auftritt, sind dort für eine realitätsnahe Abbildung der Entstehungsmechanismen ungewünschte Einflüsse durch Randbedingungen zu vermeiden. Alle Werkzeugkomponenten besitzen eine konstante Vorschubgeschwindigkeit von 54,3 mm/s in Längsrichtung, die der maximalen Blechgeschwindigkeit entspricht und auch in den experimentellen Untersuchungen verwendet wird. Die Bewegungskurven der Ober- und Unterrolle für die Umformung werden zusätzlich in der entsprechenden Raumrichtung positionsgesteuert implementiert.

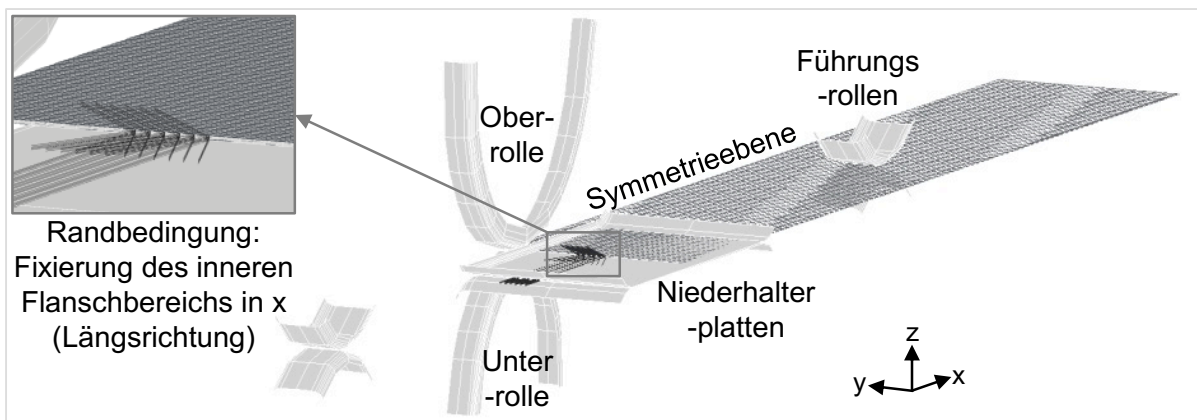


Abbildung 6-1: Aufbau des FEM-Modells für Flexible-Rollsicken-Simulationen

Aufgrund der Neuartigkeit des Verfahrens kann bei der FEM-Modellierung des flexiblen Rollsickens nur begrenzt auf vorangegangene Arbeiten und Erkenntnisse zurückgegriffen werden. Aus diesem Grund ist die systematische Bestimmung der Simulationsparameter erforderlich. Der Modellaufbau umfasst folgende Aspekte, auf die im Nachgang genauer eingegangen wird:

- Auswahl der Betrachtungsweise
- Auswahl des Elementtyps
- Auswahl des Approximationsalgorithmus/Iterationsverfahrens
- Kontaktmodellierung
- Konvergenzstudie zur Bestimmung der Netzdiskretisierung



## 6.1 Auswahl der Betrachtungsweise

Neben der Euler'schen Betrachtungsweise, die in der Strömungsmechanik vorherrscht, bedeutet die Lagrange-Formulierung, dass die Bewegung eines materiellen Punktes verfolgt wird [RUS16]. Für die Lösung von Großdehnungsproblemen, die sich grob in elastische und plastische Analysen unterteilen lassen, stellt MARC zwei Formulierungen zur Verfügung: die „Total-Lagrange“ und „Updated-Lagrange“ Formulierung [MAR12a, MAR12b]. Die Wahl der Betrachtungsweise beeinflusst die mögliche Auswahl des Elementtyps, der einen maßgeblichen Einfluss auf die Simulationsergebnisse hat.

Bei der Total-Lagrange Formulierung werden die diskreten Gleichungen in Bezug auf die Referenzkonfiguration formuliert. Diese Formulierung kann für lineare und nichtlineare Materialien in Verbindung mit statischer oder dynamischer Analyse verwendet werden. Obwohl diese Formulierung auf der ursprünglichen Elementgeometrie basiert, werden die inkrementellen Steifigkeitsmatrizen gebildet, um die zuvor entwickelte Spannung und die Änderungen der Geometrie zu berücksichtigen. Diese Formulierung ist für die Analyse von elastischen Großdehnungsproblemen geeignet. Die Updated-Lagrange Formulierung wird für elastisch-plastische Analysen mit großen Dehnungen empfohlen. Dabei werden die diskreten Gleichungen in der aktuellen Konfiguration formuliert, die als neue Referenzkonfiguration angenommen wird. Es kann zusätzlich die „additive“ oder „multiplikative“ Dekompositionsmethode gewählt werden. Bei Verwendung der multiplikativen Zerlegungsmethode wird ein Zwei-Feld-Variationsverfahren verwendet, um das nahezu inkompressible Verhalten für ebene Dehnungen, achsensymmetrische und dreidimensionale Festkörper zu erfüllen. [MAR12a, MAR12b]

Mit der in Umformprozessen üblichen Annahme der Volumenkonstanz bzw. Inkompressibilität des Materials wird die Updated-Lagrange Formulierung mit multiplikativer Dekomposition gewählt.

## 6.2 Auswahl des Elementtyps

Nach der Festlegung der Updated-Lagrange Formulierung kann im ersten Schritt der Auswahl des Elementtyps zwischen Tetraeder- oder Hexaeder-

förmigen Elementen unterschieden werden. Tetraeder-Elemente sind in MARC die Elementtypen 134 (Abbildung 6-2 a) und 157 (Abbildung 6-2 b). Typ 134 besitzt vier Knoten und verwendet lineare Interpolationsfunktionen, wodurch die Dehnungen im gesamten Element konstant sind. Das Element wird numerisch mit einem Punkt im Schwerpunkt des Elements integriert. Dies führt dazu, dass für eine präzise Darstellung des Scherverhaltens ein feines Netz erforderlich ist. Der Elementtyp 134 wird nur für lineare Elastizität empfohlen und liefert schlechte Ergebnisse für inkompressible Materialien. Aufgrund der Dehnungsplastizität und der angenommenen Volumenkonstanz des Materials beim flexiblen Rollsicken ist dieser Elementtyp ungeeignet. [MAR12b]

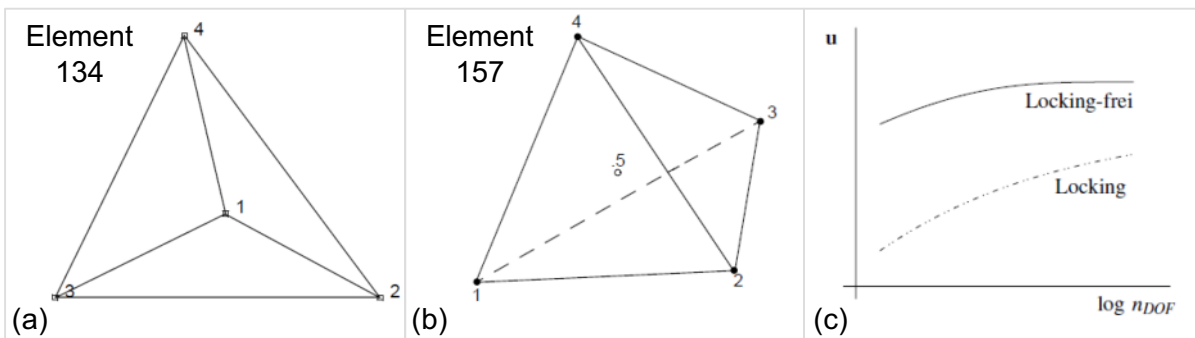


Abbildung 6-2: Tetraederelemente (a) Typ 134, (b) Typ 157 [MAR12b] und (c) „Locking“-Effekt [ZIE13]

Das tetraedrische Element für elastisch-plastische Probleme ist der Elementtyp 154, der 4+1 Knoten und einen zusätzlichen Druckfreiheitsgrad an jedem der vier Eckknoten besitzt (Abbildung 6-2 b). Es wird für inkompressible oder nahezu inkompressible dreidimensionale Anwendungen eingesetzt. Dennoch ist die Verwendung des Elementtyps 157, welcher als Element niedriger Ansatzordnung gilt, mit dem Risiko des „Locking“-Effekts verbunden. Der Locking-Effekt beschreibt das Versteifungsphänomen, das dadurch gekennzeichnet ist, dass die gesuchte Größe in der diskreten Lösung des Problems kleiner ist als in der analytischen Lösung. Beispielsweise können bei einem strukturmechanischen Problem die Verschiebungen infolge der zu steifen Abbildung des Systems zu klein sein. Der Locking-Effekt beeinträchtigt zusätzlich das Konvergenzverhalten [ZIE13]. Wie in Abbildung 6-2 c dargestellt, liefern Elemente mit Locking-Effekt kleinere Werte der Verschiebung  $u$  als die Lo-

cking-freien Elemente. Außerdem wird die Konvergenz gegen die exakte Lösung mit zunehmender Netzverfeinerung  $n_{\text{DOF}}$  wesentlich langsamer erreicht [ZIE13]. Bei der Abbildung von Biegezuständen mittels Elementen niedriger Ansatzordnung ist der Locking-Effekt besonders relevant [ZIE13]. Da die größte plastische Umformung beim flexiblen Rollsicken in den Biegekanten liegt und somit aus Biegebeanspruchungen resultiert, können Tetraeder-Elemente ausgeschlossen werden. Ein weiterer Nachteil tetraedrischer Elemente ist der hohe Bedarf an Elementen im Vergleich zu hexaedrischen Elementen, was zu einem starken Anstieg der Rechenzeit führt [MAR12b].

Da das Blech im Grunde eine Quaderform besitzt, stellen Hexaeder-förmige Elemente eine gute Option dar, um eine homogene Vernetzung zu erreichen. Bei annähernd inkompressiblen, elastisch-plastischen Analysen werden konstante Dilatationselemente empfohlen, da konventionelle Elemente aufgrund von Überdehnungen bei nahezu inkompressiblem Verhalten zu volumetrischen Blockierungen führen können. Für dreidimensionale Simulationen können in MARC die konstanten Dilatationselemente Typ 7 (Abbildung 6-3 a) und Typ 117 (Abbildung 6-3 b) verwendet werden. [MAR12b]

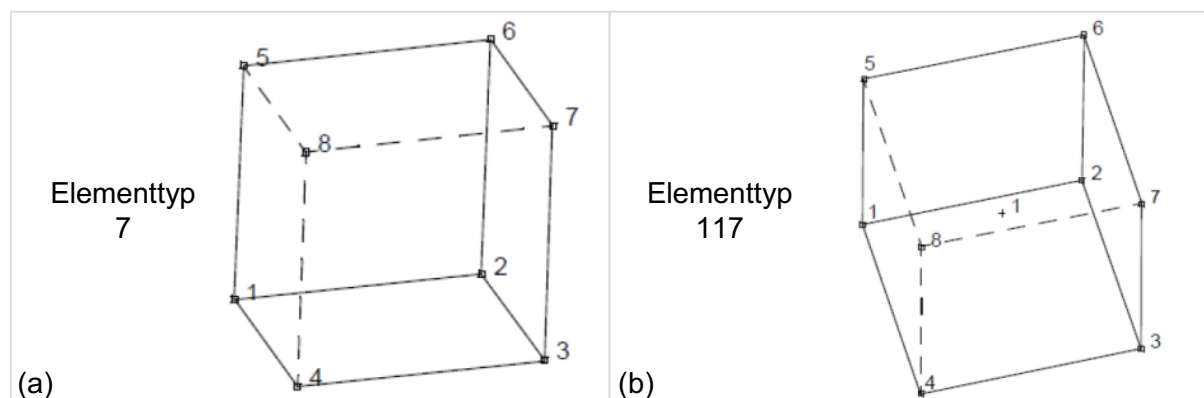


Abbildung 6-3: Hexaederelemente (a) Typ 7 und (b) Typ 117 [MAR12b]

Der Elementtyp 7 stellt ein isoparametrisches, arbiträres Hexaeder mit acht Knoten dar. Da dieses Element trilineare Interpolationsfunktionen verwendet, kann keine lineare Variation der Scherdehnung, die bei Biegen vorliegt, erfasst werden, wenn nur ein einzelnes Element in Biegerichtung verwendet wird. MARC bietet jedoch alternative modifizierte Interpolationsfunktionen für den Elementtyp 7 um eine bessere Abbildung der Scherdehnung zu erreichen.

Diese Funktionen können bei der Einstellung der geometrischen Eigenschaften des Elements aktiviert werden [MAR12b].

Der Elementtyp 117 ist ein isoparametrisches, arbiträres Hexaederelement mit acht Knoten für allgemeine dreidimensionale Anwendungen mit reduzierter Integration. Dieses Element verwendet eine angenommene Dehnungsformulierung, die in natürlichen Koordinaten geschrieben ist und eine gute Darstellung der Scherdehnungen sicherstellt. Da sich der einzige Integrationspunkt in der Elementmitte befindet, sind Spannungen und Dehnungen in den Integrationspunkten am präzisesten [MAR12b].

In der Theorie scheinen beide hexaedrischen Elementtypen 7 und 117 für die Modellierung des flexiblen Rollsticks geeignet zu sein. Die Auswahl wird anhand von Simulationen getroffen, in denen ein Blech mit einer Dicke von 1 mm durch beide Elementtypen und Elementkantenlängen von 6 mm x 6 mm x 0,5 mm diskretisiert wird. Das Blech besitzt somit zwei Elemente über der Blechdicke. Da zu diesem Zeitpunkt noch keine Netzkonvergenzanalyse durchgeführt wurde, werden zunächst nicht die Spannungen und Dehnungen sondern die Maßhaltigkeit des Profilgrundverlaufs im Vergleich zu den experimentellen Ergebnissen bei der Bewertung der beiden Elementtypen betrachtet.

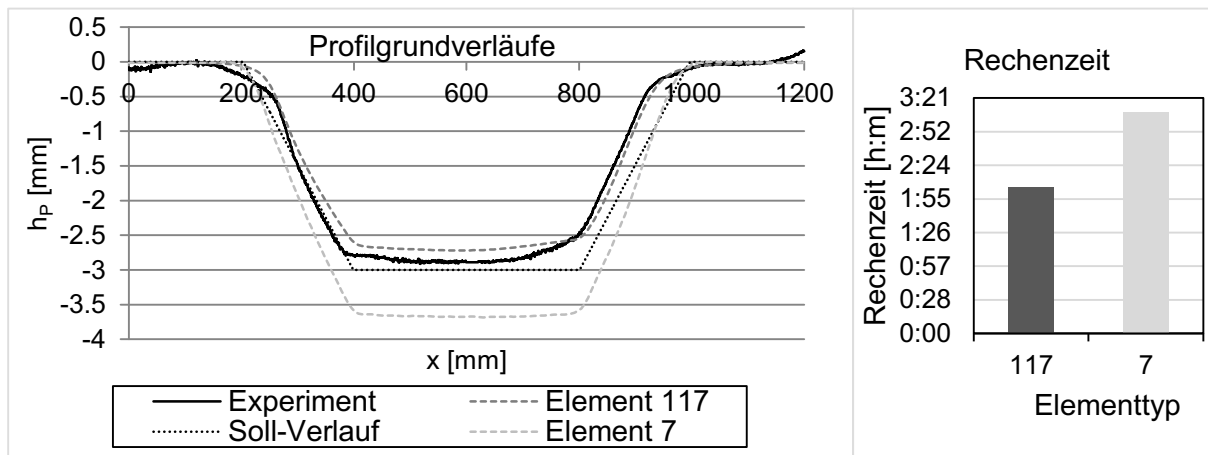


Abbildung 6-4: Einfluss der Elementtypen 7 und 117 auf die Maßhaltigkeit des Profils und die Rechenzeit der Simulation

In den numerischen Ergebnissen mit Elementtyp 117 weicht  $h_{max}$  um 6,38 % und der Profilgrundverlauf um 3,69 % von den Experimenten ab. Die Simulationsergebnisse mit Elementtyp 7 weisen Abweichungen von  $h_{max}$  um 31,82 %

und des Profilgrundverlaufs um 36,75 % auf. Somit ist evident, dass der Elementtyp 117 einen Profilgrundverlauf mit höherer Maßhaltigkeit als auch höherer Formgenauigkeit erzeugt als Elementtyp 7 (Abbildung 6-4). Die deutlich geringere Rechenzeit unterstützt zusätzlich die Wahl des Elementtyps 117.

### 6.3 Auswahl des Approximationsalgorithmus

Der Approximationsalgorithmus (auch Iterationsverfahren genannt) spielt eine große Rolle bei der Konvergenz und Genauigkeit der Simulationsergebnisse. Hierfür kommen die klassische und modifizierte Newton-Raphson Methode in Frage (Abbildung 6-5). Die konventionelle Newton-Raphson-Methode liefert gute Ergebnisse für die meisten nichtlinearen Probleme. Hierbei wird die erste Gleichgewichtsiteration mit den äußeren Lasten und dem Anfangswert der Steifigkeitsmatrix durchgeführt. Weist die Bilanz zwischen den äußeren und inneren Lasten einen zu großen Restwert (Residuum) auf, wird für die nächste Iteration das Werkstückverhalten entsprechend der vorgegebenen Nichtlinearität korrigiert. Dadurch ergibt sich eine aktualisierte Steifigkeitsmatrix, die für alle weiteren Iterationen zugrunde gelegt wird. Die folgende Iteration wird analog aufbauend auf der vorherigen Iteration durchgeführt bis Konvergenz festgestellt wird, bzw. das Residuum geringer als die vorgegebene Toleranz ist. Der Aufwand dieses Iterationsverfahrens hängt im Wesentlichen von der Berechnung der neuen Steifigkeitsmatrix ab. [MAR12a]

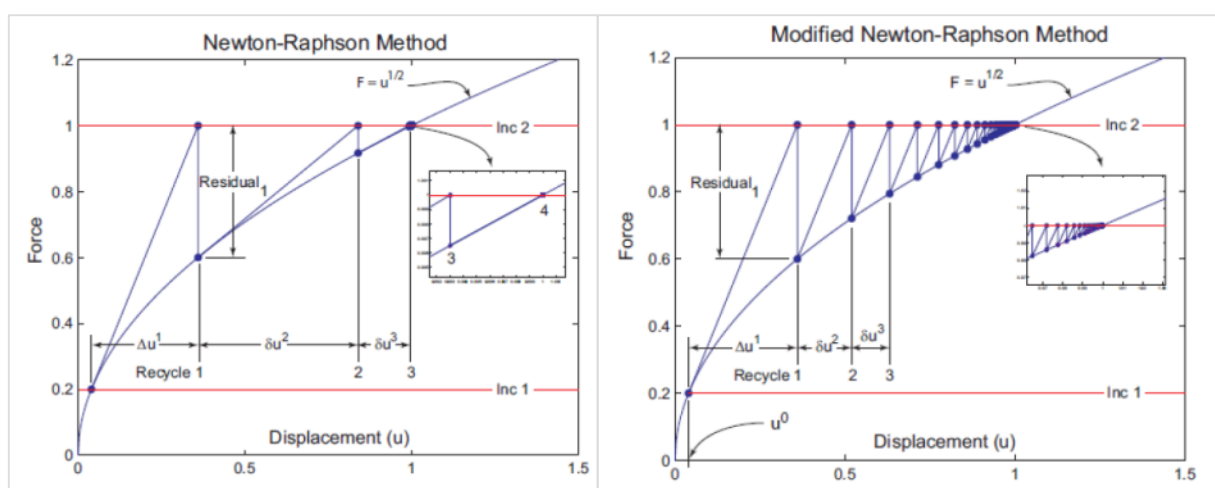


Abbildung 6-5: Newton-Raphson-Methode und modifizierte Newton-Raphson Methode [MAR12a]

Bei der modifizierten Newton-Raphson Methode wird die Tangentensteifigkeitsmatrix für mehrere Iterationsschritte verwendet, anstatt diese bei jeder Iteration neu zu berechnen. Der Aufwand der Lösung wird dadurch reduziert. Jedoch erfolgt die Konvergenz nur linear und langsamer. Außerdem ist das Potenzial für einen hohen Bedarf an Iterationen oder gar Divergenz hoch [MAR12a].

Beide Approximationsalgorithmen werden numerisch geprüft, indem die Elementkantenlängen in der Blechebene zwischen 2,0 und 6,0 mm in 0,5 mm Schritten variiert werden. Die Elementkantenlänge in Blechdickenrichtung bleibt dabei konstant bei 0,5 mm. Die Modelle mit den Elementkantenlängen 2,0 und 2,5 mm führten mit der modifizierten Newton-Raphson Methode zum Simulationsabbruch aufgrund radikaler Elementdeformationen in der Biegekante an der Kontaktstelle mit den Werkzeugrollen. Dies kann auf eine Divergenz aufgrund der nicht aktualisierten Steifigkeitsmatrix zurückzuführen sein. [MAR12a] zufolge eignet sich die modifizierte Newton-Raphson Methode nur für leicht nichtlineare Probleme. Es ist anzunehmen, dass der Grad der Nichtlinearität in den Biegekanten so hoch ist, dass eine Neubestimmung der Steifigkeitsmatrix in jeder Iteration erforderlich ist. Mit der klassischen Newton-Raphson Methode traten keine Konvergenz- oder Deformationsschwierigkeiten auf, weshalb diese für das numerische Modell gewählt wird.

## 6.4 Kontaktmodellierung

Die Simulation von Profilierverfahren ist häufig mit langen Rechenzeiten verbunden. Die Simulationsdauer der in Kapitel 6.3 beschriebenen Umformstufe mit einer Elementkantenlänge von 3 mm betrug über 54 Stunden (CPU: 3,40 GHz). Solch hohe Rechenzeiten sind für anstehende Prozessuntersuchungen und umfangreiche Parametervariationen nicht praktikabel. Ein Schwerpunkt der numerischen Modellierung ist die Minimierung der Simulationsdauer ohne Beeinträchtigung der Ergebnisqualität, was durch eine adäquate Einstellung der Kontaktbedingungen erreicht werden kann.

In einer möglichen Kontakteinstellung werden Knoten in Kontakt mit einem Segment (Kurve, Oberfläche, Elementkante oder Elementfläche) gesetzt. Die-

ser ausgereifte Kontaktalgorithmus, der als „node-to-segment“ (N2S) bezeichnet wird, kann universell auf den Großteil der Kontaktprobleme angewandt werden. Die Schwäche des N2S-Algorithmus liegt in der Erzwingung der „non-penetration“ (Uneindringbarkeit) Beschränkung auf Knotenbasis bei Erkennung eines Kontakts. Aufgrund der punktuellen Applikation der Beschränkung hält der N2S-Algorithmus keine Spannungsstetigkeit über die Kontaktfläche des verformbaren Kontaktkörpers ein [MAR12a].

Der alternative „segment-to-segment“ (S2S) Algorithmus erzwingt die „non-penetration“ Beschränkung hingegen mit Hilfe von erweiterten Lagrangeschen Ansätzen [KIR13, MAR12a]. Nach [KIR13] lassen sich durch Anwendung des S2S-Algorithmus eine bessere Spannungscontinuität und Kontaktnormalspannungsverteilung erzielen. Anhand einer Knicksimulation wird auch gezeigt, dass dadurch die Rechenzeit reduziert wird, da weniger Inkremente und Iterationsschritte benötigt werden. Dabei ändert sich das Berechnungsergebnis, in diesem Beispiel die Verschiebung, nicht signifikant. Die Einschränkungen des S2S-Algorithmus betreffen Probleme mit anisotroper Reibung, Deaktivierung geklebter Kontakte, reißendem Kleber, Verschleiß, Bremsquietschen sowie Porendruck-, Fluid-Festkörper- und piezoelektrischen Analysen [KIR13]. Da das flexible Rollsicken nicht von den genannten Limitationen betroffen ist, wird der S2S-Algorithmus auf das FEM-Modell angewandt. Es gilt zu prüfen, ob dadurch die Rechenzeit bei gleichbleibendem Simulationsergebnis reduziert werden kann. Da für die im Fokus stehende Faltenbildung die Drucklängsspannungen im Flansch als maßgeblicher Indikator angenommen werden, dient die maximale Längsspannung  $\sigma_{zz,max}$  im Bauteil als Vergleichsgröße.

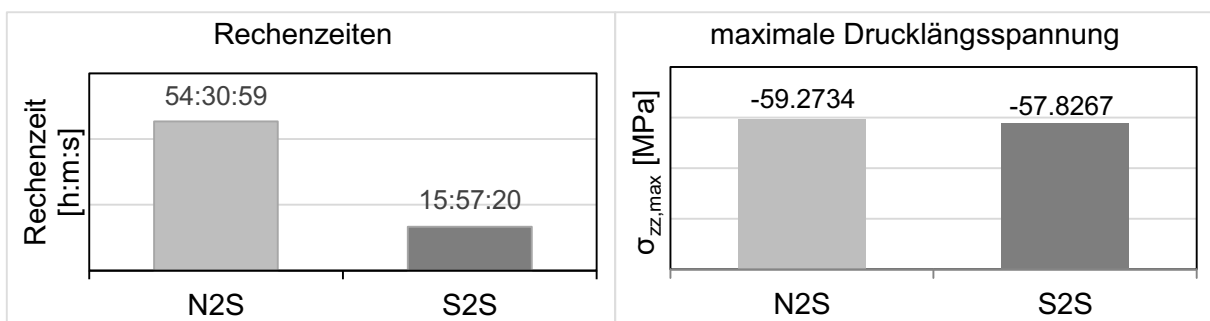


Abbildung 6-6: Einfluss des Kontaktalgorithmus (N2S - S2S) auf die Rechenzeit und Simulationsergebnisse

In Abbildung 6-6 ist der Vergleich beider Kontaktmodellierungsansätze im Fall des exemplarischen Profils mit 3 mm Tiefe dargestellt. Der S2S-Algorithmus führt nachweislich zu deutlich verkürzten Simulationszeiten (- 70 %) ohne signifikanten Einfluss auf das Simulationsergebnis.

## 6.5 Netzkonvergenzstudie

Die Netzkonvergenzanalyse erfolgt zweistufig. Im ersten Schritt werden die quadratischen Kantenlängen des Elements in der Blechebene ( $x, y$ ) definiert. Über die Blechdicke werden zunächst zwei Elemente eingesetzt. Basierend auf den ermittelten ebenen Kantenlängen wird in der zweiten Stufe die Anzahl der Elementschichten in Dickenrichtung erhöht, bis die Ergebnisse konvergieren. Die Konvergenz wird in beiden Stufen anhand der Profilgeometrie (Profilgrundverlauf) sowie der maximalen (Druck-)Längsspannungen in der Bandkante, in denen die Ursache der Faltenbildung liegt, untersucht. Dabei werden die Längsspannungen während des Prozesses und nach der Umformung betrachtet.

Die maximale Drucklängsspannung im Flansch während des Prozesses wird durch Auswertung der Längsspannungen an allen Knoten der Bandkante in jedem Simulationsinkrement bestimmt. Der maximale Wert tritt in dem Moment auf, in dem die Oberrolle nach dem einlaufenden Höhenübergang  $h_{max}$  erreicht (in Abbildung 6-8 bei  $x = 400$  mm). Zu diesem Zeitpunkt wird die maximale Drucklängsspannung in der Bandkante kurz nach der Position von  $h_{max}$  in Längsrichtung beobachtet ( $468 \text{ mm} \leq x \leq 504 \text{ mm}$ ).

Nach der Umformung liegt der in Abbildung 6-7 (a) dargestellte Längsspannungsverlauf in der Bandkante vor. In den Ein- und Auslaufbereichen sowie in den Höhenübergängen herrschen Zuglängsspannungen, die zum ebenen Profilgrundbereich hin in Drucklängsspannungen übergehen. Die maximale Drucklängsspannung  $\sigma_{xx,max,F}$  befindet sich wie auch während der Umformung stets kurz nach der Position von  $h_{max}$  in Längsrichtung (hier:  $\sigma_{xx,max,F} = -17,5$  MPa bei  $x = 445$  mm).



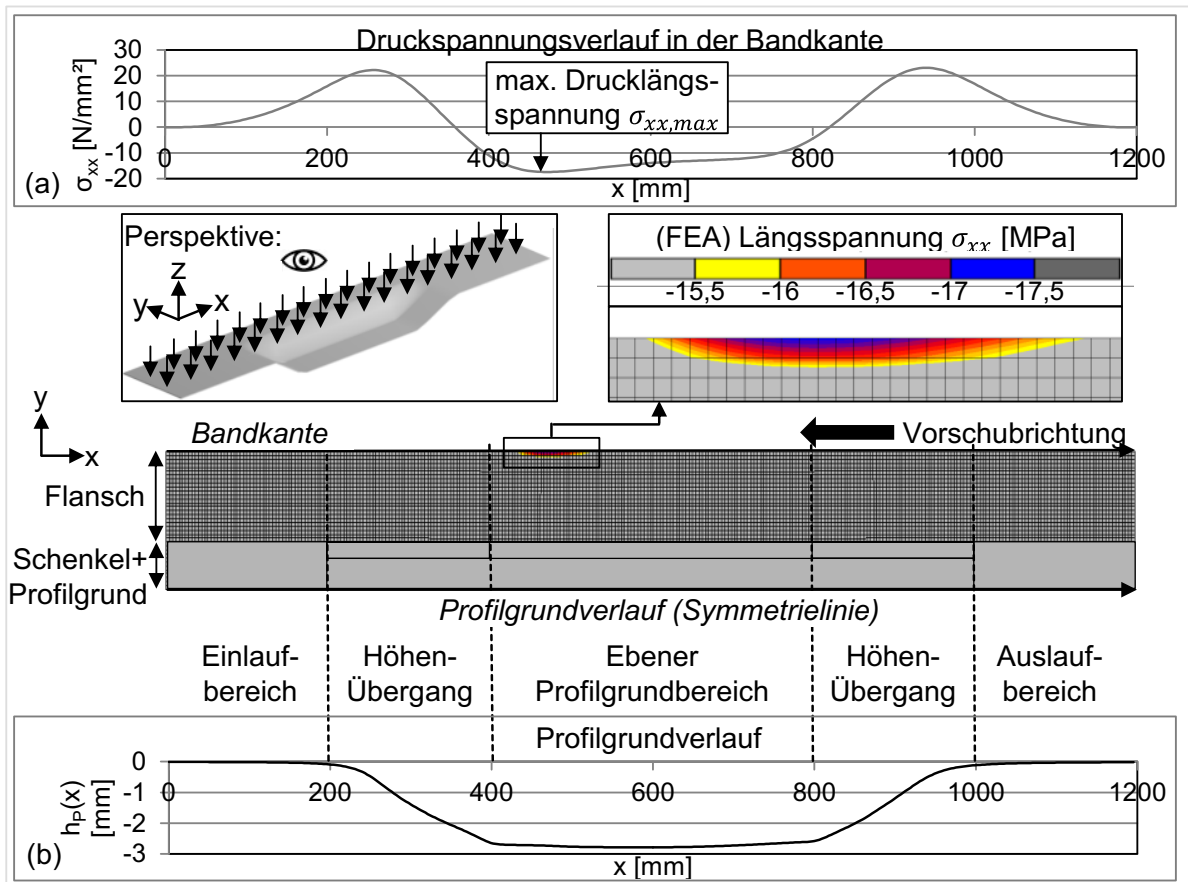


Abbildung 6-7: Position der maximalen Drucklängsspannung  $\sigma_{xx,max}$  in der Bandkante nach der Umformung

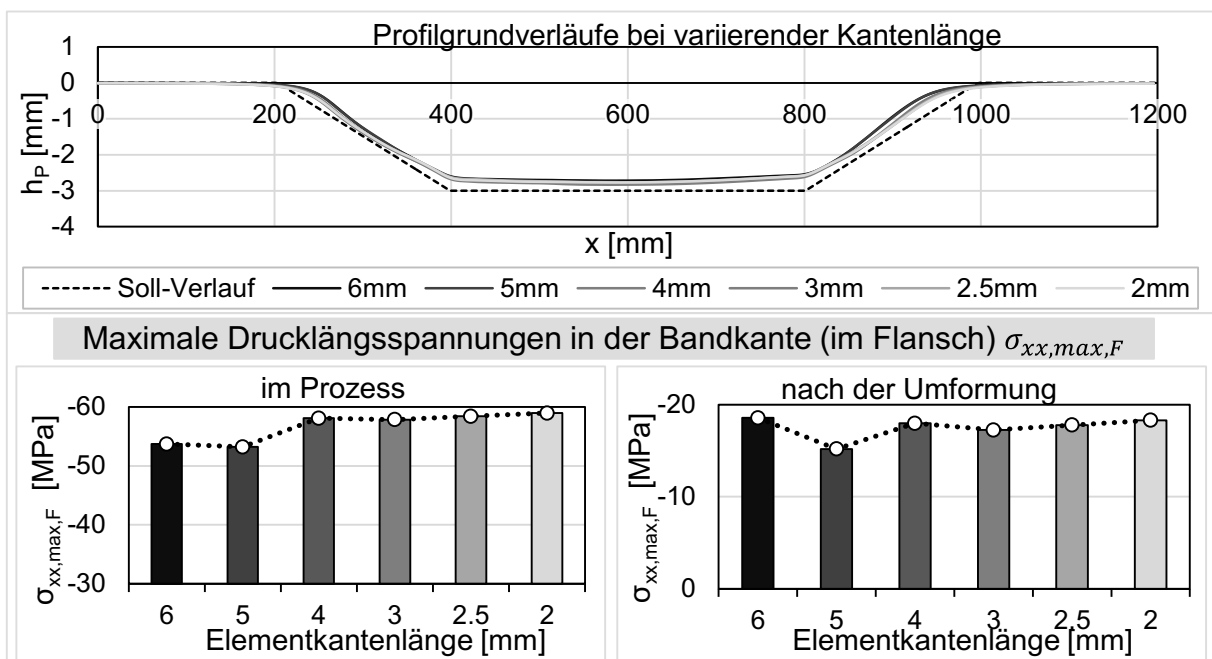


Abbildung 6-8: Konvergenzanalyse der Elementkantenlänge in der x-y-Blechebene

Die Elementkantenlänge in der Blechebene wird zwischen 2,0 und 6,0 mm variiert (2,0/2,5/3,0/4,0/5,0/6,0 mm). Während die Elementkantenlänge in der x-y-Ebene keinen bedeutsamen Einfluss auf die geometrischen Simulationsergebnisse hat, konvergieren alle maximalen Längsspannungen ab einer Kantenlänge von 4 mm (Abbildung 6-8).

In der zweiten Stufe der Netzkonvergenzstudie wird die Anzahl der Elementschichten bestimmt. Die Untersuchungen mit zwei und drei Elementen in Blechdickenrichtung ergeben eine vergleichbar gute Abbildung des Profilgrundverlaufs.

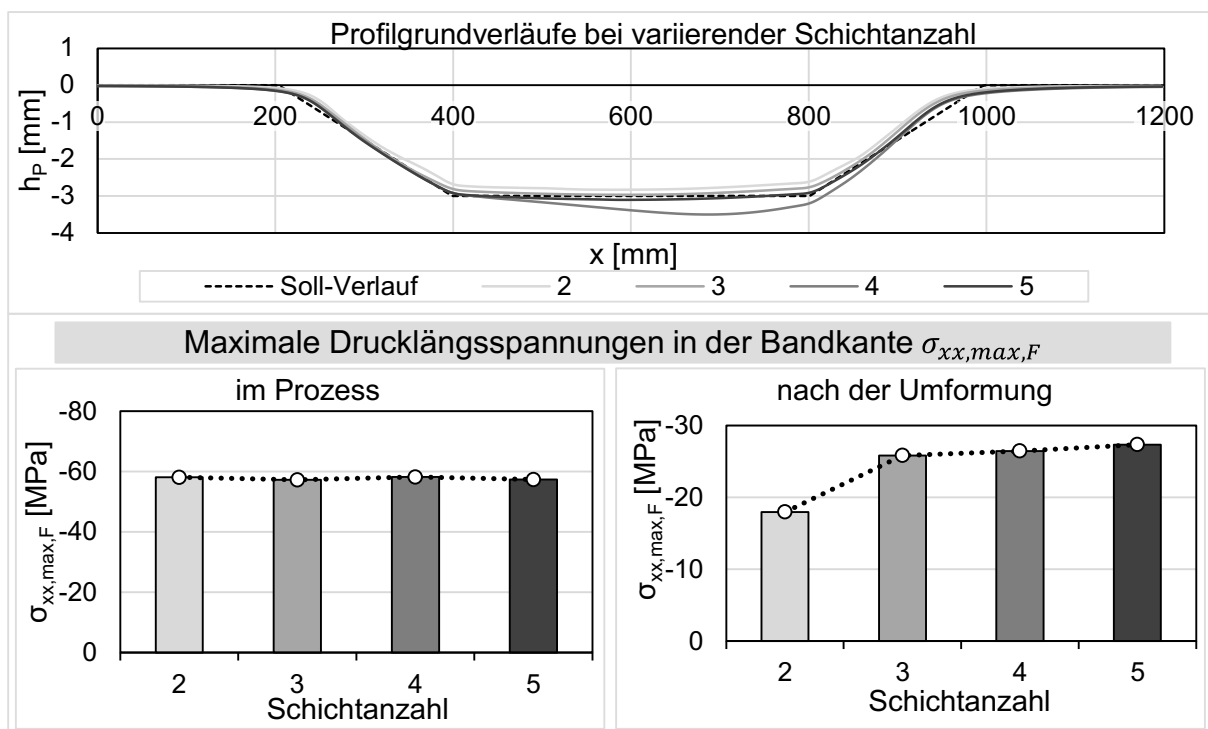


Abbildung 6-9: Konvergenzanalyse der Elementschichtanzahl in Blechdickenrichtung

Vier Elementschichten resultieren in starken Abweichungen und auch mit fünf Schichten übersteigt, im Widerspruch zu den experimentellen Ergebnissen (vgl. Abbildung 6-4), die Profiltiefe die Zielgeometrie. Die maximalen Längsspannungen im Prozess zeigen nach dem Prozess keine signifikante Abhängigkeit von der Schichtanzahl. Die maximale Drucklängsspannung  $\sigma_{xx,max,F}$  nach der Umformung konvergiert ab einer Schichtanzahl von drei.

Da zusätzlich der Profilgrundverlauf mit drei Elementschichten mit einer Abweichung von 3,69 % die beste Formgenauigkeit und mit  $h_{max} = 2,85$  mm die

beste Maßhaltigkeit (relative Abweichung: 2,15 %) besitzt, wird diese Netzdiskretisierung gewählt. Daraus folgt ein gleichmäßiges Mesh aus Elementen mit den Kantenlängen  $x/y/z = 4,0 \text{ mm}/4,0 \text{ mm}/0,33 \text{ mm}$  bei einem 1,0 mm dicken Blech. Aus der Wahl der Elementgröße resultiert gleichzeitig eine günstige und vertretbare Rechenzeit von ca. 11 Stunden für den ersten Umformstich (Abbildung 6-10).

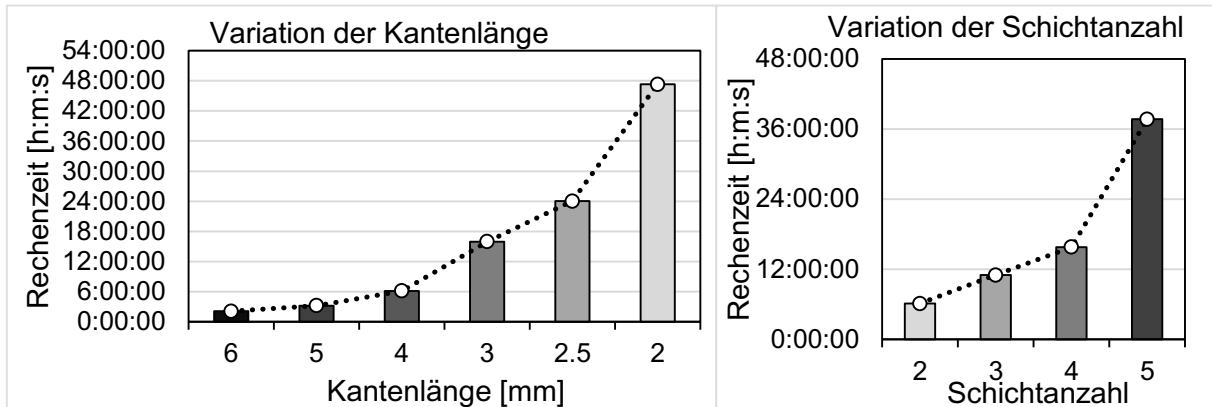


Abbildung 6-10: Einfluss der Elementgröße auf die Rechenzeiten

## 6.6 Simulationsparameter des FEM-Modells

Aus den vorangehend dargestellten Untersuchungen lassen sich die in Abbildung 6-11 gezeigten Simulationsparameter zusammenfassen. Die Blechlänge beträgt 1200 mm, was der maximalen Umformlänge im Experiment entspricht.

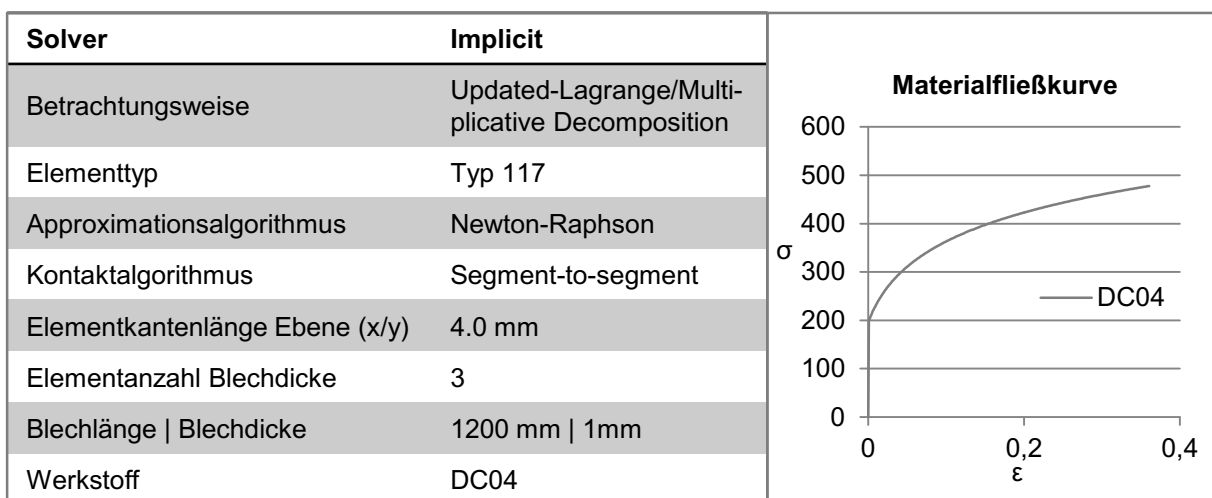


Abbildung 6-11: Simulationsparameter des FEM-Modells

Die im Realversuch für den Vorschub erforderlichen Ein- und Auslaufbereiche von jeweils 900 mm Länge werden in der Simulation nicht modelliert, um Rechenzeit zu sparen. Die ersten numerischen und experimentellen Prozessuntersuchungen wurden anhand von Blechen des niederfesten Tiefziehstahlwerkstoffs DC04 und einer Blechdicke von 1,0 mm durchgeführt. Die Fließkurve des Materials wurde mit Hilfe von Zugversuchen ermittelt (Abbildung 6-11 rechts). Die Blechbreite hängt von der Zielgeometrie des Profils ab. Das Referenzblech der Untersuchungen besitzt eine Breite von 280 mm, was eine Blechbreite von 140 mm im halbsymmetrischen FEM-Modell bedeutet.

### 6.7 Einfluss des Niederhalterspalts

Um einen ungehinderten Vorschub zu gewährleisten ist bei der Einstellung des Spalts zwischen den Niederhalterplatten ein Aufmaß zur Blechdicke vorzusehen. Das Spaltaufmaß hat keinen Einfluss auf den Profilgrundverlauf, der keine signifikanten Unterschiede bei der Variation des Spaltmaßes (+0,1 bis +0,6 mm) aufweist (Abbildung 6-12). Gleiches gilt für die maximalen Längsspannungen im Prozess.

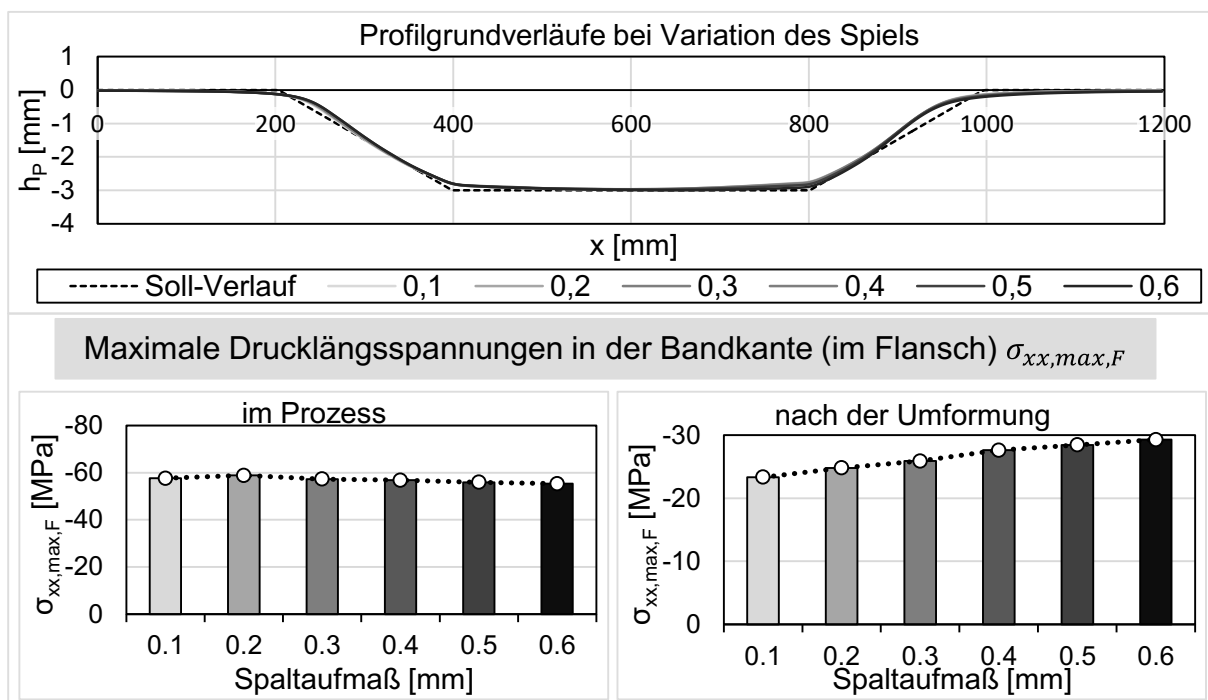


Abbildung 6-12: Einfluss des Niederhalterspalts auf den Profilgrundverlauf und die maximalen Längsspannungen im Prozess und nach der Umformung

Im finalen Bauteil nehmen allerdings die Längseigenstressen im Flansch mit steigendem Spaltmaß zu (Abbildung 6-12). Dies ist auf die prozessbedingte Gesamtkrümmung des Profils zurückzuführen (Abbildung 6-13), die ebenfalls vom Spaltmaß abhängig sind. Diese eigenspannungsinduzierten Krümmungen sind im Realversuch zwar ebenfalls existent, fallen jedoch verglichen zur Simulation vernachlässigbar klein aus.

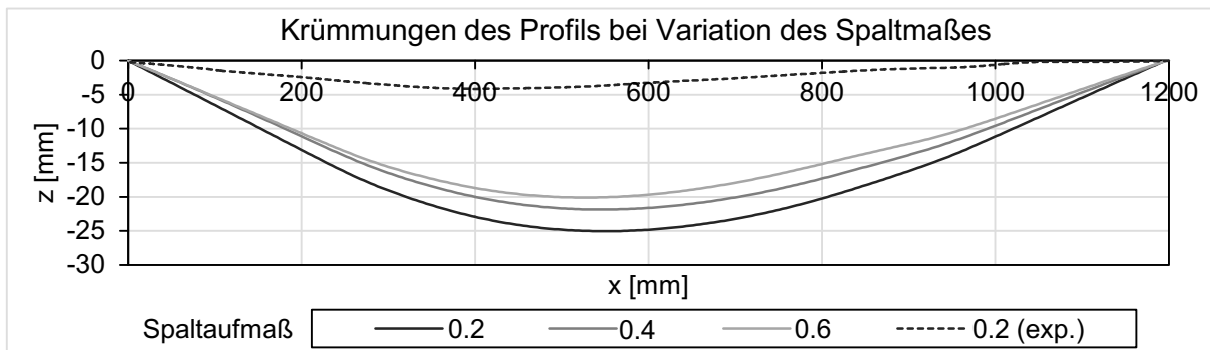


Abbildung 6-13: Einfluss des Spaltaufmaßes auf die Profilkrümmung

Die Verkürzung der Ein- und Auslaufbereiche des Blechs im FEM-Modell kann ursächlich für die nicht-validierbaren Profilkrümmungen sein. Es ist evident, dass die überhöhten Profilkrümmungen die vorliegenden Zustände signifikant beeinflussen, wodurch sich prozess- und deformationsinduzierte Spannungen nicht differenzieren lassen. Eine hinreichende Erweiterung des FEM-Modells ist erforderlich, um eine realitätsgetreue Abbildung der Gesamtprofilgeometrie zu erreichen und die Beschreibung der rein prozessbedingten, mechanischen Prozesscharakteristika zu ermöglichen.

## 6.8 Modellerweiterung durch optimierte Randbedingungen

Wie in Kapitel 6.7 gezeigt, übt der Flansch aufgrund der Spannungen im Prozess und der Eigenstressen eine Ausgleichbewegung aus, was zu lokalen und globalen Deformationen, beispielsweise Krümmungen, führt. Aufgrund der bereits in Kapitel 6.7 erwähnten verkürzten Ein- und Auslaufbereiche in der Simulation zur Reduktion der Rechenzeit stimmen diese Deformationen nicht mit den Realversuchen überein. Die Überlagerung der Krümmungen mit den durch die eigentliche Umformung eingebrachten Dehnungen erschwert die isolierte Betrachtung der mechanischen Prozesscharakteristika des flexiblen

Rollsickens. Da insbesondere die prozessbedingten Spannungen und Dehnungen in der Ebene des Profilflanschs ausschlaggebend für das Bauteilver-sagen durch Faltenbildung sind, wird das FEM-Modell durch zusätzliche Randbedingungen (RB) erweitert, um ungewollte Deformationen zu eliminieren (Abbildung 6-14). Die Randbedingung sperrt vertikale Bewegungen der Knoten im Profilflansch (in z-Richtung), wodurch nur die aus den Verschiebungen in der x-y-Ebene resultierenden Spannungen verbleiben. Dadurch wird die Krümmung des Profilflanschs unterdrückt, was eine höhere Konformität mit den Realversuchen aufweist als die resultierenden Krümmungen des FEM-Modells mit freiem Flansch (vgl. Abbildung 6-13). Um das Umformverhalten der oberen Biegekante des Profils nicht zu beeinträchtigen, wird die Randbedingung nicht auf die in y-Richtung innenliegenden drei Knotenreihen des Flanschs (vgl. Abbildung 6-14 „unfixierter Flanschbereich“) appliziert. Die vertikale Fixierung wird somit ab der vierten Knotenreihe in Breitenrichtung bis hin zur Bandkante auf den Flansch angewandt.

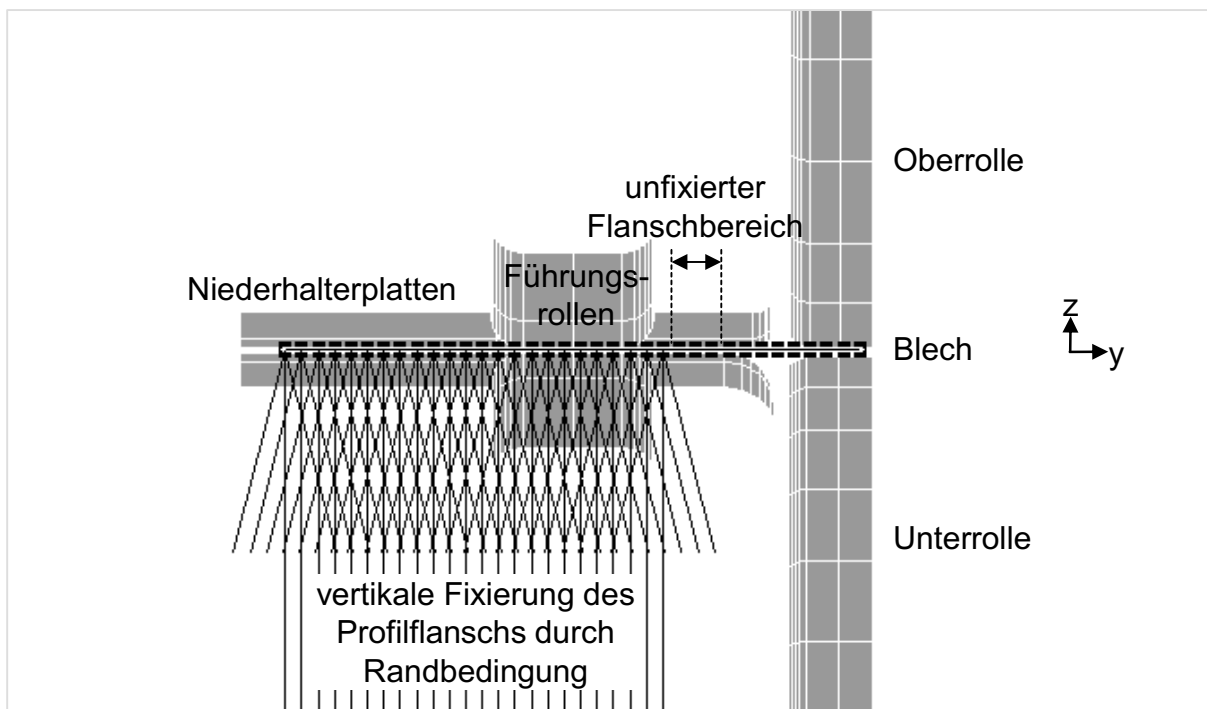


Abbildung 6-14: Randbedingung zur vertikalen Fixierung des Profilflanschs

Die aus dem FEM-Modell ohne Flanschfixierung resultierenden Krümmungen beeinflussen des Weiteren den Längsspannungszustand im Bauteil, der insbesondere in der Bandkante ausschlaggebend für die Faltenbildung ist. Durch

die überhöhten Krümmungen werden mehr Spannungen im Flansch abgebaut als in der Realität, was geringere Längseigenstressungen im finalen Profil zur Folge hat als beim FEM-Modell mit fixiertem Flansch (Abbildung 6-15).

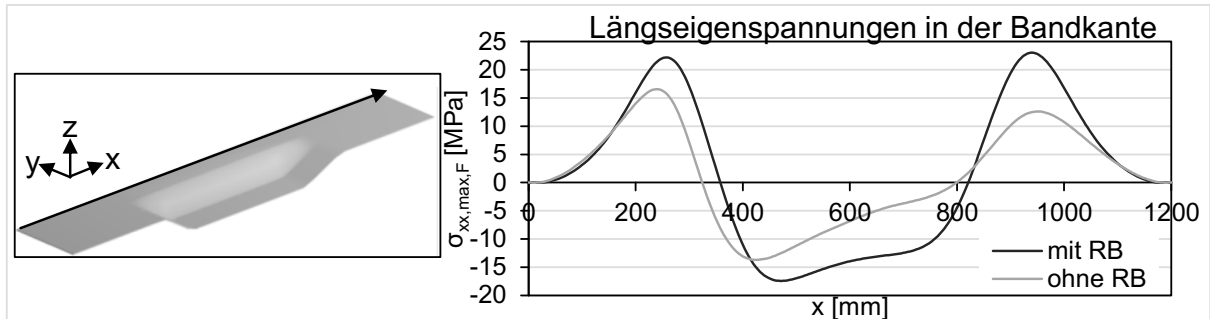


Abbildung 6-15: Einfluss überhöhter Krümmungen in der Simulation auf den Längsspannungszustand in der Bandkante

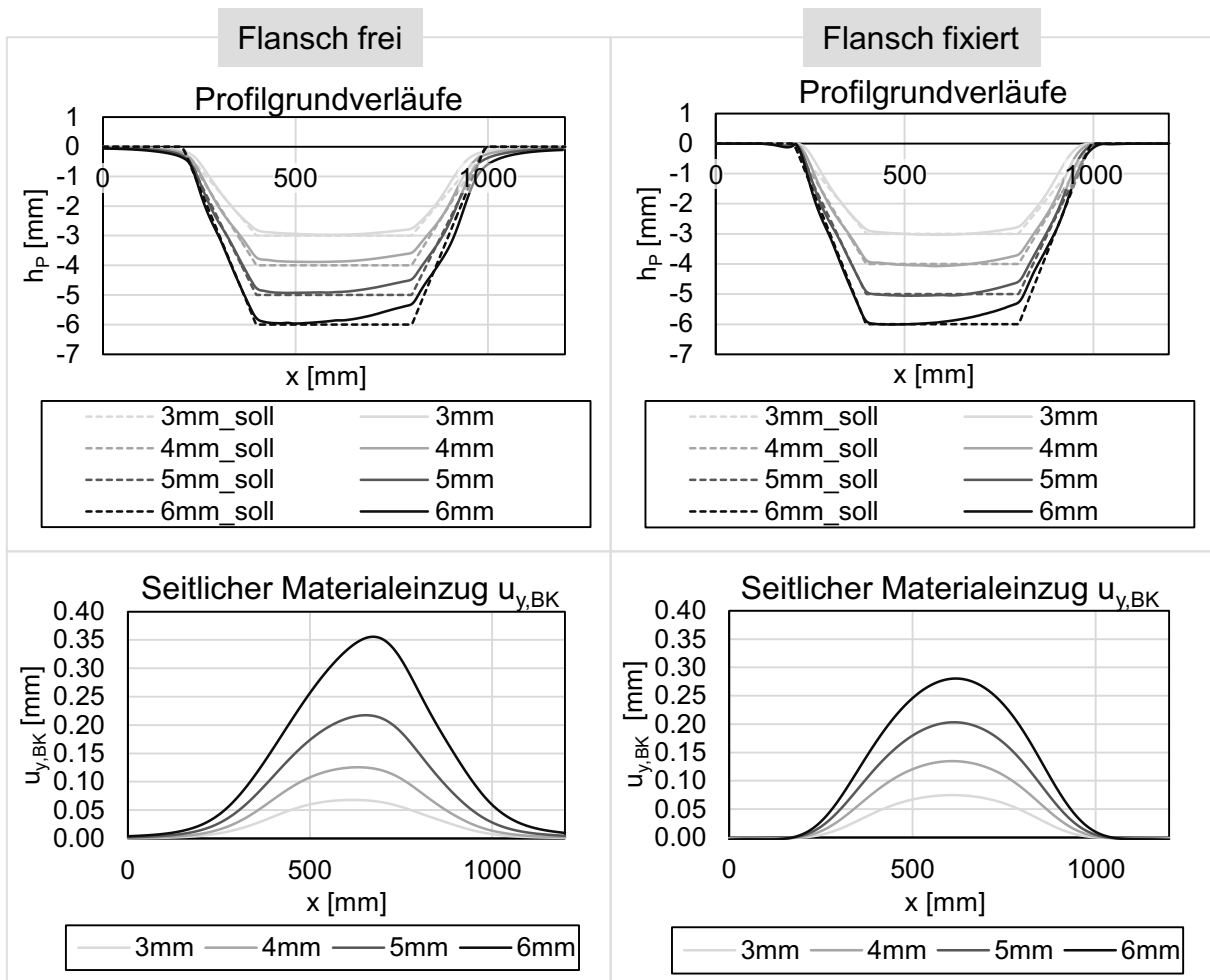


Abbildung 6-16: Profilgrundverläufe und seitliche Materialeinzüge bei unterschiedlichen Simulationsrandbedingungen

Die Erweiterung der Randbedingung hat keinen signifikanten Einfluss auf die charakteristischen geometrischen Merkmale des Profils, wie der Vergleich der Profilgrundverläufe zeigt (Abbildung 6-16). Die Ergebnisse beider FEM-Modelle weisen die zuvor beschriebenen abnehmenden Formgenauigkeit des Profilgrundverlaufs gegen Profilende am aufsteigenden Höhenübergang (um  $x = 800$  mm) auf, die auf mechanische Prozesscharakteristika zurückzuführen sind, welche in Kapitel 7.1.3 näher erläutert werden.

Die exemplarischen Simulationen der Profile mit 3, 4, 5 und 6 mm Tiefe zeigen nahezu identische Profilgrundverläufe. Der Vergleich mit den experimentellen Messungen zeigt, dass die in Abbildung 6-17 dargestellten numerischen Profilgrundverläufe mit fixiertem Flansch sowohl eine bessere Maßhaltigkeit von  $h_{max}$  als auch eine höhere Formgenauigkeit aufweisen. Ohne zusätzliche Randbedingung am Flansch beträgt die Abweichung von  $h_{max}$  4,52 % und die Formgenauigkeit 2,63 %. Durch die Fixierung des Flanschs verringert sich die Abweichung von  $h_{max}$  auf 2,61 % und der Profilform auf 0,91 %.

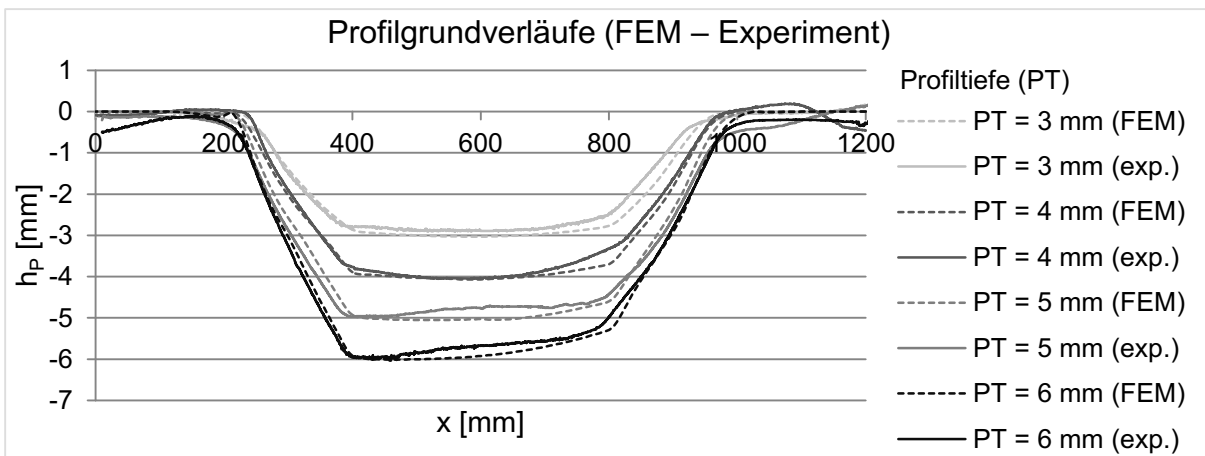


Abbildung 6-17: FEM-Modell mit Randbedingung zur vertikalen Fixierung des Flanschs - Validierung der numerisch bestimmten Profilgrundverläufe

Die seitlichen Materialeinzüge  $u_{y,BK}$  der beiden unterschiedlichen FEM-Modelle weisen hingegen mit zunehmender Profiltiefe (vgl. 6 mm in Abbildung 6-17) Unterschiede auf. Die Bandeinzüge werden anhand des in Kapitel 4 beschriebenen Messkonzepts an den Stellen in Längsrichtung  $x = 400$  mm,  $600$  mm,  $800$  mm validiert. Beim geringen Bandeinzug des Profils mit 3 mm Profiltiefe besitzen bereits kleine Messungenauigkeiten eine große Signifikanz,



weshalb die Bandeinzüge der Profile mit 4 mm, 5 mm und 6 mm Tiefe zur Validierung herangezogen werden. Die aus dem FEM-Modell mit vertikal fixiertem Flansch resultierenden Bandeinzüge (Abbildung 6-18) weisen mit einer relativen Abweichung von 11,47 % eine höhere Genauigkeit als das Modell mit freiem Flansch auf (Abweichung 15,35 %).

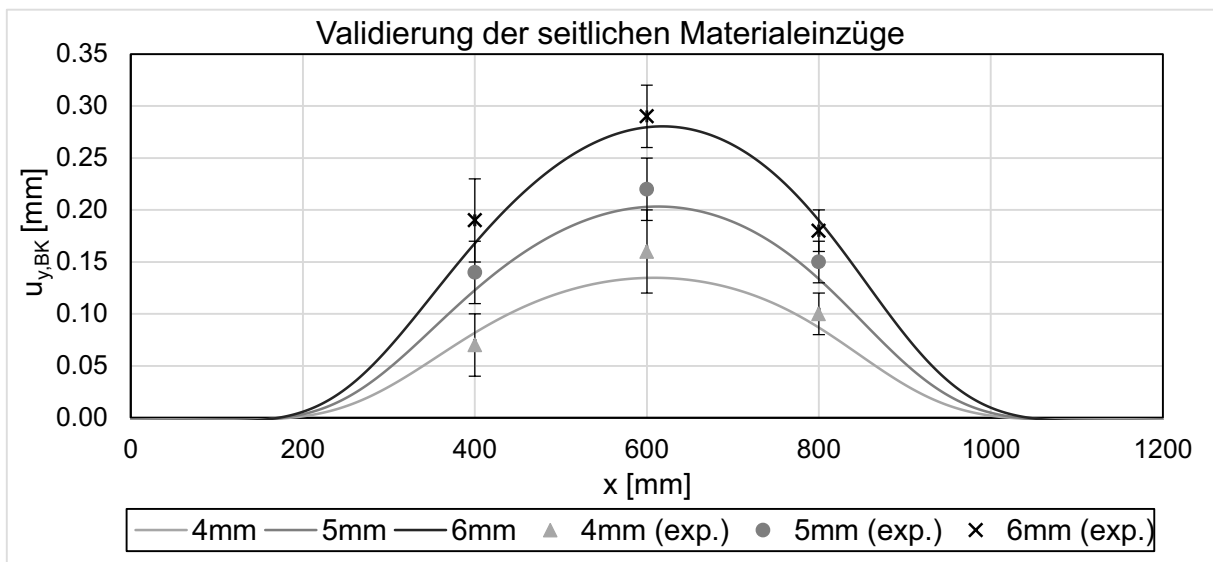


Abbildung 6-18: FEM-Modell mit Randbedingung zur vertikalen Fixierung des Flanschs - Validierung der numerisch bestimmten Bandeinzüge

Das numerische Modell mit der somit zulässigen Randbedingung des fixierten Flansches wird für die numerischen Prozessuntersuchungen und die analytische Modellbildung genutzt.



## 7 Prozesscharakteristika des flexiblen Rollstreckens

Die Prozessbetrachtung rein aus der Perspektive des Querschnitts weist Analogien zum Tiefziehen auf. Um Materialausdünnung zu vermeiden bzw. zu minimieren, ist das Bauteil oder die Umformstrategie derart zu wählen, sodass das notwendige Material zur Ausbildung des Profilquerschnitts seitlich aus dem Flansch eingezogen werden kann (Abbildung 2-20 d). Idealerweise korrespondiert der seitliche Bandeinzug  $u_{y,BK}$  mit der in der Profilmitte zusätzlich erforderlichen Materialmenge. Demgemäß impliziert eine in Längsrichtung variable Profilhöhe einen entsprechend veränderlichen Bandeinzug entlang der Bandkante. In der Realität führt die plastische Umformung der Biegekanten (Abbildung 2-19 b) zu inhomogenen Materialeigenschaften aufgrund der Kaltverfestigung sowie zu erhöhten geometrischen Steifigkeiten durch die Profilmittellinie. Diese beeinträchtigen den seitlichen Materialeinzug mit der Konsequenz, dass die ideale eingezogene Materialmenge nicht erreicht werden kann. Da im ersten Umformstich noch keine kaltverfestigten Biegekanten vorliegen, kann vergleichsweise mehr Material eingezogen werden als in nachfolgenden Umformstufen. Abbildung 7-1 zeigt die numerischen Ergebnisse von drei beispielhaften Profilvarianten, die jeweils in einem Umformstich und in zwei Umformstichen gefertigt wurden. Dargestellt sind die Blechdickenverteilungen im am Ende des einlaufenden Höhenübergangs (vgl.  $x = 400$  mm in Abbildung 6-17) befindlichen Querschnitt. Aufgrund der maximalen Profilhöhe  $h_{max}$  an dieser Stelle findet in diesem Querschnitt die größte Blechdickenabnahme statt. In Abbildung 7-1 (a) ist für ein Profil mit  $h_{max} = 8$  mm der Vergleich der Blechdickenverteilung bei einstufiger und zweistufiger Umformung mit 4 mm + 4 mm Profilhöhenzunahme dargestellt. Abbildung 7-1 (b) zeigt die Ergebnisse der Umformstrategie mit 6 mm + 2 mm Höhenzunahme. In Abbildung 7-1 (c) sind die Blechdickenverteilungen im Querschnitt eines Profils mit  $h_{max} = 10$  mm bei einstufiger und zweistufiger Umformstrategie (6 mm + 4 mm) gegenübergestellt.

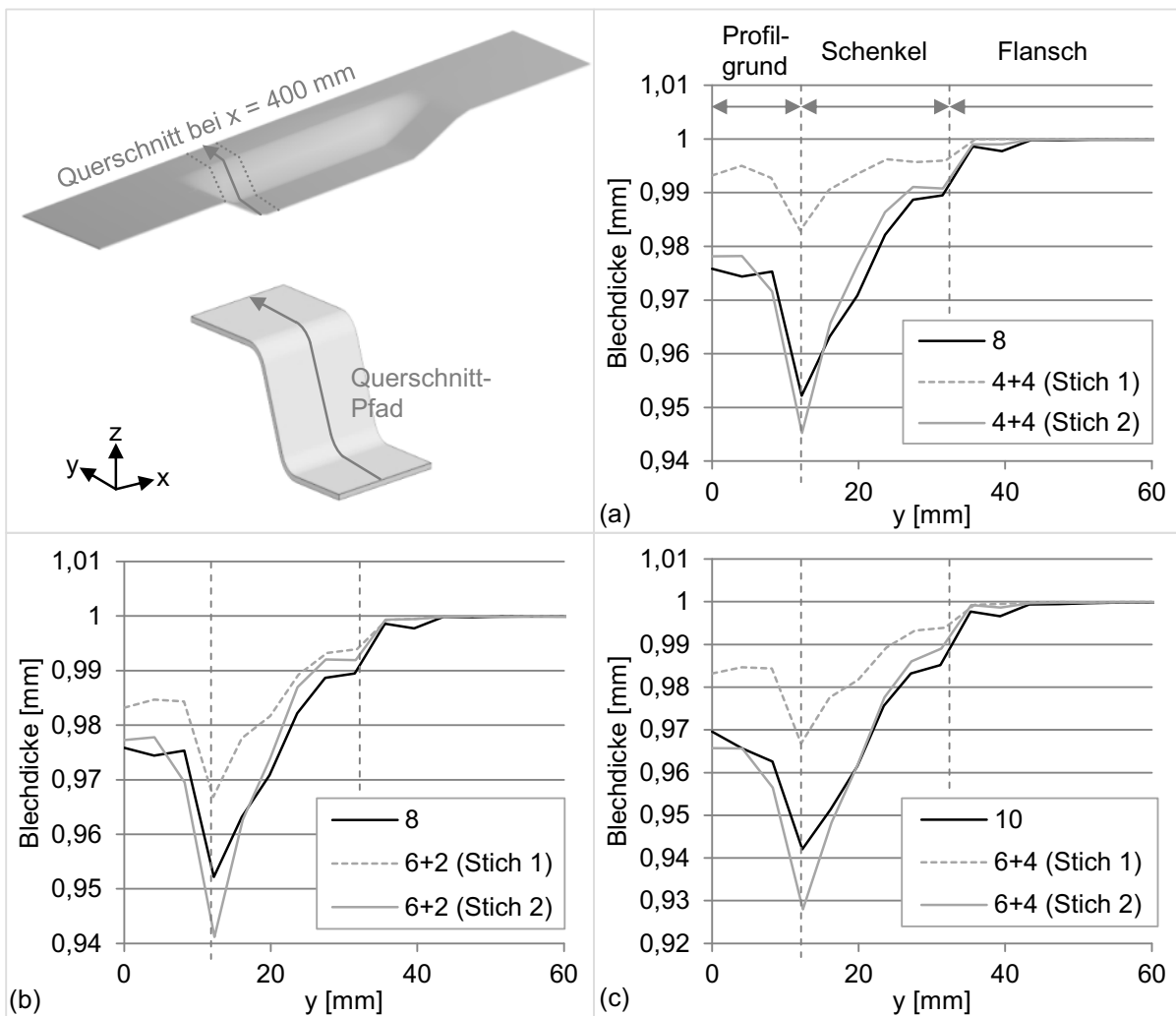


Abbildung 7-1: Einfluss der ein- und mehrstufigen Umformungen auf die Blechdickenverteilung im Profilquerschnitt bei  $x = 400$  mm beim flexiblen Rollsicken

Trotz der geringen Ausdünnungen ist evident, dass eine mehrstufige Umformstrategie zu größeren maximalen Blechdickenabnahmen im finalen Bauteil führt. In Tabelle 7-1 sind die aus Simulationen ermittelten maximalen Ausdünnungen im Querschnitt sowie die lokalen Bändeinzüge an der betrachteten Längsposition des Profils aufgeführt. Eine Abnahme des Bändeinzugs korreliert nachweislich mit einer Erhöhung der Blechausdünnung.

Daraus folgt, dass zur Minimierung der Materialausdünnung das Umformpotenzial im ersten Stich, das durch die Faltenbildung begrenzt wird, maximal auszunutzen ist. Demnach fokussieren sich die nachfolgenden Prozessuntersuchungen und die analytische Modellbildung auf den ersten Umformstich.

Tabelle 7-1: Einfluss der Umformstrategie auf die maximale Ausdünnung und den Bandedeinzug

$h_{max}$	Strategie	max. Ausdünnung		$u_{y,BK}$	
8 mm	1 x 8 mm	$4,78 \cdot 10^{-2}$ mm	+ 14,6 %	1,78 mm	- 7,3 %
	4 mm + 4 mm	$5,48 \cdot 10^{-2}$ mm		1,65 mm	
	6 mm + 2 mm	$5,88 \cdot 10^{-2}$ mm	+ 23 %	1,41 mm	
10 mm	1 x 10 mm	$5,79 \cdot 10^{-2}$ mm	+ 24,4 %	2,86 mm	- 11,9 %
	6 mm + 4 mm	$7,2 \cdot 10^{-2}$ mm		2,52 mm	

Bei der Betrachtung der charakteristischen Umformmechanismen beim flexiblen Rollsicken ist zwischen der lokal herrschenden Spannungsverteilung in der Umformzone während des Prozesses und den Spannungszuständen im finalen Bauteil zu differenzieren. Im Folgenden wird das Verfahrensprinzip aus mechanischer Sicht basierend auf numerischen Untersuchungen mit Hilfe des in Kapitel 6 präsentierten FEM-Modells dargelegt. Das Umformverhalten lässt sich durch die isolierte Analyse der signifikanten Bereiche der Umformzone, die durch den Profilquerschnitt, die Profil-/Bandkante und den Flansch sowie den Profilboden repräsentiert werden, beschreiben.

## 7.1 Spannungs- und Dehnungszustände während der Umformung

### 7.1.1 Profilquerschnitt

Die Spannungsverteilung auf der Ober- und Unterseite des Profils entlang des Querschnitts während der Umformung zeigt eine Superposition von Zug- und Biegebeanspruchungen (Abbildung 7-2). In den Bereichen der oberen und unteren Biegekante dominiert die Biegung, während Zugspannungen im Profilgrund und -schenkel sowie in den biegekantennahen Flanschbereichen überwiegen. Zwischen den Spannungsspitzen der kaltverfestigten Biegekanten wird die maximale Zugspannung festgestellt, die eine Materialstreckung und somit Blechausdünnung indiziert, sobald ein kritischer Grenzwert überschritten wird. [E2]

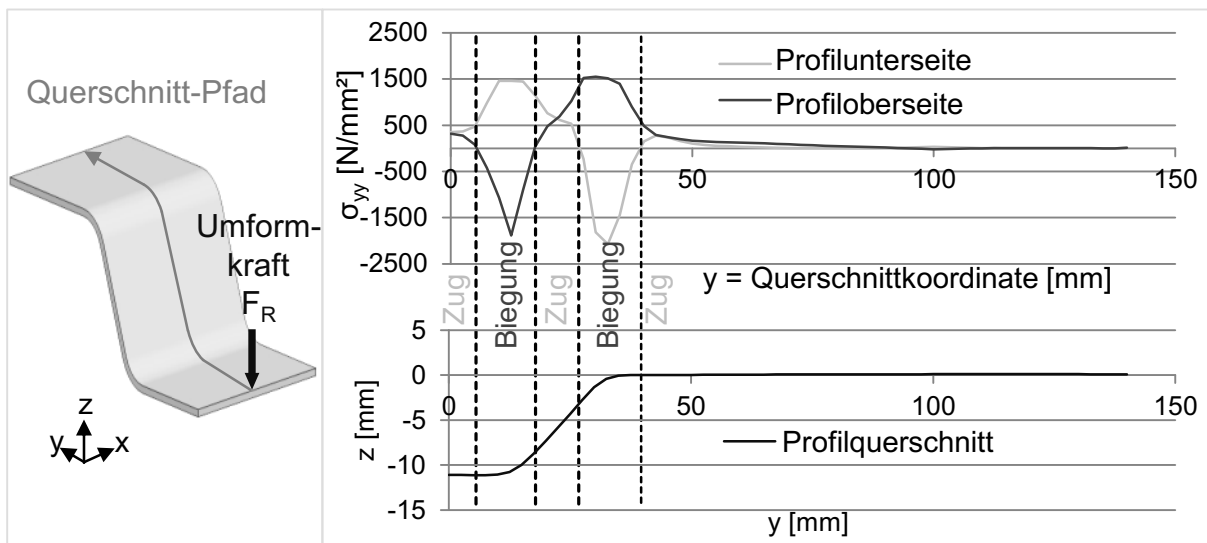


Abbildung 7-2: Spannungszustand entlang des Querschnitts der Umformzone (in Anlehnung an [E2])

Ein zunehmender Biegewinkel  $\alpha$  erschwert den Einzug des Materials aus dem Flansch in den Profilquerschnitt hinein und erhöht dadurch das Risiko der Blechausdünnung entsprechend. Abbildung 7-3 zeigt den resultierenden Bänderzug  $u_{y,BK}$  und die Dehnungen in Querrichtung entlang des Profilquerschnitts  $\varepsilon_{22}$  an der Längsposition des Oberrollenkontakts während der Umformung zweier Profile mit selbigem theoretischen Soll-Bänderzug von 4 mm. Profil 1 besitzt einen Biegewinkel von  $40^\circ$  und eine Profiltiefe von etwa 12.5 mm. Bei Profil 2 beträgt der Biegewinkel  $30^\circ$  und die Profiltiefe ca. 14.5 mm. Um die Voraussetzung gleicher Soll-Bänderzüge geometrisch zu erfüllen, weist Profil 2 eine ca. 10 mm größere Breite auf als Profil 1.

Nachweislich lässt ein zunehmender Biegewinkel  $\alpha$  einen geringeren Bänderzug zu. Folglich steigen die Zugspannungen in Querrichtung bei großen Biegewinkeln, was zu steigenden Dehnungen im Profilschenkel und somit erhöhtem Risiko der Materialausdünnung führt.

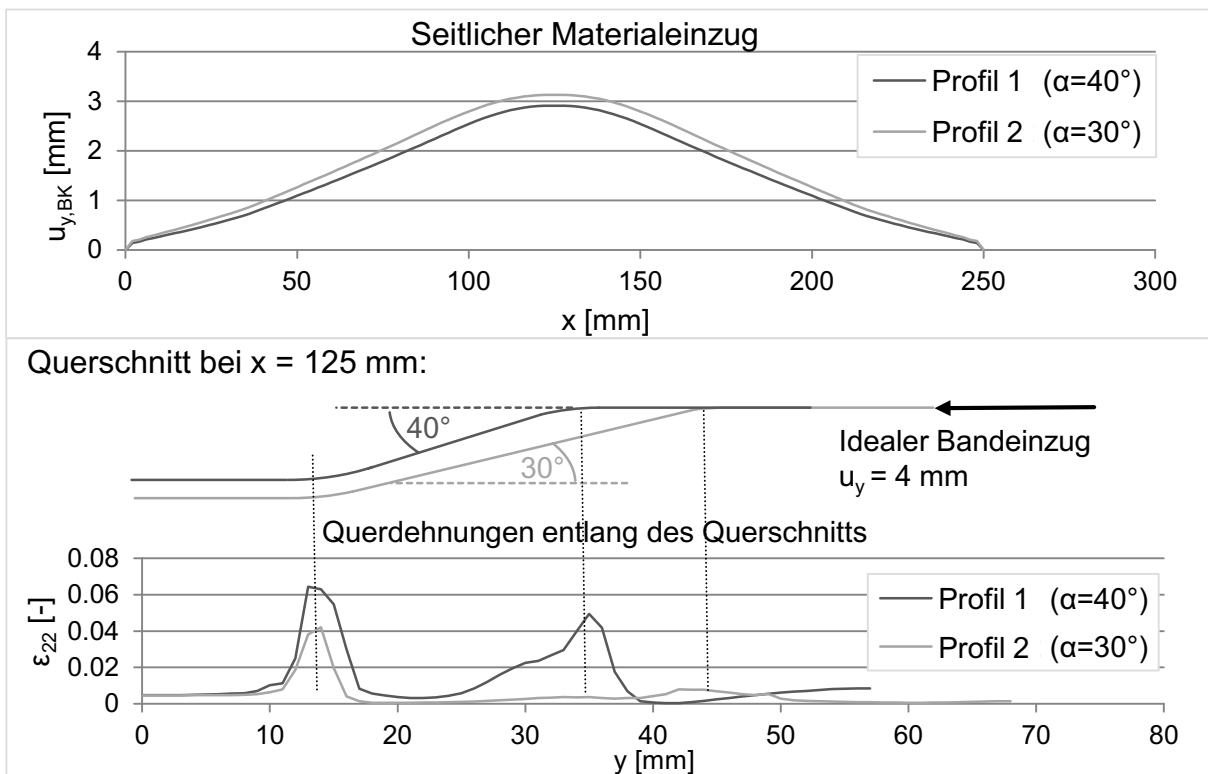


Abbildung 7-3: Einfluss des Profilbiegewinkels auf den seitlichen Materialeinzug und die Querdehnungen entlang des Querschnitts

### 7.1.2 Profilflansch und Bandkante

Als Folge des Materialeinzugs bildet die Bandkante eine konvex-konkav-konvexe Kontur aus. Der Bandkantenverlauf resultiert aus Materialverschiebungen in Querrichtung  $u_y$  und in Längsrichtung  $u_x$  im Flansch und somit in der Bandkante (Abbildung 7-4). Während  $u_y$  rein zur Profilmitte hin gerichtet ist, liegen in Längsrichtung Verschiebungen in sowohl positiver als auch negativer Richtung vor. Die maximale positiv orientierte Längsverschiebung  $u_{x,max}$  ist im Wendepunkt des konvexen zum konkaven Bereich der Bandkante zu finden, während der Übergangspunkt von konkav zurück zu konvex die maximale negative Verschiebung  $u_{x,min}$  aufweist. Diese Beobachtung indiziert, dass das Material nicht rein in Querrichtung eingezogen wird.

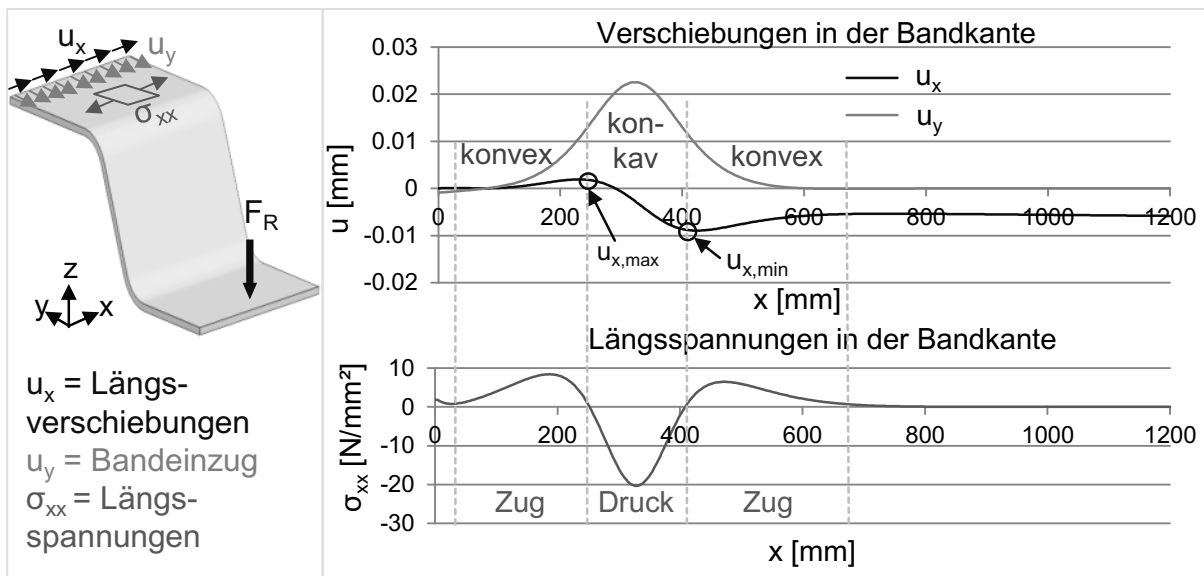


Abbildung 7-4: Verschiebungen und Längsspannungen in der Bandkante während des Prozesses (in Anlehnung an [E2])

Die multidirektionalen Verschiebungen erzeugen sowohl Zug- als auch Drucklängsspannungen  $\sigma_{xx}$  im Profilflansch während der Umformung. In den konvexen Bereichen herrschen Zuglängsspannungen. Der konkave Bereich, der zwischen  $u_{x,max}$  und  $u_{x,min}$  liegt, unterliegt demzufolge Drucklängsspannungen. [E3]

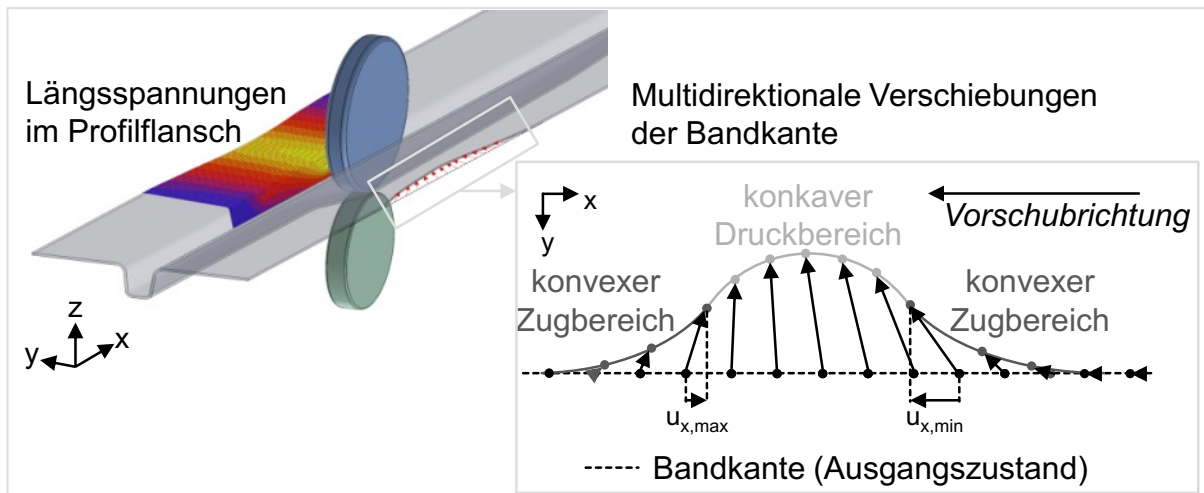


Abbildung 7-5: Verschiebungstrajektorien der Bandkante beim Bändeinzug

Das Überschreiten einer kritischen Beullast durch die Drucklängsspannungen führt zu Instabilitäten, die eine Ursache für das unerwünschte Fehlerbild der



Faltenbildung darstellen. Die Drucklängsspannungen im Profilflansch stellen daher einen weiteren Hauptaspekt der Prozessauslegung dar.

### 7.1.3 Profilgrund

Aufgrund des höhenveränderlichen Verlaufs des Profilgrunds sind Längsdehnungen unvermeidlich für den Prozess, da die Länge des Zielprofilgrundverlaufs immer die Ausgangslänge des Blechhalbzeugs überschreitet. Der kontinuierliche Charakter des flexiblen Rollstakens und die damit verbundene Vorschubbewegung des Bauteils bringen zusätzliche Effekte hinsichtlich der Spannungs- und Dehnungszustände mit sich. Dadurch wirkt sich die Last, die durch die Umformrolle im Profilgrund aufgebracht wird, nicht in einer reinen Längsstreckung aus. Die mechanischen Lastzustände hängen vom momentanen Prozesszustand ab. Repräsentativ für die unterschiedlichen Prozessumstände werden in einer Umformstufe sechs charakteristische Zeitpunkte unterschieden (Abbildung 7-6).

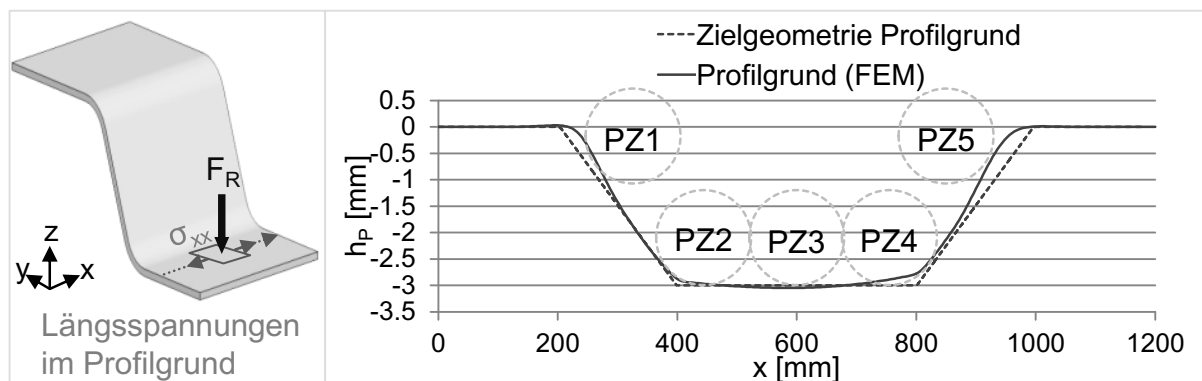


Abbildung 7-6: Charakteristische Prozesszustände der Profilgrundumformung

Die Prozesszustände (PZ) umfassen:

- PZ1: Initiale Eindringung der Oberrolle in das Blech (hier:  $x = 245$  mm)
- PZ2: Ende des absteigenden Höhenübergangs (hier:  $x = 400$  mm)
- PZ3: Mitte des Profilgrundverlaufs in Längsrichtung (hier:  $x = 600$  mm)
- PZ4: Eintritt in den aufsteigenden Übergangsbereich (hier:  $x = 800$  mm)
- PZ5: Unmittelbar vor dem Abheben der Oberrolle vom Profilgrund (hier:  $x = 950$  mm)

PZ6 stellt den Zustand nach Wegnahme der Werkzeugrollen (WKZ) im finalen Bauteil dar und wird nachfolgend in Kapitel 7.2 behandelt. Der ausgewertete, repräsentative Pfad des Profilgrundverlaufs liegt, anstatt in der Symmetrieachse, unmittelbar neben der unteren Biegekante, wo die maximale Umformkraft angreift. Die in Abbildung 7-6 und Abbildung 6-16 dargestellten numerischen wie auch die in Abbildung 6-17 experimentell erzeugten Profilgrundverläufe weisen eine minderwertige geometrische Maßhaltigkeit gegen Ende des Profils am aufsteigenden Höhenübergang auf (in Abbildung 7-6 bei  $700 \text{ mm} < x < 1000 \text{ mm}$ ). Die Ursache der zunehmenden Abweichung kann anhand der in Abbildung 7-7 dargestellten Längsspannungszustände im Profilgrund  $\sigma_{xx,P}$  in den unterschiedlichen Prozesszuständen erklärt werden.

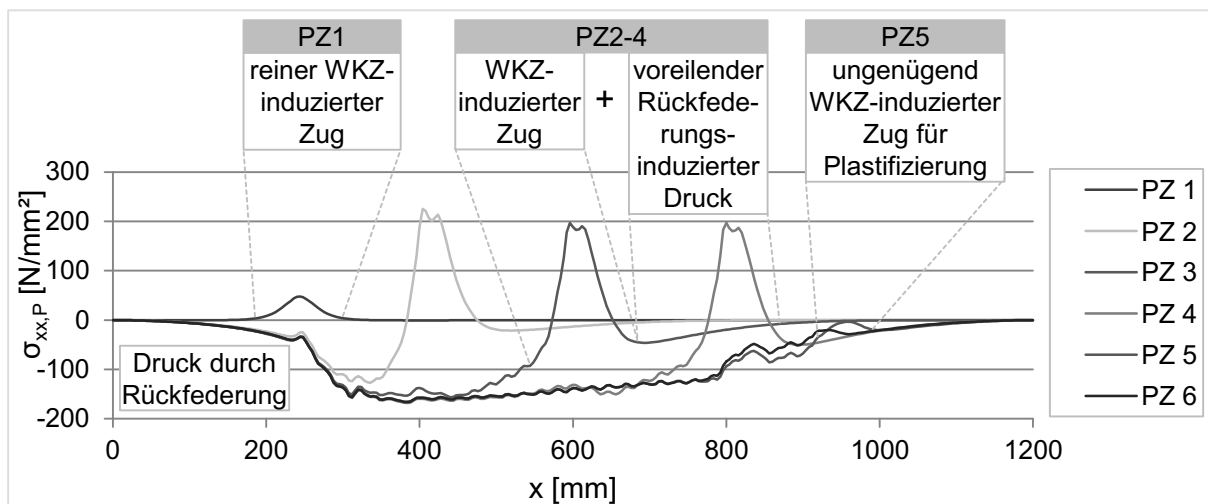


Abbildung 7-7: Längsspannungen im Profilgrund während der Umformung in den signifikanten Prozesszuständen PZ 1-6

In PZ1 erzeugt die Umformrolle eine uniforme Zugspannung im Profilboden, die sich gleichmäßig in positiver und negativer x-Richtung ausbreitet. Die symmetrische Spannungsverteilung wird aufrechterhalten solange die Umformung im elastischen Bereich bleibt. Sobald die Streckgrenze des Werkstoffs überschritten wird und dadurch eine plastische Streckung des Profilbodens erfolgt, bewirkt das Rückfederungsverhalten der bereits umgeformten Bereiche eine vertikale Längskrümmung. Die daraus resultierenden Eigenspannungen drücken sich in einer Längskompression des gesamten Profilbodens inklusive der noch nicht erreichten Zonen des Blechs aus. Als Konsequenz sind die noch bevorstehenden, nicht umgeformten Bereiche des Profilgrunds be-

reits vorgestaucht. Die Überlagerung der mit fortschreitender Umformung zunehmenden Vorspannung mit der konstanten werkzeug-(WKZ)-induzierten Last im ebenen Profilgrundabschnitt führt zu abnehmenden effektiven Längsspannungen im Profilgrund der Umformzone. Abbildung 7-8 zeigt schematisch die Entwicklung der kumulierten Längsdehnung des Profilbodens in verschiedenen Prozesszuständen ( $\sum \varepsilon_{x,PS}$ ) in Relation zum ungelängten Profilflansch sowie der rückfederungsbedingten Druckspannungen ( $\sigma_{xx,R,PS}$ ) sobald die werkzeuginduzierten Spannungen im Prozess ( $\sigma_{xx,W,PS}$ ) die Streckgrenze ( $YS$ ) überschreiten.

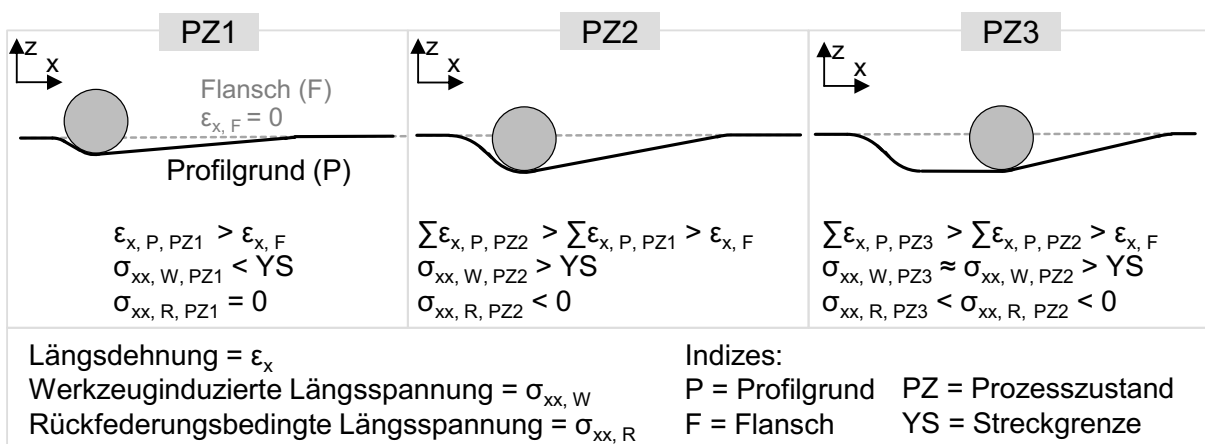


Abbildung 7-8: Entwicklung der Längsdehnung und Vorstauchung im Profilboden im Verlauf eines Umformstichs

Mit fortschreitender Umformung steigt die rückfederungsbedingte Vorspannung im Profilgrund aufgrund dessen zunehmender, kumulativer plastischen Dehnungen. In Abbildung 7-7 ist die Erhöhung der der Umformzone voreilenden Druckspannungen und die dadurch bedingte Abnahme der überlagerten, effektiven Zugspannung im Verlauf von PZ2 bis PZ4 zu erkennen. Daraus resultiert eine abnehmende Maßhaltigkeit des Profilgrundverlaufs aufgrund des sinkenden Umformgrads zum Profilende hin. In PZ5 übersteigt die Druckvorspannung die werkzeuginduzierte Zugspannung, wodurch keine plastische Dehnung des Profilgrunds mehr vorliegt.

Die Verläufe der plastischen Dehnungen im Profilgrund legen weitere Erkenntnisse über das Umformverhalten offen. Die Dehnung des Profilgrunds kann in den absteigenden Höhenübergangsbereich mit beidseitiger Längung

( $200 \text{ mm} < x < 400 \text{ mm}$ ) und den ebenen Profilgrundabschnitt mit nur einseitiger Längung ( $450 \text{ mm} < x < 800 \text{ mm}$ ) mit einer kurzen Übergangszone dazwischen unterteilt werden. Zu Beginn der Umformstrecke verteilt sich die Streckung des Profilgrunds auf beide Seiten des Oberrollenkontakts in Längsrichtung. Im Zustand nach Erreichung der maximalen Profiltiefe bei  $x = 400 \text{ mm}$  ist eine Seite der Werkzeugrolle bereits umgeformt worden, sodass die weitere Umformung lediglich eine einseitige Streckung erfordert. Dieser Wechsel des Dehnungscharakters äußert sich in einem abrupten Abfall der plastischen Längsdehnung auf etwa den halben Wert (vgl. Abbildung 7-9:  $\varepsilon_{x,plastisch} = 1,74 \cdot 10^{-3}$  bei  $x = 396 \text{ mm}$  auf  $\varepsilon_{x,plastisch} = 0,86 \cdot 10^{-3}$  bei  $x = 446 \text{ mm}$ ).

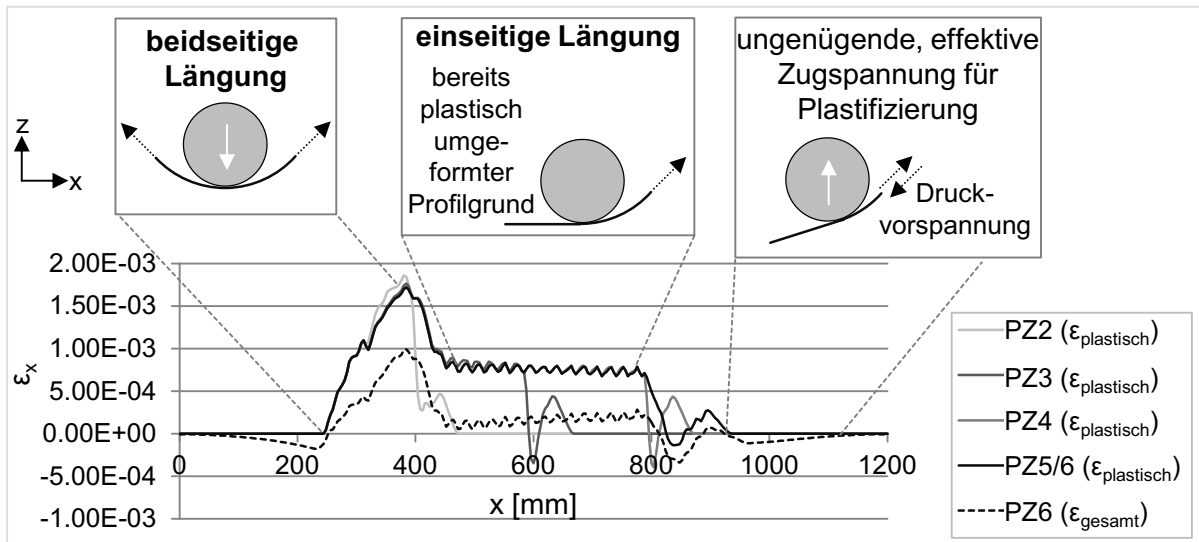


Abbildung 7-9: Plastische Dehnungsverläufe in verschiedenen Prozesszuständen und verbleibende Gesamtdehnung des Profilgrunds nach der Umformung

Als Folge der leicht abschwächenden effektiven Zugspannung im Verlauf der Umformstrecke sinkt auch die entsprechend erzeugte plastische Dehnung im ebenen Abschnitt  $450 \text{ mm} < x < 800 \text{ mm}$ . Die Unstetigkeit bei  $x = 800 \text{ mm}$  entsteht durch die kurzzeitige Freisetzung der Druckvorspannungen aufgrund der Anhebung der Oberrolle im aufsteigenden Höhenübergangsbereich. In diesem Übergangsabschnitt ( $800 \text{ mm} < x < 1000 \text{ mm}$ ) nimmt die plastische Dehnung ab bis die effektive Zugspannung die Streckgrenze bei  $x = 935 \text{ mm}$  unterschreitet und keine Plastifizierung mehr erfolgt. Da in PZ5 bei  $x = 950 \text{ mm}$  dieser Zeitpunkt überschritten ist, gleicht  $\varepsilon_{x,plastisch}(x)$  in PZ5 der plastischen Dehnung im Profilgrund des finalen Bauteils (PZ6) (Abbildung 7-9).

## 7.2 Spannungs- und Dehnungszustände nach der Umformung

Das Verhältnis der in Abbildung 7-9 dargestellten plastischen Dehnung zur verbleibenden Gesamtdehnung (gestrichelte Kurve) im Profilgrund des finalen Bauteils (PZ6) zeigt die Effekte der Längskrümmungen in Form von Eigenstressungen. Diese stauchen den Profilgrund, wodurch die verbleibende Dehnung abgesenkt wird. Die Krümmungseffekte sind konsistent mit den Längseigenstressungen in Abbildung 7-7.

Zur Charakterisierung der Mechanismen, die zur Faltenbildung im Profilflansch führen, wird die Ausbreitung der Spannungszustände nach der Umformung, beginnend vom Profilgrund, wo die Umformkraft eingebracht wird, durch die Profilschenkel bis in den Flansch, nachvollzogen.

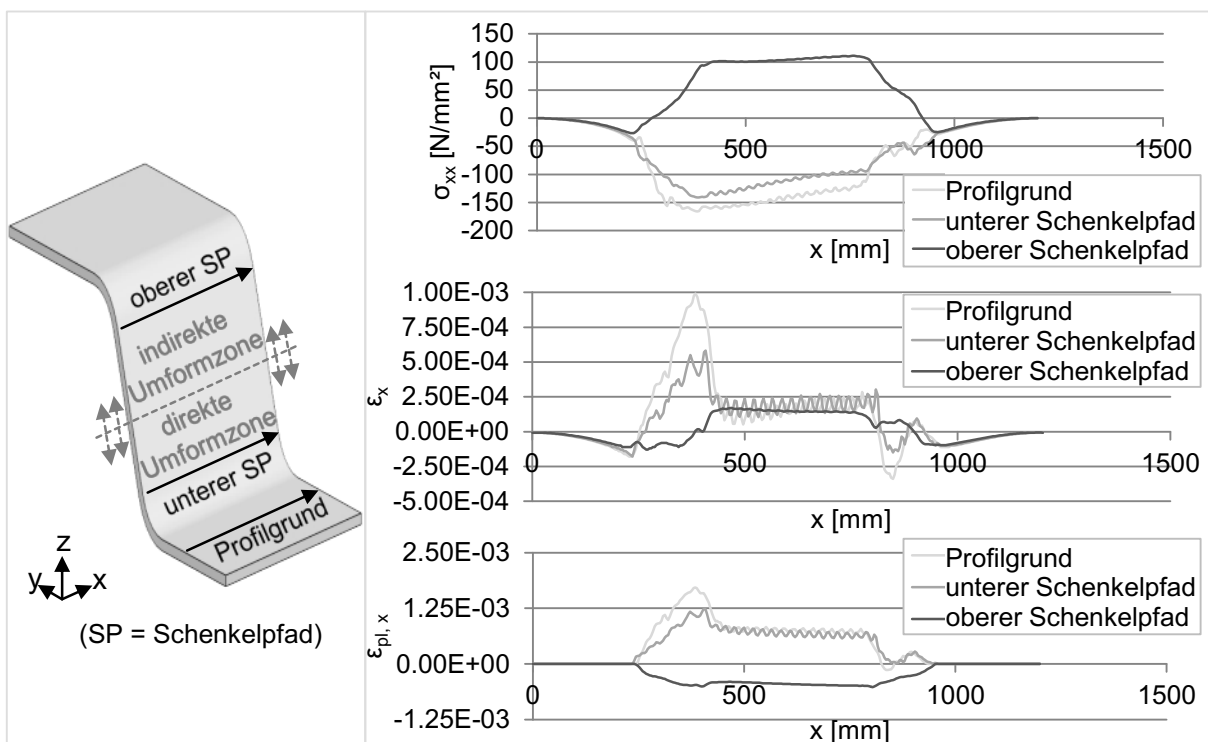


Abbildung 7-10: Längsspannungen und -dehnungen im Profilschenkel nach der Umformung

Abbildung 7-10 zeigt die Längsspannungen, Gesamtdehnungen und plastischen Dehnungen im Profilgrund und in zwei unterschiedlichen Längspfaden im Schenkel des finalen Bauteils. Der untere Schenkelpfad befindet sich un-

mittelbar über der unteren Biegekante und der obere Pfad liegt unter der oberen Biegekante. Der Profilgrund und der untere Schenkelpfad erfahren im Prozess plastische Längsdehnungen  $\varepsilon_{pl,x}$ , die nach der Rückfederung zu Druckeigenstressungen führen. Die mechanischen Zustände des unteren Schenkelpfades gleichen qualitativ denen des Profilgrunds, sind jedoch quantitativ weniger ausgeprägt aufgrund der geringeren Tiefenlage und somit auch Längung des Schenkelpfades. Die Charakteristika des oberen Schenkelpfades hingegen unterscheiden sich grundlegend, da dieser longitudinal nicht plastisch gestreckt sondern sogar geringfügig gestaucht wird. Dennoch ist die verbleibende Dehnung positiv, was mit Zugeigenstressungen verbunden ist. Die gegensätzlichen Spannungs- und Dehnungsverhalten indizieren einen Wechsel der mechanischen Zustände im Profilschenkel. Daraus folgt, dass die Umformung, die sich über den gesamten Profilquerschnitt erstreckt, in eine direkte und indirekte Umformzone unterteilt werden kann. Die direkte Umformzone beinhaltet den Profilgrund und den Anteil des Profilschenkels, in der die dominierende Spannung unmittelbar durch die Umformkraft erzeugt wird. Die mechanischen Zustände der indirekten Umformzone sind maßgeblich das Resultat der Dehnungen in der direkten Umformzone. Das bedeutet, dass der obere Schenkelpfad nicht durch den Werkzeugeingriff sondern durch den gelängten Profilgrund gedehnt wird, der eine elastische Dehnung und Zugeigenstressungen darin erzeugt.

Die Spannungs- und Dehnungsverteilung des oberen Schenkelpfades überträgt sich auf die inneren Bereiche des Profilflanschs, der ebenfalls Teil der indirekten Umformzone ist. Das Verhalten der beiden Pfade stimmt überein mit der Ausnahme, dass keine plastische Dehnung im Flansch vorliegt. Die offene Bandkante stellt das Gegenstück des inneren Flanschkpfades dar und weist entsprechend eine gegensätzliche Spannungsverteilung auf (Abbildung 7-11). Da ein rein elastischer Zustand im Flansch vorliegt, stimmen die Orientierungen und qualitativen Ausprägungen der Eigenstressungen und Dehnungen überein. Während im inneren Flanschkpfad Zugeigenstressungen in den Höhenübergangsbereichen ( $0 \leq x \leq 400 \text{ mm}$ ;  $800 \leq x \leq 1200 \text{ mm}$ ) und Druckeigenstressungen im ebenen Profilgrundabschnitt ( $400 \text{ mm} \leq x \leq 800 \text{ mm}$ ) herrschen, verhalten sich die Längseigenstressungen der Bandkante gegenläufig.

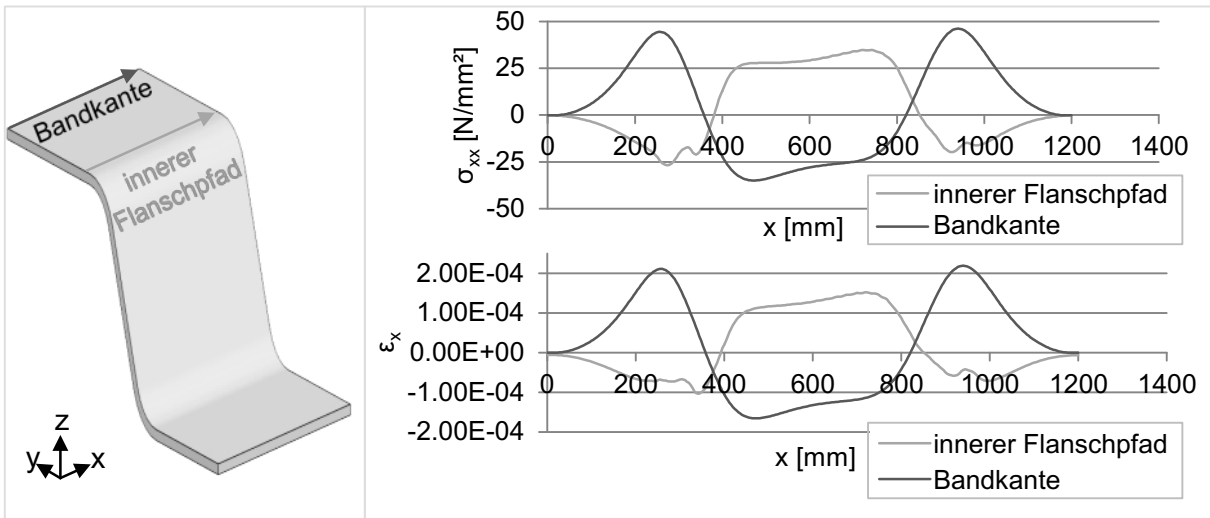


Abbildung 7-11: Längsspannungen und -dehnungen im Profilflansch nach der Umformung

Abbildung 7-12 zeigt die Längseigenspannungen im Flansch des finalen Bauteils und illustriert die konträren Zug- und Druckzonen in den inneren Flanschzonen und der Bandkante. Das Spannungsfeld erinnert an einen beidseitig eingespannten Balken, dessen Höhe der Flanschbreite entspricht und der durch zwei gegenläufige Torsionsmomente an den Einspannungen belastet wird. [S2]

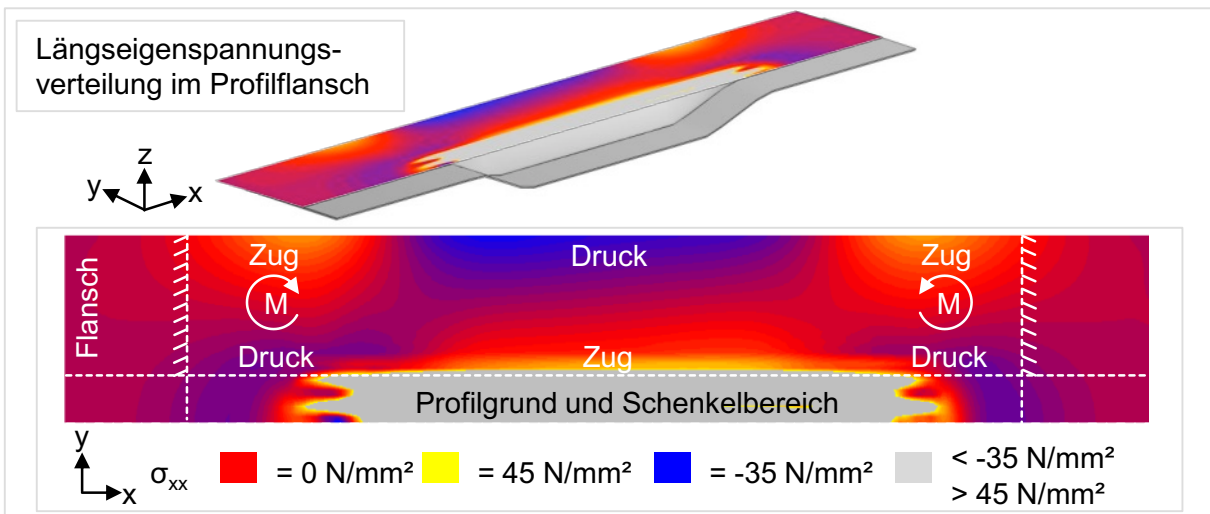


Abbildung 7-12: Elastische Längsspannungsverteilung im Flansch des finalen Profils

Abhängig vom Profilgrundverlauf, sind entweder die Druckspannungen im inneren Flansch oder in der Bandkante verantwortlich für Instabilitäten. In bei-

den Fällen liegt die Position der maximalen Druckspannung  $\sigma_{xx,F,max}$  in Längsrichtung in oder am Ende des absteigenden Höhenübergangs am Profilanfang. Bei einem Profilgrundverlauf mit einer maximalen Profiltiefe von 3 mm liegt die maximale Druckspannung in der Bandkante. Mit zunehmender Profiltiefe und sonst gleichbleibenden Profilabmessungen verlagert sich die maximale Druckspannung zum inneren Flanschende hin. Abbildung 7-13 zeigt den Positionswechsel von  $\sigma_{xx,F,max}$  bei einer Profiltiefe von 6 mm. Dies zeigt, dass die maximale Druckspannung beider Flanschpfade von der Profiltiefe abhängt, während der Gradient des Höhenübergangs einen größeren Einfluss auf die Längsspannungen im inneren Flanschpfad als auf die Bandkantenspannungen hat. Die Kompression des inneren Flanschs äußert sich in Form lokaler Ausbeulungen in den Übergangsbereichen, die auch in experimentellen Untersuchungen beobachtet wurden (siehe Abbildung 5-1 bei  $x \approx 1200$  mm und  $x \approx 2000$  mm). Die Ursache der Faltenbildung wiederum ist in den Drucklängsspannungen in der Bandkante des ebenen Profilbereichs zu finden.

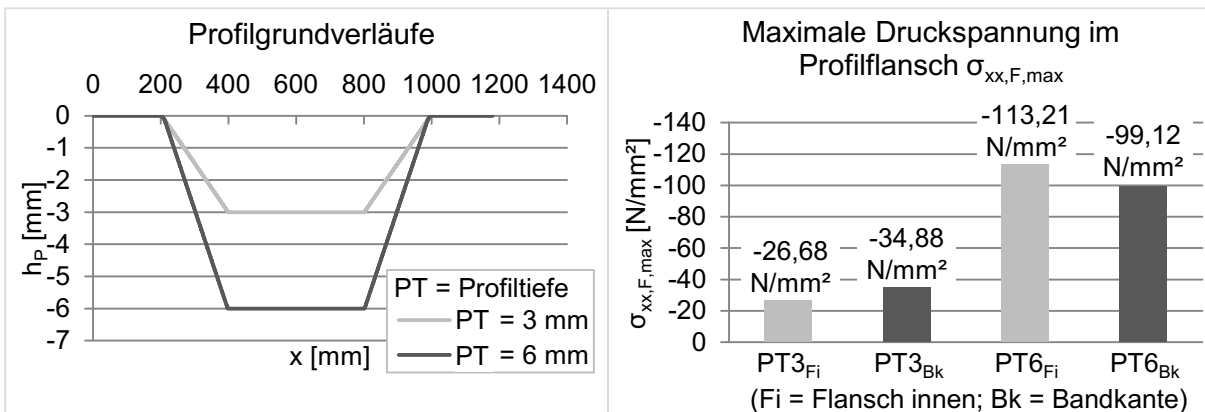


Abbildung 7-13: Maximale Drucklängsspannungen im inneren Flansch und in der Bandkante bei unterschiedlichen Profiltiefen

### 7.3 Einfluss der Werkstoffeigenschaften

Die in Kapitel 7.2 beschriebenen charakteristischen Mechanismen sowie die Längseigenstress- und Längsdehnungszustände des finalen Bauteils gelten unabhängig von den mechanischen Eigenschaften des verwendeten Blechwerkstoffs (Abbildung 7-14 und Abbildung 7-15). Einzig die Höhe der Eigenstressungen und verbleibenden Längsdehnungen werden von den Materialeigenschaften beeinflusst. In Abbildung 7-14 sind die numerisch ermittelten



Längseigenstressen zweier identischer Profilgeometrien aus den unterschiedlichen Werkstoffen DC04 und DP600 visualisiert. Aufgrund der höheren Streckgrenze von DP600 ( $R_{p0,2} = 372 \text{ MPa}$ ) im Vergleich zu DC04 ( $R_{p0,2} = 187 \text{ MPa}$ ) erzeugen die entsprechend stärkeren Rückfederungseffekte höhere Eigenstressen sowohl im Profilgrund und Schenkel als auch im Flansch.

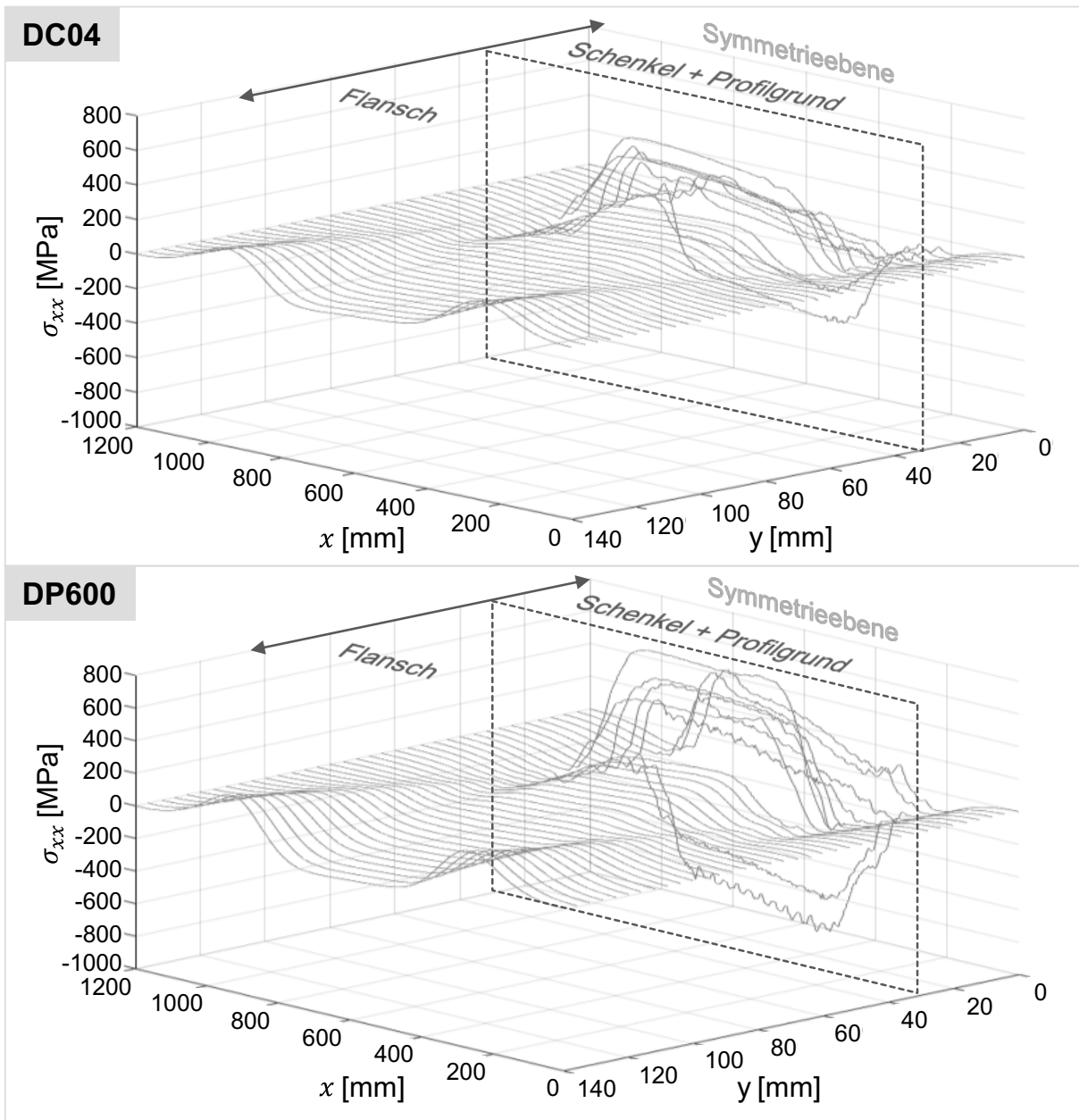


Abbildung 7-14: Längseigenstressenzustände zweier identischer Profilgeometrien mit unterschiedlichen Blechwerkstoffen (DC04, DP600)

Die konträre Verteilung der Druck- und Zugbereiche gemäß Abbildung 7-11 des inneren Flanschs zur äußeren Bandkante findet sich bei beiden Werkstoffen sowohl in den Eigenspannungen als auch in den Längsdehnungen wieder (Abbildung 7-15). Aufgrund der geringeren Dehngrenze verbleiben bei DC04 größere Dehnungen im Profilgrund. Die Dehnungen im Flansch hingegen sind bei DP600 größer, da diese nicht aus der Umformung direkt sondern den Eigenspannungen resultieren, die bei höherfesten Werkstoffen größer ausfallen.

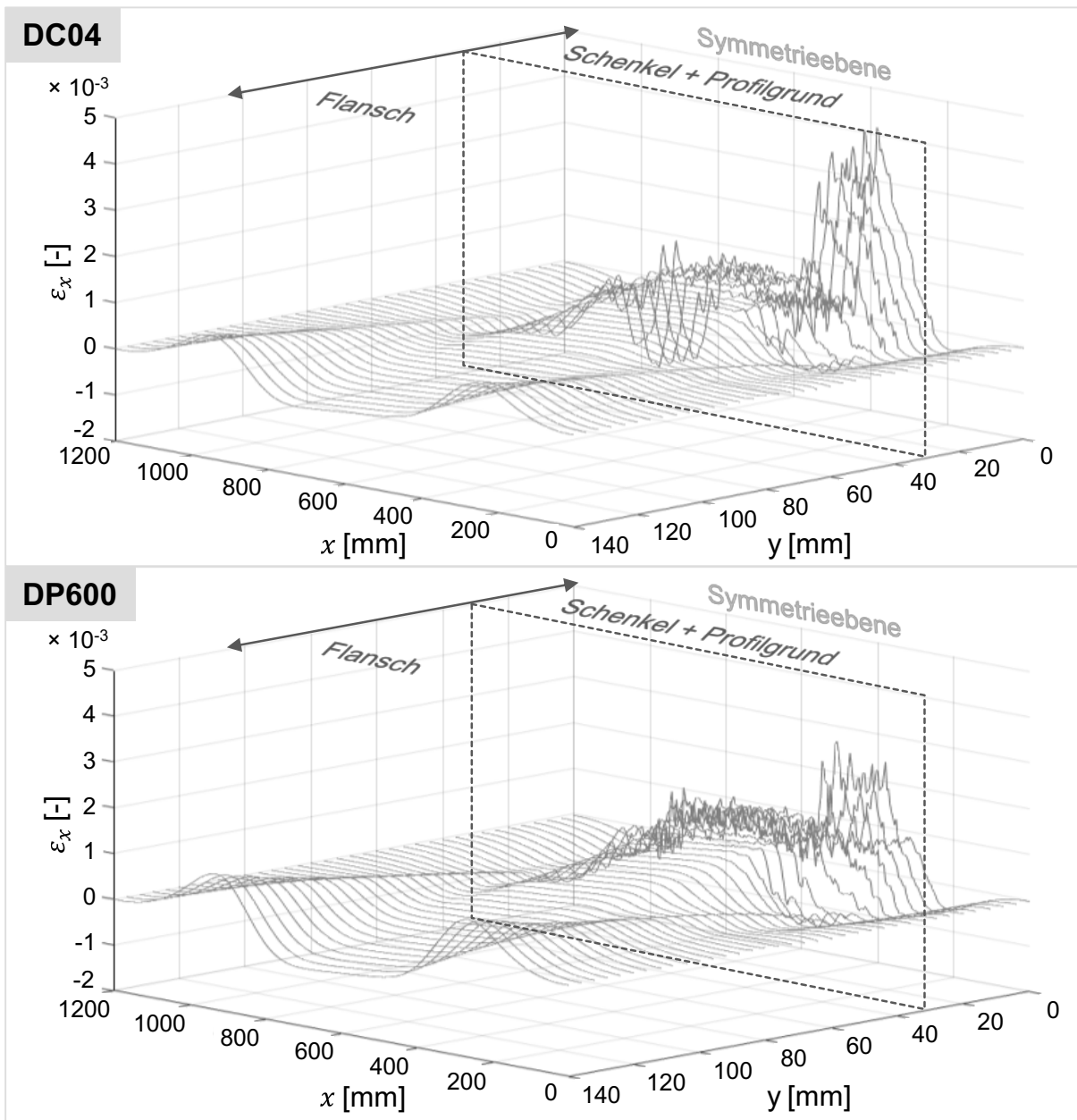


Abbildung 7-15: Längsdehnungszustände zweier identischer Profilgeometrien mit unterschiedlichen Blechwerkstoffen (DC04, DP600)

## 8 Sensitivitätsanalyse der Einflussgrößen beim flexiblen Rollsicken

Die kritischen Druckspannungen im Profilflansch werden maßgeblich durch die prozessbedingten Spannungs- und Dehnungszustände im Profilgrund sowie den Ausbreitungscharakter in die indirekte Umformzone bis hin zur Bandkante bestimmt. Diese hängen entscheidend von der Geometrie des Zielprofils ab. Verschiedene geometrische Parameter haben Einfluss auf die maximalen Druckspannungen im Flansch und dadurch auf das Risiko der Faltenbildung, die im Fokus der Sensitivitätsanalyse steht [S3]. Eine parametrisierte Darstellung der signifikanten geometrischen Merkmale erlaubt die Abbildung der Profilform. Die geometrischen Einflussparameter umfassen die Profiltiefe  $h_{max}$ , die Profillänge  $a_p$  und die Flanschbreite  $b_F$  sowie die Gesamtlänge des höhenveränderlichen Profils  $l_p$  und die Länge der Höhenübergänge  $l_h$  (Abbildung 8-1).

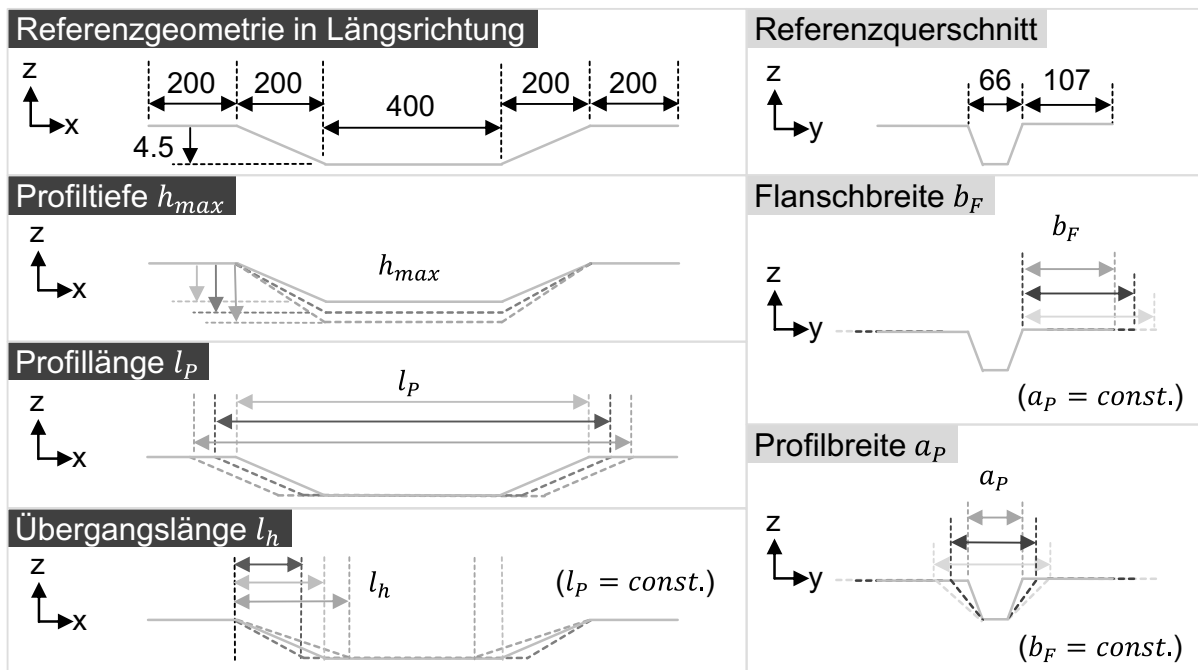


Abbildung 8-1: Geometrische Einflussparameter

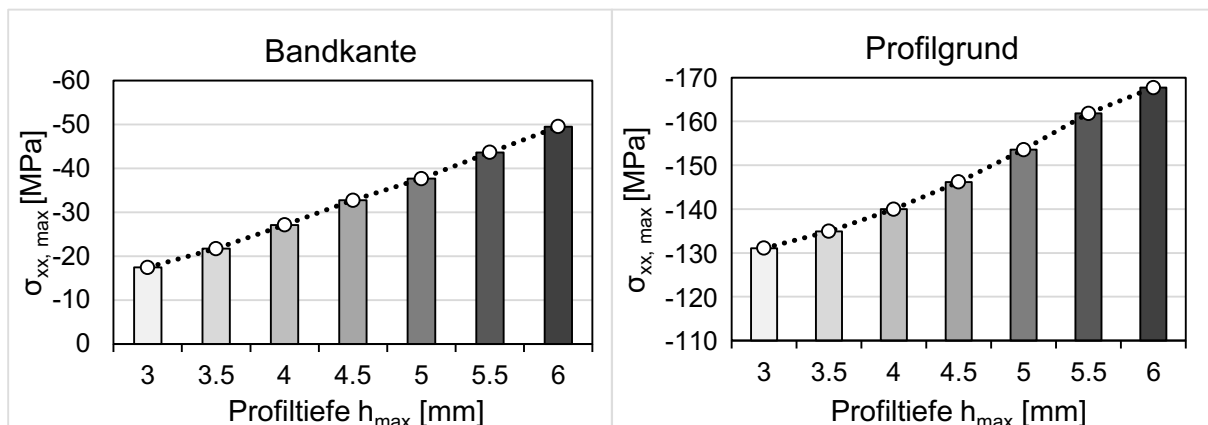
Aus Kapitel 7.2 ist bekannt, dass der Grad der Druckspannungen im Flansch maßgeblich von den Längsdehnungen im Profilgrund, die mit dessen Form

und somit mit den Parametern  $h_{max}$ ,  $l_P$  und  $l_h$  korrelieren, abhängt. Die durch die Profilbreite  $a_P$  und Flanschbreite  $b_F$  ausgedrückte Querschnittsgeometrie beeinflusst zusätzlich bei gleichbleibendem Profilgrundverlauf die Ausbreitung der Spannungen von der Krafeinleitung hin zur kritischen Bandkante. Aus diesem Grund wird im Folgenden die numerische Evaluation der Sensitivitäten dieser Einflussparameter auf die jeweils generierten maximalen Längsspannungen  $\sigma_{xx,max}$  in der Bandkante und im Profilgrund nach der Umformung dargestellt [E6]. Die in Tabelle 8-1 dargestellte isolierte Variation der Einflussgrößen erfolgt ausgehend von der in Abbildung 8-1 dargestellten Referenzgeometrie (fett hervorgehoben).

Tabelle 8-1: Parametervariation zur Evaluation der Einflusssensitivitäten

Parameter	Bezeichnung	Variationen [mm]						
		3,0	3,5	4,0	<b>4,5</b>	5,0	5,5	6,0
$h_{max}$	Profiltiefe	3,0	3,5	4,0	<b>4,5</b>	5,0	5,5	6,0
$l_P$	Profillänge		700	750	<b>800</b>	850	900	
$l_h$	Übergangslänge			175	<b>200</b>	225	250	275
$a_P$	Profilbreite				<b>66</b>	74	82	
$b_F$	Flanschbreite			99	<b>107</b>	115	123	131

Die Profilbreite von 66 mm entspricht aufgrund werkzeugseitiger Restriktionen dem minimal realisierbaren Wert. Die Sensitivitätsanalyse erfolgt am Beispiel eines DC04-Stahlwerkstoffs mit 1,0 mm Dicke.

Abbildung 8-2: Sensitivität der maximalen Drucklängsspannungen in der Bandkante und im Profilgrund des finalen Bauteils bei Variation der Profiltiefe  $h_{max}$

Die Variation der Profiltiefe belegt die logische Korrelation, dass ein zunehmendes  $h_{max}$  mit größeren Längsspannungsspitzen im Profilgrund und auch in der Bandkante einhergeht (Abbildung 8-2). [E6]

Bei der Variation der Profillänge ist der Gradient der Höhenübergänge nicht betroffen, sondern bedingt lediglich eine Änderung der ebenen Profilgrundlänge. Durch die steigende Profillänge sinken die Drucklängsspannungen in der Bandkante signifikant während die betragsmäßig maximale Längsspannung im Profilgrund keinen Einfluss nimmt (Abbildung 8-3). Da die maximale Drucklängsspannung im Profilgrund am Ende des absteigenden Übergangsbereichs liegt (vgl. Abbildung 7-7), ist es nicht unerwartet, dass sie hauptsächlich vom Höhenübergangsgradienten und der Profiltiefe abhängt und weniger von der Länge des ebenen Profilgrundbereichs. Das Abklingen der Druckspannungsspitzen in der Bandkante durch Verlängerung von  $l_p$  ist auf die damit verbundene Vergrößerung der Flanschfläche, in der sich die Drucklängsspannungen verteilen, zurückzuführen. [E6]

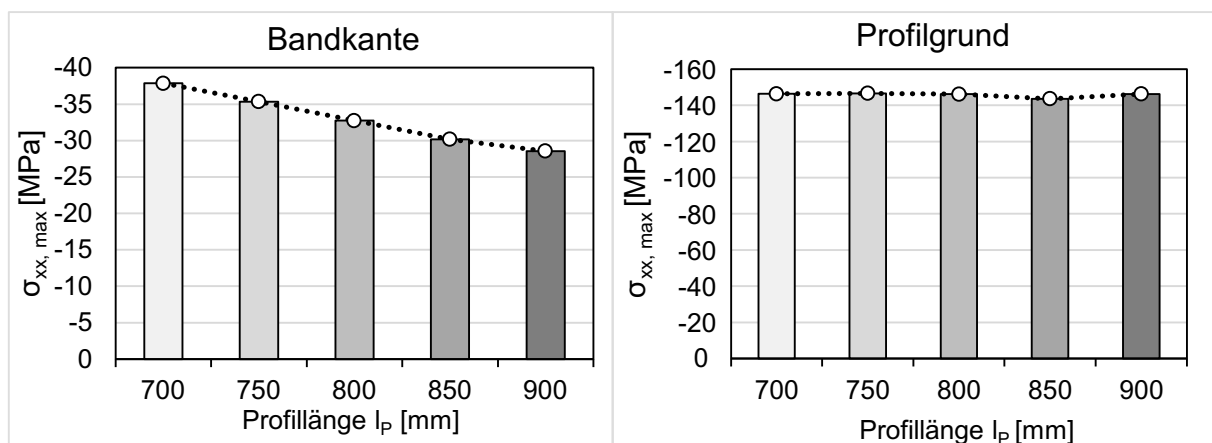


Abbildung 8-3: Sensitivität der maximalen Drucklängsspannungen in der Bandkante und im Profilgrund des finalen Bauteils bei Variation der Profillänge  $l_p$

Die Verlängerung des Höhenübergangsbereichs bei konstanter Gesamtprofillänge bedingt gleichsam eine Verkürzung der ebenen Profilgrundlänge. Die damit verbundene Reduzierung des Höhenübergangsgradienten führt wie erwartet zu einer Absenkung der maximalen Druckspannungen im Profilgrund (Abbildung 8-4). Die Verringerung der Ausbreitungsfläche im Flansch hat einen sichtlich größeren Einfluss auf die Druckspannungen in der Bandkante als

die sinkenden Spannungen im Profilgrund, weshalb  $\sigma_{xx,max}$  in der Bandkante mit zunehmendem  $l_h$  dennoch steigt. [E6]

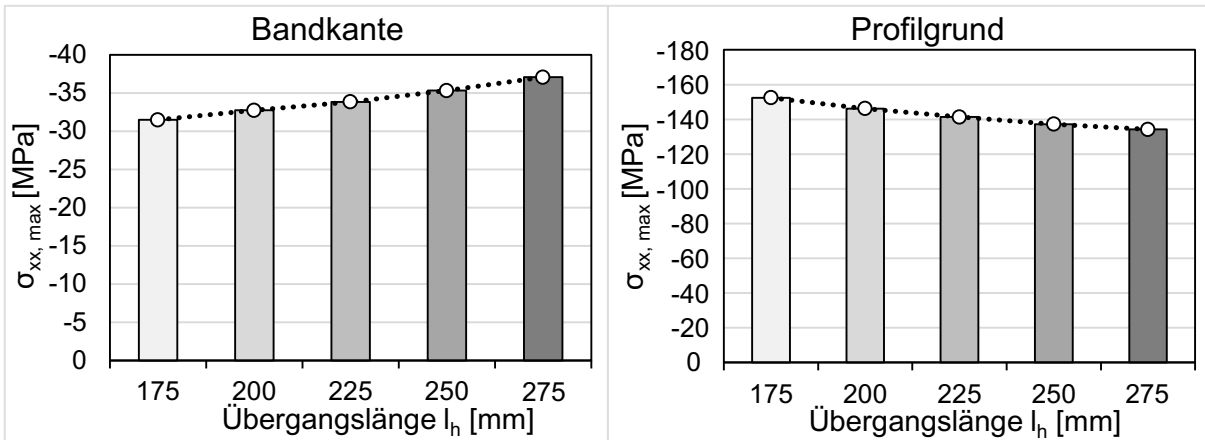


Abbildung 8-4: Sensitivität der maximalen Drucklängsspannungen in der Bandkante und im Profilgrund des finalen Bauteils bei Variation der Höhenübergangslänge  $l_h$

In Bezug auf die geometrischen Parameter des Profilquerschnitts beeinflusst die Profilbreite und der damit zusammenhängende Biegewinkel, wie zuvor in Abbildung 7-3 gezeigt, den seitlichen Materialeinzug. Eine Vergrößerung der Profilbreite verringert den Biegewinkel und begünstigt dadurch den Bandedinzug. In Folge dessen ist eine geringere Dehnung des Profilgrunds erforderlich um die gewünschte Zielgeometrie zu erreichen, wodurch auch die Längseigenstressen sinken. Demzufolge nehmen auch die Druckspannungen in der Bandkante ab (Abbildung 8-5). [E6]

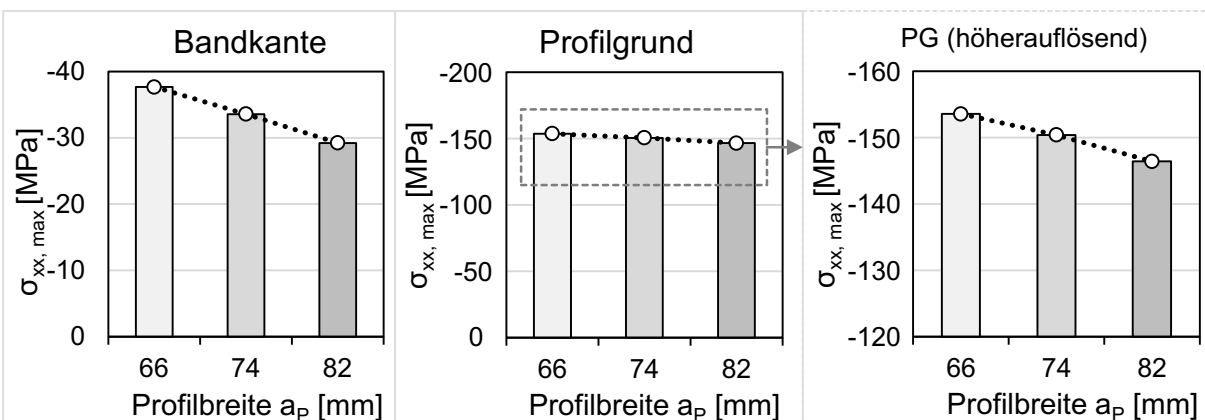


Abbildung 8-5: Sensitivität der maximalen Drucklängsspannungen in der Bandkante und im Profilgrund des finalen Bauteils bei Variation der Profilbreite  $a_p$

Wie zuvor antizipiert nehmen die Spannungszustände im Profilgrund keinen Einfluss bei variierender Flanschbreite, da sich dadurch nur die Randbedingungen der indirekten Umformzone ändern. Da die Zunahme der Flanschbreite eine Vergrößerung der Ausbreitungsfläche für die Druckspannungen im Flansch bedeutet, sinken als Folge dessen die maximalen Druckspannungen in der Bandkante (Abbildung 8-6). [E6]

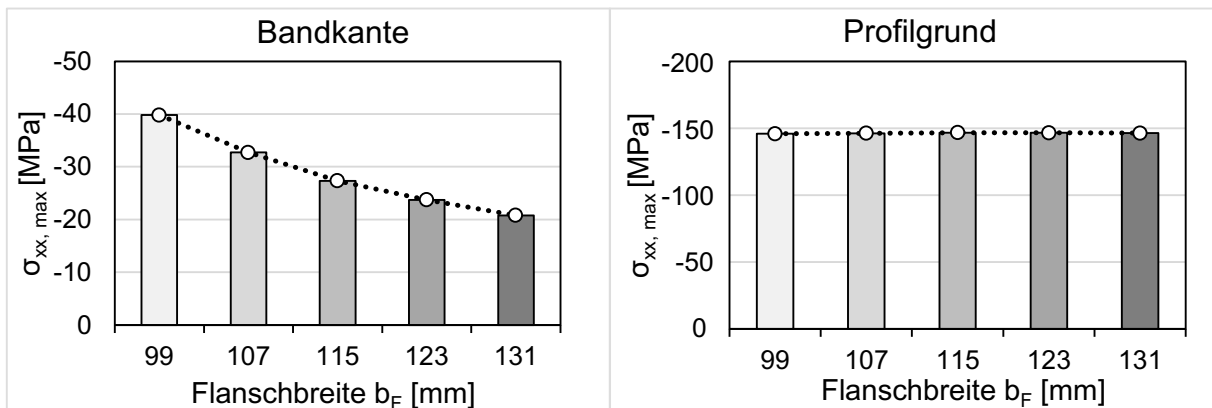


Abbildung 8-6: Sensitivität der maximalen Drucklängsspannungen in der Bandkante und im Profilgrund des finalen Bauteils bei Variation der Flanschbreite  $b_F$





## **9 Analytische Modellbildung zur Vorhersage der Instabilität beim flexiblen Rollsicken**

Die Vorhersage der Faltenbildung stellt eine der größten Herausforderungen in der numerischen Simulation von Blechumformverfahren dar [NET17]. Bei der FEM-basierten Herangehensweise hängt der gewählte Ansatz entscheidend von der Berechnungsmethode ab [KIM03a, WAN00]. Explizite Solver sind durch ihren dynamischen Ansatz in der Lage, instabilitätsbedingte Formfehler wie die Faltenbildung durch akkumulierte Fehlerfortpflanzung geometrisch abzubilden. Das Auftreten und Wachstum des Ausknickens in expliziten Simulationen sind jedoch sehr sensitiv gegenüber den Simulationsparametern (z. B. Elementtyp, Netzdiskretisierung, Randbedingungen) [WAN00]. Implizite Berechnungsmethoden bilden Deformationen in der Blechumformung tendenziell besser ab, wodurch sich realitätsgetreuere Spannungszustände ergeben [TAY95]. Für eine zuverlässige und akkurate Analyse des Bauteilverhaltens nach der Entlastung sind implizite Codes zu bevorzugen [TEK00]. Die Initiati-on von Falten lässt sich allerdings nur schwierig ohne Berücksichtigung von Imperfektionen im Ausgangswerkstoff abbilden, weshalb implizite Methoden zur Vorhersage der Faltenbildung meist auf Eigenspannungsansätzen basieren [WAN00].

Eine rein empirische Methode zur Bestimmung der Stabilitätsgrenze beim flexiblen Rollsicken auf Basis der Eigenspannungen aus der impliziten Prozesssimulation ist aufgrund der hohen Rechenzeiten nicht praktikabel. Der Vorteil analytischer Ersatzmodelle besteht darin, dass sich bekannte verfahrenskritische Bereiche mit wenigen Geometriegrößen beschreiben und mit vernachlässigbarem Zeitaufwand auf Versagen untersuchen lassen. Ausgangspunkt der Entwicklung des analytischen Modells für das flexible Rollsicken ist der versagenskritische Profilflansch. Aufbauend auf dem charakteristischen Eigenspannungszustand im Flansch (Abbildung 7-12) sowie den Ergebnissen der Sensitivitätsanalyse in Kapitel 8 erfolgt die Modellbildung mit Hilfe allgemeiner Gesetze der Mechanik. [E6]

## 9.1 Biegebalkenmodell

Das analytische Modell zur Vorhersage der Faltenbildung basiert auf einem Eigenspannungsansatz, in dem ein versagensrelevantes Spannungsmerkmal mathematisch anhand einer parametrisierten Profilgeometrie berechnet und einer kritischen Grenzlast gegenübergestellt wird [S3]. Die Parametrisierung der Profilgeometrie erfolgt anhand der in Kapitel 8 identifizierten geometrischen Einflussgrößen (Abbildung 8-1). Wie in Kapitel 7.2 beschrieben, weist der Spannungszustand im Flansch des finalen Bauteils deutliche Analogien zu einem beidseitig eingespannten Biegebalken auf (Abbildung 9-1).

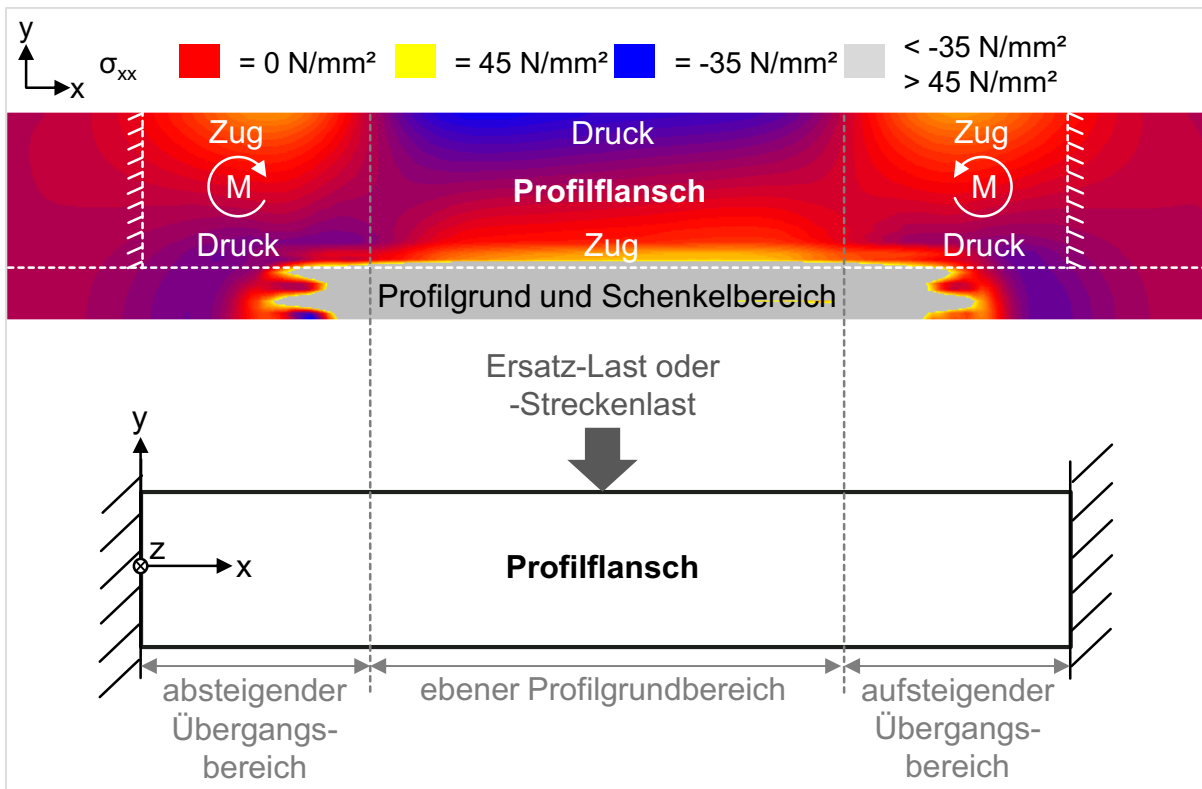


Abbildung 9-1: Überführung des versagenskritischen Profilflanschs in ein auf der Balkentheorie basierendes Ersatzmodell

Die Faltenbildung resultiert aus Drucklängsspannungen im Flansch, die, bezogen auf die Längsrichtung, im Bandkantenabschnitt des ebenen Profilgrundbereichs maximal sind (Abbildung 7-10). Auch in den experimentellen Untersuchungen wird die Faltenbildung in diesem Bereich beobachtet (Abbildung 5-3). Das Versagenkriterium besagt, dass Faltenbildung auftritt, sobald die maxi-

male Drucklängsspannung im Flansch einen kritischen Wert überschreitet. Durch Überführung des versagenskritischen Flanschs des höhenveränderlichen Profils in das Biegebalken-Ersatzmodell lässt sich die maximal herrschende Druckeigenspannung mit Hilfe der Balkentheorie [GRO21] bei bekannter Belastung analytisch bestimmen.

Die Annahme der mechanischen Gesetze der Balkentheorie setzt einen rein elastischen Dehnungszustand des Profilflanschs voraus. Die Betrachtung der äquivalenten plastischen Dehnungen aller Elemente des umgeformten Profils in der FEM-Simulation zeigt, dass im versagensfreien Zustand nur kleine, unmittelbar an der oberen Biegekante liegende Bereiche geringfügig plastisch umgeformt werden. Im Fall des in Abbildung 9-2 exemplarisch dargestellten Profils mit einer Tiefe von 4,5 mm, endet die plastische Umformung im Flansch ( $33 \text{ mm} < y < 140 \text{ mm}$ ) bereits ab  $y = 40 \text{ mm}$ . Aufgrund des vernachlässigbaren plastischen Anteils kann der rein elastische Dehnungszustand für den Profilflansch angenommen werden. [S3]

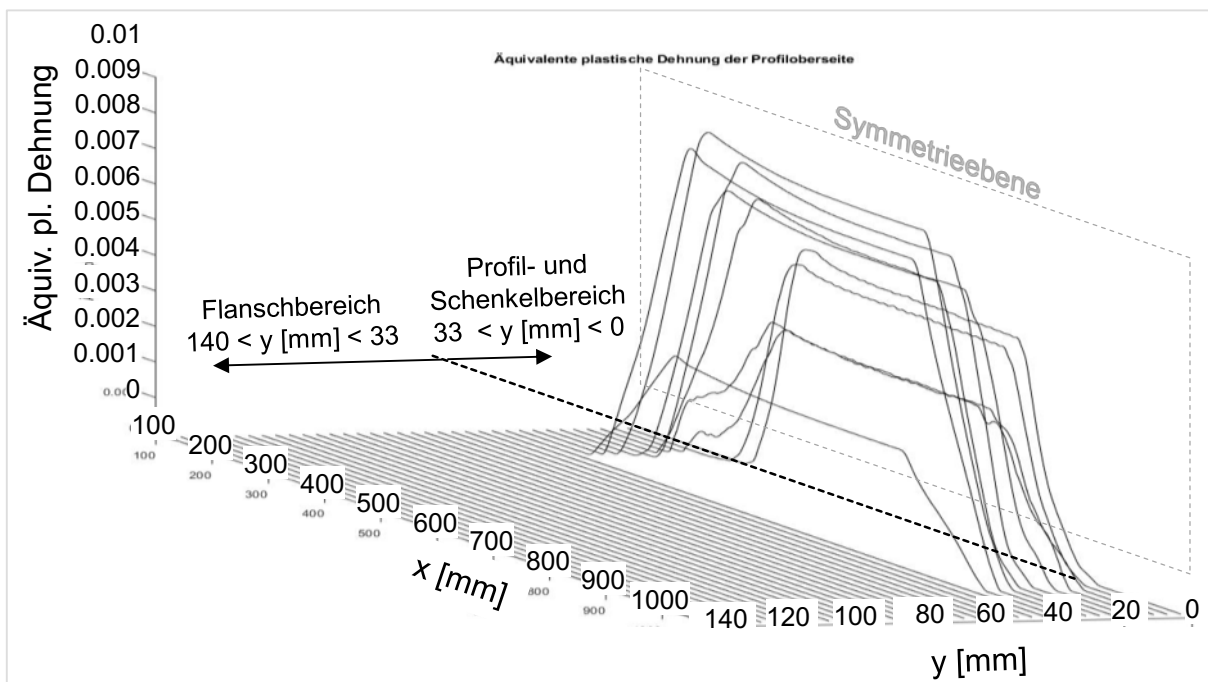


Abbildung 9-2: Äquivalente plastische Dehnung auf der Oberfläche des umgeformten Profils

### 9.1.1 Ermittlung der Ersatzlast auf den Biegebalken

Die Ersatzlast im Biegebalkenmodell steht repräsentativ für die Einflüsse der prozessbedingten Dehnungen und Eigenspannungen des Profilgrunds und Schenkels auf den Flansch, woraus der charakteristische Eigenspannungszustand entsteht. Da die Ersatzlast in Querrichtung wirkt, werden die Querspannungen in y-Richtung  $\sigma_{yy}$  entlang des Übergangs zwischen Schenkel und Flansch betrachtet (innerer Flanschkpfad). Der Quereigenspannungsverlauf in der Schnittkante entspricht der Ersatz-Streckenlast im analytischen Modell.

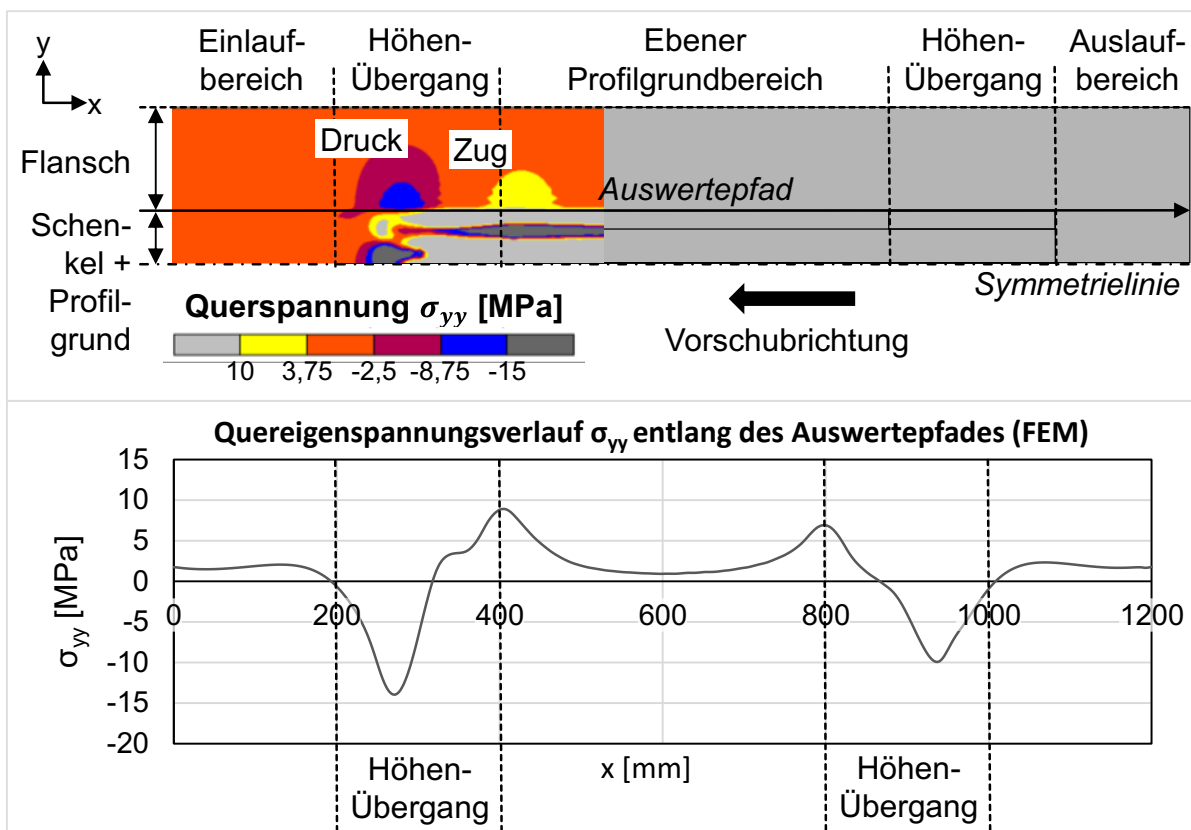


Abbildung 9-3: Verlauf der Quereigenspannung  $\sigma_{yy}$  entlang der Grenze zwischen Flansch und Biegekante (innerer Flanschkpfad)

Eigenspannungen in Querrichtung liegen vorwiegend in den Übergangsbereichen des Profilgrundverlaufs vor. Dabei weisen die in Längsrichtung außen liegenden Zonen des Übergangsbereichs ( $200 \text{ mm} \leq x \leq 316 \text{ mm}$  und  $868 \text{ mm} \leq x \leq 1000 \text{ mm}$ ) Druckquerspannungen auf, während in den innen liegenden Bereichen der Übergänge ( $316 \text{ mm} \leq x \leq 400 \text{ mm}$  und  $800 \text{ mm} \leq x \leq 868 \text{ mm}$ ) Zugquerspannungen herrschen (Abbildung 9-3). Die Verteilung von  $\sigma_{yy}$  weist

eine qualitative Symmetrie bezüglich der Profilmittte ( $x = 600 \text{ mm}$ ) auf, die auf die symmetrische Gestalt des Profilgrundverlaufs zurückzuführen ist. Die Spannungen am Einlauf sind geringfügig größer als im Auslauf aufgrund der höheren Umformgrade im Profilgrund (Kapitel 7.1.3).

Die vorliegende Quereigenspannungsverteilung ist das Resultat inhomogener plastischer Querdehnungen des Profilschenkels in den Übergangsbereichen. Bei gedanklicher Abwicklung des Profils im Übergangsbereich ergibt sich vereinfacht angenommen ein dreiecksförmiger Profilschenkel, der geometriebedingt am tiefen Ende des Übergangs eine höhere plastische Querdehnung aufweist als am Ein- bzw. Auslauf (Abbildung 9-4 a). Die Konsequenz sind Zugeigenspannungen (Zug-ES) am einlaufenden (außen liegenden) Ende, da die plastisch gedehnten die weniger gelängten Schenkelbereiche strecken. Umgekehrt liegen, aufgrund der stauchenden Wirkung der weniger plastisch gedehnten Schenkelbereiche, Druckeigenspannungen (Druck-ES) am inneren Ende des Übergangs vor (Abbildung 9-4 b). Nach dem Actio-Reactio-Prinzip müssen die Quereigenspannungen innerhalb des Profils kompensiert werden.

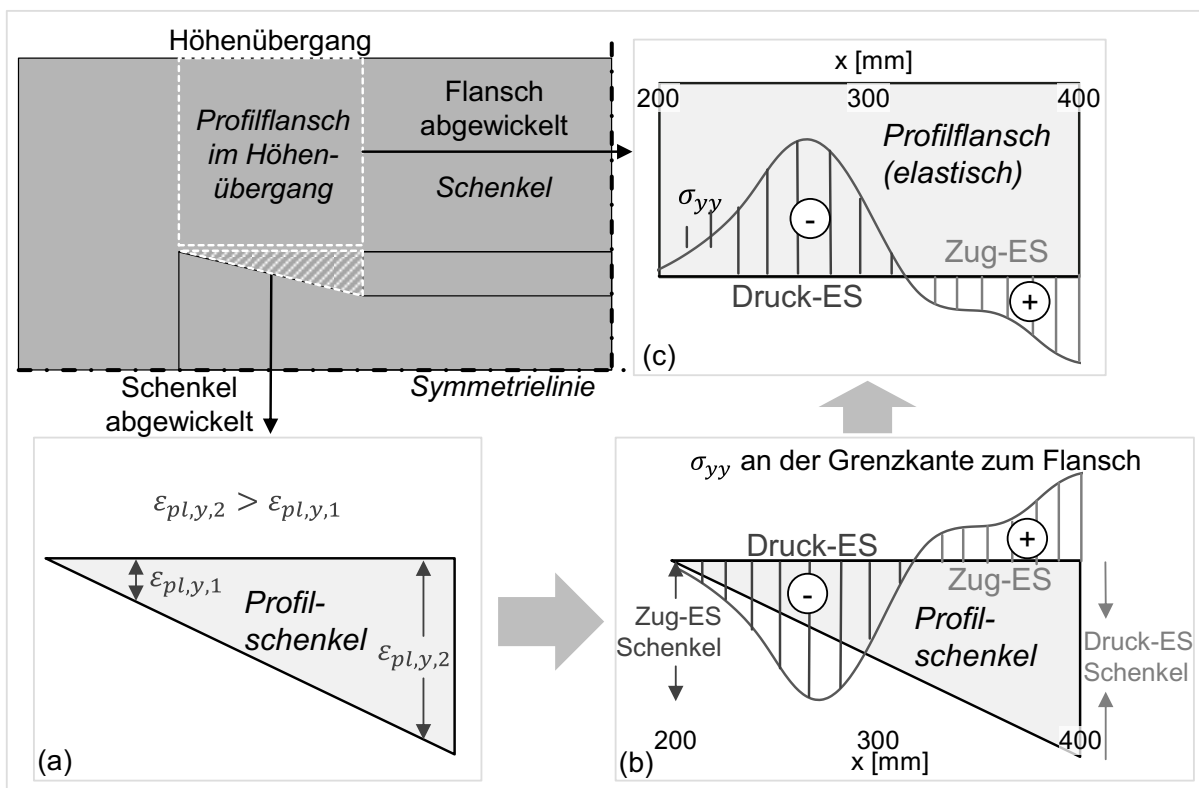


Abbildung 9-4: Inhomogene Querdehnung des Profilschenkels als Ursache für die Quereigenspannungsverteilung an der Grenzfläche zum Profilflansch

Da der Profilgrund analog zum Profilschenkel gedehnt wird, kann die Spannungskompensation nur durch den Profilflansch erfolgen. Dies führt dazu, dass in der Schnittebene zwischen Flansch und Schenkel Spannungen vorliegen, die den Quereigenspannungen des Schenkels entgegengesetzt sind (Abbildung 9-4 c) und dadurch in dem in Abbildung 9-3 dargestellten Verlauf resultieren.

Eine präzise Beschreibung des Quereigenspannungsverlaufs ist aufgrund der komplexen Mechanismen analytisch schwer zu realisieren. Aus diesem Grund werden die Querspannungen, die auf den Profilflansch wirken und letztendlich die Streckenlast des Balkenmodells darstellen, mit vereinfachten Annahmen und in Abhängigkeit der parametrisierten Profilgeometrie mathematisch approximiert. Es ist gezeigt, dass die Querbeanspruchung des Flanschs aus der Dehnungsverteilung des Profilschenkels in den Übergangsbereichen resultiert. Für den in Längsrichtung symmetrischen Profilgrundverlauf wird somit vereinfacht angenommen, dass auch die Streckenlast eine longitudinale Symmetrie zur Profilmittte aufweist und die Querspannungen am nicht-umgeformten Blechanfang und -ende sowie im ebenen Profilgrundabschnitt gleich null sind. In den Höhenübergängen erfährt der Profilschenkel eine inhomogene Längenänderung in Querrichtung. Die x-positionsabhängige theoretische Längenänderung  $\Delta l$  setzt sich aus der durch Querdehnung der Schenkel erreichten Längenänderung  $\Delta l_{Dehnung}$  und der aus dem seitlichen Materialeinzug resultierenden Längenänderung  $\Delta l_{Einzug}$  zusammen.

$$\Delta l(x) = \Delta l_{Einzug}(x) + \Delta l_{Dehnung}(x) \quad (9.1)$$

Es wird angenommen, dass die Längenänderungsanteile proportional zueinander sind:

$$\Delta l_{Einzug}(x) = k_1 \cdot \Delta l_{Dehnung}(x) \quad (9.2)$$

Folglich lässt sich  $\Delta l$  durch  $\Delta l_{Dehnung}$  ausdrücken:

$$\Delta l(x) = (k_1 + 1) \cdot \Delta l_{Dehnung}(x) \quad (9.3)$$

Die Eigenspannungen an der inneren Flanschseite lassen sich nach dem Prinzip der Superposition in Zug- und Druckeigenspannungen zerlegen. Die

Verläufe beider Eigenspannungsanteile verlaufen in x-Richtung exakt invers zueinander (Abbildung 9-5). Da die Eigenspannungen unmittelbar aus der ungleichmäßigen Querdehnungsverteilung im Schenkel in den Höhenübergängen resultieren, lässt sich die Zugeigenspannungsverteilung  $\sigma_{ES,Zug}$  proportional zur Ableitung von  $\Delta l_{Dehnung}$  ausdrücken:

$$\sigma_{ES,Zug} = k_2 \cdot \frac{\partial \Delta l_{Dehnung}(x)}{\partial x} \quad (9.4)$$

Aus den Formeln (9.3) und (9.4) ergibt sich dadurch:

$$\sigma_{ES,Zug} = \frac{1}{k_1 + 1} \cdot k_2 \cdot \frac{\partial \Delta l(x)}{\partial x} = k_s \cdot \frac{\partial \Delta l(x)}{\partial x} \quad (9.5)$$

Der Zuganteil der Streckenlast des Biegebalkens  $q_{Zug}$  stellt sich dann als Produkt von  $\sigma_{ES,Zug}$  und der Blechdicke  $s_0$  dar:

$$q_{Zug} = \sigma_{ES,Zug} \cdot s_0 = k_s \cdot \frac{\partial \Delta l(x)}{\partial x} \cdot s_0 \quad (9.6)$$

Dabei werden die bisherigen Koeffizienten durch die umfassende Konstante  $k_s$  mit der Einheit  $\frac{N}{mm^2}$  zusammengefasst. Es wird angenommen, dass  $k_s$  eine materialspezifische Konstante darstellt, die unter anderem mit  $k_2$  auch den E-Modul des Blechwerkstoffs beinhaltet und nicht von der Profilgeometrie abhängt.

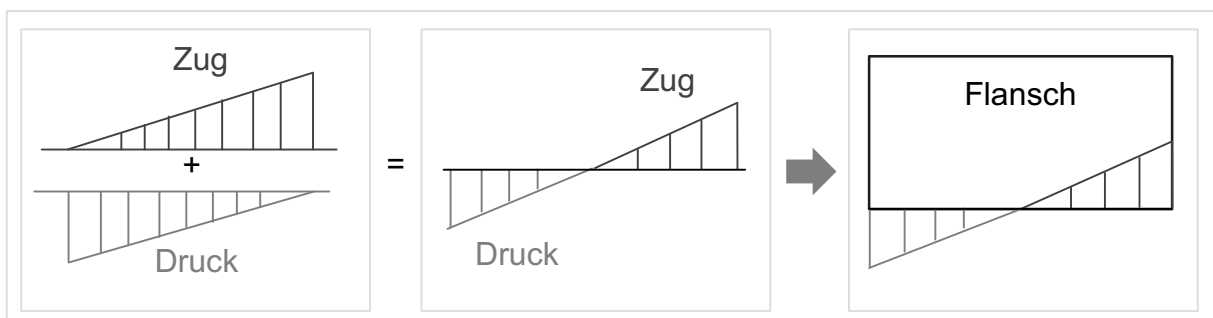


Abbildung 9-5: Bestimmung der Streckenlast des Balkenmodells durch Superposition der Zug- und Druckeigenspannungsverteilungen im Höhenübergangsbereich

Die theoretische Längenänderung  $\Delta l(x)$  beschreibt die Längendifferenz zwischen der abgewickelten Länge des momentanen Querschnitts ohne Materialeinzug und der des Ausgangszustands, welche der Blechbreite entspricht. Die

Längenänderungen  $\Delta l(x)$  ergeben sich unter Vernachlässigung der Biegeradien aus der Differenz zwischen der Profilschenkellänge  $l_S$  und der Breite des Schenkels  $b_S$  (Abbildung 9-6 b). Für  $l_S(x)$  gilt:

$$l_S(x) = \sqrt{b_S^2 + h_P(x)^2} \quad (9.7)$$

Die Breite des Schenkels lässt sich aus der Profilbreite  $a_P$  und der Profilgrundbreite  $b_{PG}$  berechnen (vgl. Abbildung 2-19 d):

$$b_S = \frac{a_P - b_{PG}}{2} \quad (9.8)$$

Die werkzeugabhängige Profilgrundbreite  $b_{PG}$  beträgt bei der vorliegenden Oberrollengeometrie 24 mm. Für die maximale Längenänderung  $\Delta l$  ergibt sich aus Formel (9.7) und (9.8):

$$\Delta l(x) = l_S(x) - b_S = \sqrt{b_S^2 + h_P(x)^2} - b_S \quad (9.9)$$

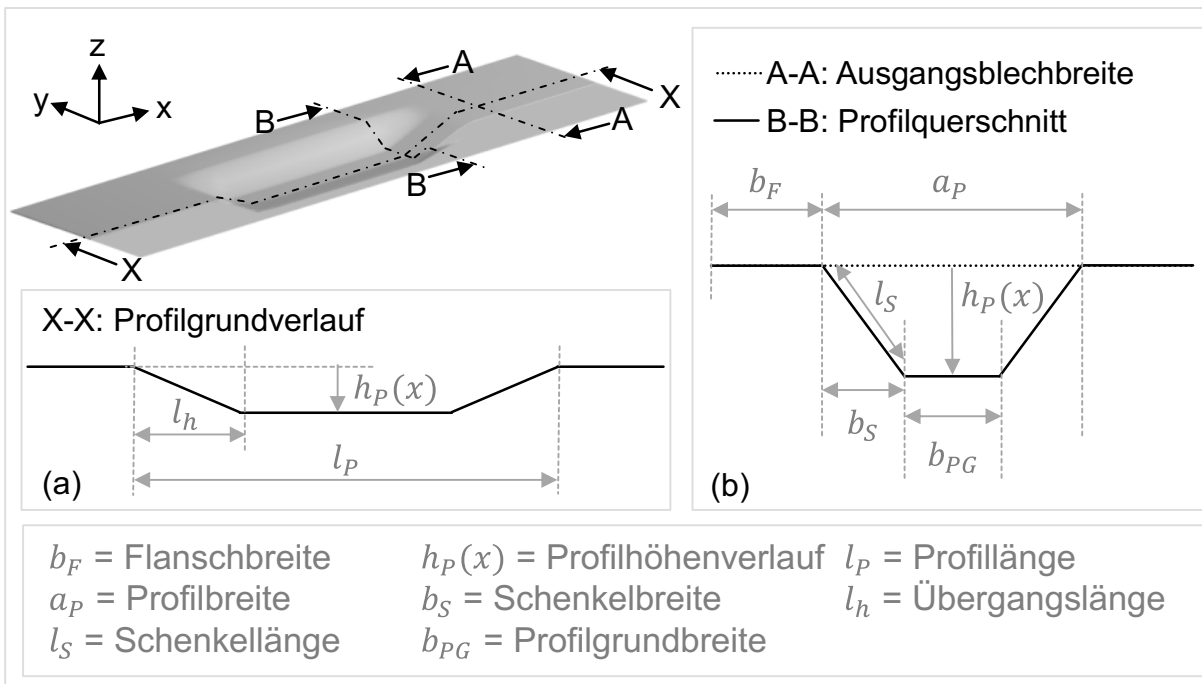


Abbildung 9-6: Geometrische Parameter der Profilgeometrie

Der Höhenverlauf des Profilgrunds im Übergangsbereich lässt sich durch eine lineare Funktion beschreiben, deren Gradient dem Quotienten aus der maximalen Profilhöhe  $h_{max}$  und der Übergangslänge  $l_h$  entspricht:



$$h_P(x) = \frac{h_{max}}{l_h} \cdot x \quad (9.10)$$

Daraus folgt für  $\Delta l(x)$ :

$$\Delta l(x) = \sqrt{b_S^2 + \left(\frac{h_{max}}{l_h} \cdot x\right)^2} - b_S \quad (9.11)$$

Somit lässt sich  $\Delta l$  in Abhängigkeit von den geometrischen Parametern der Profilform ausdrücken. Dennoch stellt  $\Delta l$  eine relativ komplexe Funktion von  $x$  dar, was umso kompliziertere Integrationen von  $\Delta l(x)$  bedeutet und somit Schwierigkeiten bei der Anwendung der Balkentheorie mit sich bringt. Aus diesem Grund wird der in Formel (9.11) beschriebene Ausdruck für  $\Delta l(x)$  durch eine Exponentialfunktion approximiert (Abbildung 9-7):

$$\Delta l(x) \approx \Delta l_{approx}(x) = k_3 \cdot x^{2,3} \quad (9.12)$$

Als Randbedingung gilt:

$$\Delta l(l_h) = \Delta l_{approx}(l_h) \quad (9.13)$$

Somit lässt sich  $k_3$  wie folgt bestimmen:

$$k_3 = \frac{\sqrt{b_S^2 + h_{max}^2} - b_S}{l_h^{2,3}} \quad (9.14)$$

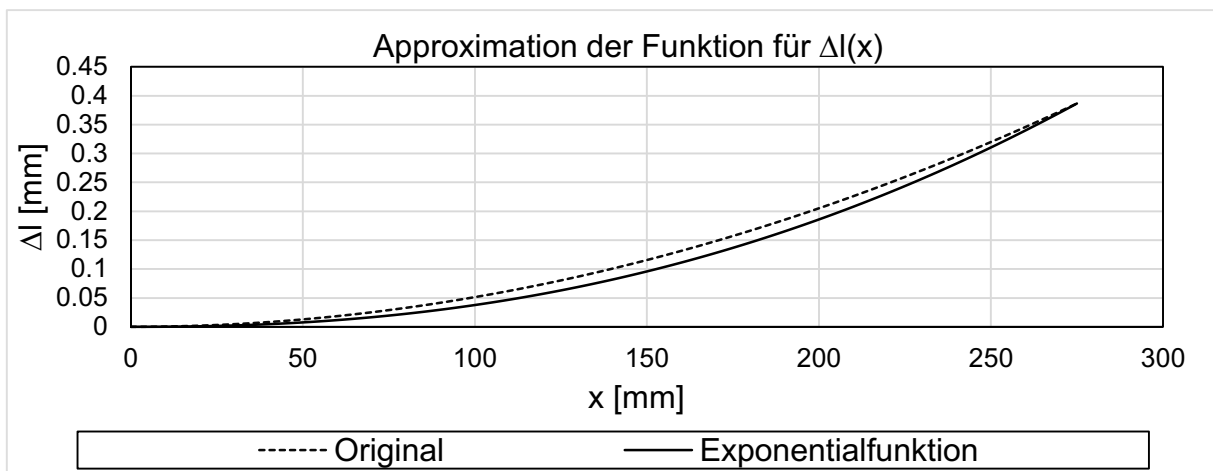


Abbildung 9-7: Approximation der Funktion  $\Delta l(x)$  durch Exponentialfunktion mit dem Exponenten 2,3

Setzt man die approximierte Funktion  $\Delta l_{approx}(x)$  in Formel (9.6) ein, so ergibt sich:

$$\begin{aligned} q_{Zug}(x) &= \sigma_{ES,Zug} \cdot s_0 = 2,3 \cdot k_s \cdot k_3 \cdot s_0 \cdot x^{1,3} \\ &= 2,3 \cdot k_s \cdot \frac{\sqrt{b_s^2 + h_{max}^2 - b_s}}{l_h^2} \cdot s_0 \cdot x^{1,3} \end{aligned} \quad (9.15)$$

Somit lässt sich die Zugeigenspannung und entsprechend der Zuganteil der Streckenlast als Exponentialfunktion von  $x$  mit dem Exponenten 1,3 beschreiben. Aus der Annahme, dass die Druckeigenspannungsverteilung invers zur Zugeigenspannung ist (Abbildung 9-5), lässt sich der Druckanteil der Streckenlast wie folgt beschreiben:

$$\begin{aligned} q_{Druck}(x) &= -q_{Zug}(l_h) + q_{Zug}(x) \\ &= 2,3 \cdot k_s \cdot k_3 \cdot s_0 \cdot (-l_h + x)^{1,3} \\ &= 2,3 \cdot k_s \cdot \frac{\sqrt{b_s^2 + h_{max}^2 - b_s}}{l_h^2} \cdot s_0 \cdot (-l_h + x)^{1,3} \end{aligned} \quad (9.16)$$

Wird das Produkt aus  $2,3 \cdot k_s$ ,  $k_3$  und  $s_0$  in einem Term  $q_0$  zusammengefasst, können die Formeln (9.15) und (9.16) wie folgt formuliert werden:

$$q_{Zug}(x) = q_0 \cdot x^{1,3} \quad (9.17)$$

$$q_{Druck}(x) = q_0 \cdot (-l_h + x)^{1,3} \quad (9.18)$$

Die Superposition beider Lastanteile nach Abbildung 9-5 ergibt die auf einem Höhenübergangsbereich wirkende, resultierende Streckenlast. Die Berechnung der Streckenlast im zweiten Höhenübergangsbereich erfolgt analog zum beschriebenen Vorgehen und weist beim symmetrischen Profilgrundverlauf einen entsprechend gespiegelten Verlauf auf (Abbildung 9-8).

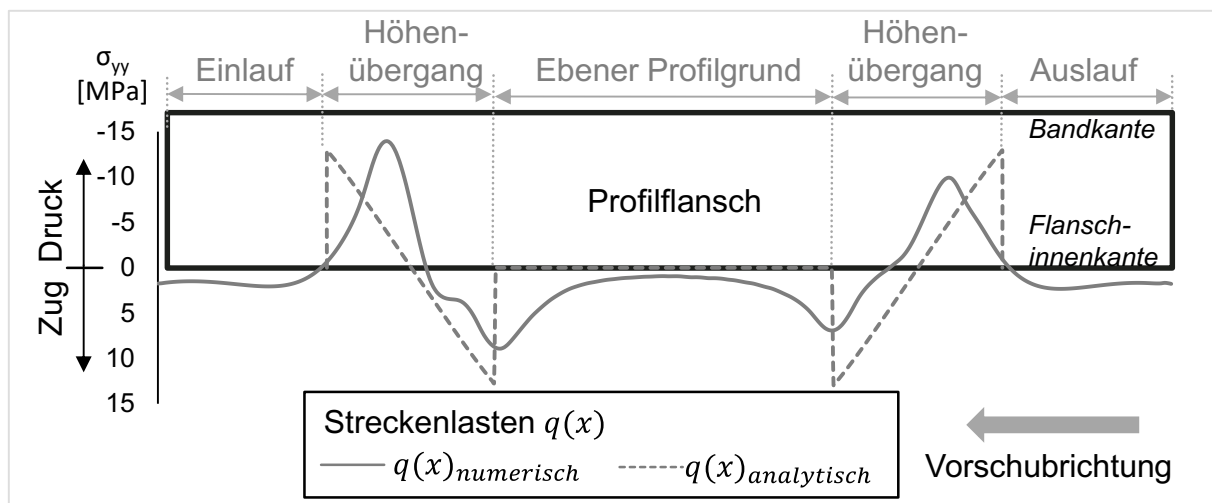


Abbildung 9-8: Approximation der numerisch ermittelten Quereigenspannungen (Streckenlast) durch das analytische Modell

Die analytisch ermittelte Streckenlast approximiert die vorliegenden Quereigenspannungen an der Innenkante des Profilflanschs durch annähernd lineare Lastprofile (Exponent  $n = 1,3$ ). Trotz der getroffenen Vereinfachungen werden dadurch die charakteristischen Merkmale der Quereigenspannungen, die mit Hilfe der FEM bestimmt werden, abgebildet. In den zum Ein- und Auslauf gerichteten Bereichen der Höhenübergänge liegen Druckeigenspannungen vor, die jeweils zum ebenen Profilgrund hin in Zugeigenspannungen übergehen. Abweichungen in der approximierten Streckenlast, die direkten Einfluss auf die vorhergesagten Druckspannungen in der Bandkante haben, können durch den materialspezifischen Faktor  $k_s$  kompensiert werden, worauf im Folgenden näher eingegangen wird.

### 9.1.2 Zusammenfügen des Gesamtmodells

Die Übertragung der aus den Quereigenspannungen analytisch bestimmten Streckenlast auf den Modellierungsansatz des Biegebalkens führt zu dem in Abbildung 9-9 dargestellten Ersatzmodell.

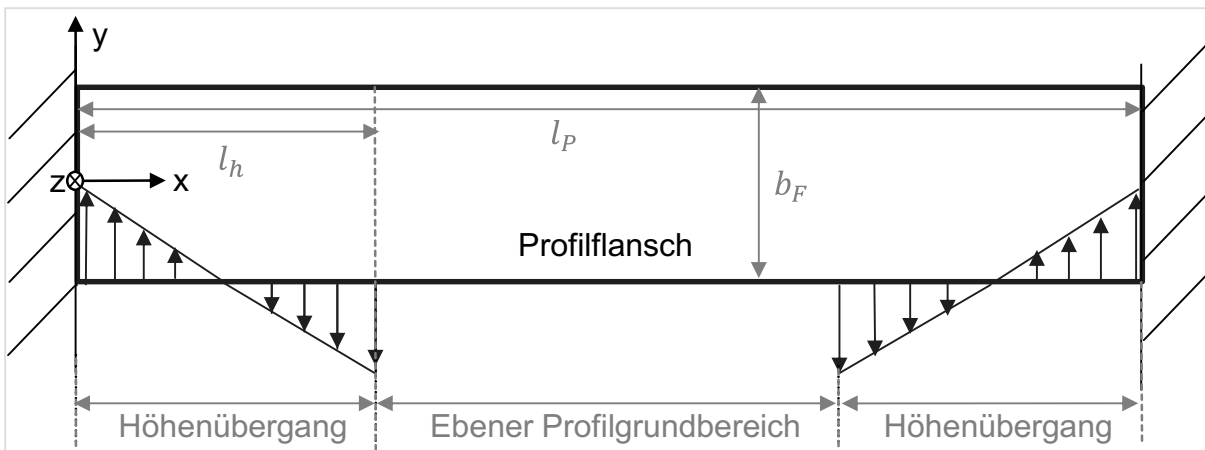


Abbildung 9-9: Biegebalkenmodell mit analytisch bestimmten Streckenlasten

Die Streckenlasten in den Höhenübergangsbereichen lassen sich mit Hilfe der Gesetze der Balkentheorie [GRO21] wie folgt formulieren:

$$\begin{aligned}
 EI\omega^{IV} = f(x) = & q_0 \cdot x^{1,3} - q_0 \cdot x^{1,3} \langle x - l_h \rangle^0 + q_0 \cdot (l_p - x)^{1,3} \cdot \\
 & \langle x - (l_p - l_h) \rangle^0 - (q_0 \cdot (l_h - x)^{1,3} - q_0 \cdot (l_h - x)^{1,3} \langle x - l_h \rangle^0 + \\
 & q_0 \cdot \langle x - (l_p - l_h) \rangle^{1,3})
 \end{aligned} \quad (9.19)$$

Für die Föppl-Klammer  $\langle x - a \rangle^n$  gilt:

$$\langle x - a \rangle^n = \begin{cases} 0 & \text{wenn } x \leq a \\ (x - a)^n & \text{wenn } x > a \end{cases} \quad (9.20)$$

Gemäß der Balkentheorie folgen durch mehrfache Integration von Formel (9.19):

$$EI\omega''' = -Q = \int f(x) + C_1 \quad (9.21)$$

$$EI\omega'' = -M = \iint f(x) + C_1 \cdot x + C_2 \quad (9.22)$$

$$EI\omega' = \iiint f(x) + \frac{1}{2} C_1 \cdot x^2 + C_2 \cdot x + C_3 \quad (9.23)$$

$$EI\omega = \iint \iint f(x) + \frac{1}{6} C_1 \cdot x^3 + \frac{1}{2} C_2 \cdot x^2 + C_3 \cdot x + C_4 \quad (9.24)$$

Dabei steht  $E$  für den Elastizitätsmodul (E-Modul),  $I$  für das Flächenträgheitsmoment um die zu biegende Achse,  $Q$  für die herrschende Querkraft und  $M$  für das resultierende Biegemoment im Balken. Die Verschiebung des Balkens  $\omega$

entspricht dem seitlichen Materialeinzug beim flexiblen Rollsicken. Das Flächenträgheitsmoment  $I$  des Profilflansches lässt sich durch die Blechdicke  $s_0$  und die Flanschbreite  $b_F$  ausdrücken [GRO21]:

$$I = \frac{s_0 \cdot b_F^3}{12} \quad (9.25)$$

Da der Balken im Ersatzmodell beidseitig fest eingespannt ist, lauten die Randbedingungen wie folgt:

$$\omega(0) = 0; \omega'(0) = 0; \omega(l_P) = 0; \omega'(l_P) = 0 \quad (9.26)$$

Die vier Integrationskonstanten  $C_1, C_2, C_3$  und  $C_4$ , werden aus den obigen Randbedingungen bestimmt. Die Längsspannung an der Bandkante des umgeformten Profils  $\sigma_{xx,analytisch}$  errechnet sich nach [GRO21] durch das Biegemoment  $M$ , das mit Hilfe von Formel (9.22) bestimmt wird, und das Flächenträgheitsmoment  $I$  sowie den Abstand der Bandkante zur neutralen Faser. Aufgrund der vernachlässigbar geringen Durchbiegung wird angenommen, dass die neutrale Faser in Breitenrichtung mittig im Flansch liegt und dadurch einen Abstand von  $\frac{b_F}{2}$  zur Bandkante besitzt:

$$\sigma_{xx,analytisch} = -\frac{M \cdot b_F}{2I} \quad (9.27)$$

Die Berechnung von  $\sigma_{xx,analytisch}$  nach Formel (9.27) beinhaltet die Formeln (9.8), (9.9), (9.10), (9.19) und (9.25). Dadurch ist ersichtlich, dass alle fünf geometrischen Einflussgrößen der parametrisierten Darstellung der Profilgeometrie (Abbildung 8-1) bei der Berechnung der maximalen Drucklängsspannung in der Bandkante berücksichtigt sind.

Für die Bestimmung von  $\sigma_{xx,analytisch}$  ist die in der Streckenlast (vgl. Formel (9.6)) beinhaltete, materialspezifische Konstante  $k_S$  erforderlich. Diese skaliert die berechneten Längsspannungswerte, um realitätsnahe Absolutwerte zu erhalten. Zur Ermittlung von  $k_S$  ist für jeden Blechwerkstoff eine einmalige FEM-Simulation durchzuführen. Für eine beliebige, definierte Profilgeometrie mit dem entsprechenden Werkstoff ist die maximale Drucklängsspannung zum einen numerisch ( $\sigma_{FEM}$ ) und zum anderen analytisch mit  $k_S = 1$  ( $\sigma_{k_S=1}$ ) zu bestimmen. Die Materialkonstante  $k_S$  ergibt sich aus dem Verhältnis zwischen

$\sigma_{FEM}$  und  $\sigma_{k_s=1}$  und bleibt unabhängig von der Profilgeometrie für den verwendeten Werkstoff stets unverändert:

$$k_s = \frac{\sigma_{FEM}}{\sigma_{k_s=1}} \quad (9.28)$$

Nach der Bestimmung von  $k_s$  können mit Hilfe des analytischen Modells die maximalen Längsspannungen in der Bandkante  $\sigma_{xx,analytisch}$  für beliebige Profilgeometrien realitätsnah berechnet werden. Durch den Vergleich zwischen  $\sigma_{xx,analytisch}$  und der kritischen Grenzlast  $\sigma_{krit}$  kann eine Aussage über das Auftreten von Faltenbildung getroffen werden. Für eine versagensfreie Umformung gilt:

$$\sigma_{xx,analytisch} < \sigma_{krit} \quad (9.29)$$

### 9.1.3 Bestimmung der kritischen Grenzlast

$\sigma_{krit}$  wird im analytischen Modell als eine Konstante angenommen, die von den Materialeigenschaften und der Blechdicke abhängt und durch eine effiziente Vorgehensweise empirisch durch Experimente bestimmt werden kann. Dies bedingt, dass beim Spannungsvergleich der Einfluss der Flanscbreite auf  $\sigma_{krit}$  entsprechend vernachlässigt wird. Diese Annahme ist zulässig, da im Versagensfall die kritische Spannung nur in einem sehr begrenzten Bereich der Bandkante überschritten wird (vgl. Abbildung 7-11) und dadurch kein Zusammenhang zwischen  $\sigma_{krit}$  und der Profilgeometrie besteht.

Die kritische Grenzspannung und somit die Prozessgrenze der Faltenbildung kann empirisch durch eine günstige Versuchsplanung effizient bestimmt werden. Die experimentelle Ermittlung der Grenzlast ist für einen definierten Werkstoff und eine bestimmte Blechdicke nur einmalig erforderlich und für alle geometrischen Profilvariationen gültig. Durch isolierte Variation eines Einflussparameters kann das Verfahrensfenster durch Annäherung an die Faltenbildungsgrenze definiert werden. Das analytische Ersatzmodell berechnet die im Grenzfall vorliegende maximale Drucklängsspannung in der Bandkante, die somit  $\sigma_{krit}$  entspricht. Da die Variation der Profilhöhe  $h_{max}$ , der Profillänge  $l_p$  oder der Übergangslänge  $l_h$  lediglich eine Anpassung der Steuerkurven erfor-

dert, bietet sich vorzugsweise die Variation einer dieser Parameter an. Eine beispielhafte empirische Bestimmung von  $\sigma_{krit}$  wird in Kapitel 9.3 beschrieben. Da beide Spannungen  $\sigma_{xx,analytisch}$  und  $\sigma_{krit}$  des Spannungsvergleichs (Formel (9.29)) mit Hilfe des analytischen Modells berechnet werden, entfällt für die Vorhersage der Faltenbildung die Notwendigkeit die Materialkonstante  $k_S$  numerisch zu ermitteln (siehe Kapitel 9.1.2 Formel (9.28)). Das relative Verhältnis zwischen der vorliegenden und der kritischen Spannung ist unabhängig von  $k_S$ :

$$\frac{\sigma_{xx,analytisch}}{\sigma_{krit}} = \frac{k_S \cdot \sigma_{xx,analytisch,k_S=1}}{k_S \cdot \sigma_{krit,k_S=1}} = \frac{\sigma_{xx,analytisch,k_S=1}}{\sigma_{krit,k_S=1}} \quad (9.30)$$

Einzig für die quantitative Evaluation von Spannungszuständen oder dem seitlichen Materialeinzug ist die Berücksichtigung der Materialkonstante erforderlich.

#### 9.1.4 Zusammenfassung des analytischen Ersatzmodells

In Abbildung 9-10 ist eine finale Übersicht über die Vorgehensweise und die Modellbausteine des analytischen Ersatzmodells zur Vorhersage der Faltenbildung beim flexiblen Rollsicken dargestellt.

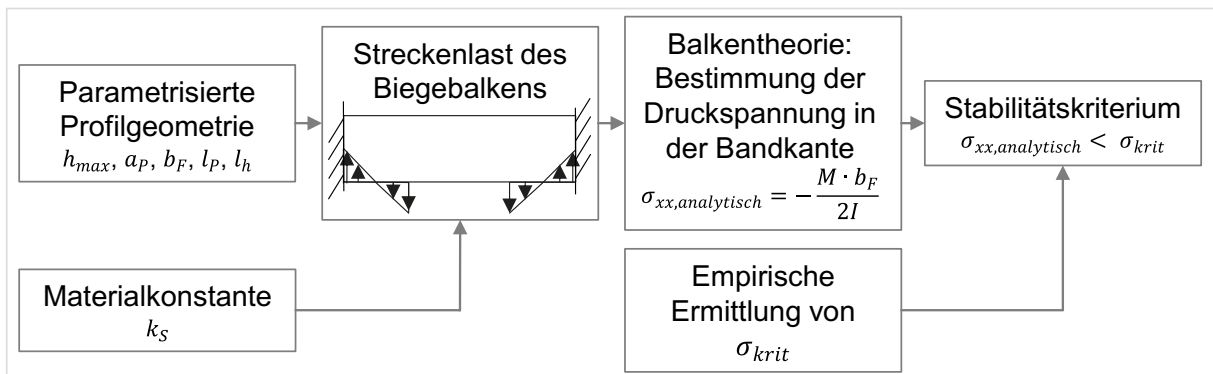


Abbildung 9-10: Zusammenfassung des analytischen Biegebalkenmodells

## 9.2 Verifikation des analytischen Ersatzmodells

Mit Hilfe des analytischen Biegebalkenmodells lassen sich sowohl die Druckspannungen  $\sigma_{xx,max}$  in der Bandkante als auch der seitliche Materialeinzug  $\Delta l_{Einzug}$  in Form der Balkendurchbiegung berechnen. Diese werden zur Verifikation des Ersatzmodells unter Variation der geometrischen Einflussparameter anhand des DC04-Werkstoffs mit einer Blechdicke von 1,0 mm den numerischen Ergebnissen des FEM-Modells gegenübergestellt. Für den quantitativen Vergleich wird die Materialkonstante  $k_S$  mit dem Wert  $53.509,70 \frac{kN}{mm^2}$  bestimmt.

In Abbildung 9-11 sind die parameterspezifischen Abweichungen der vorhergesagten Bandeinzüge bei Variation der geometrischen Einflussgrößen  $h_{max}$ ,  $l_P$ ,  $l_h$ ,  $a_P$  und  $b_F$  aufgetragen. Mit einer maximalen Abweichung von 5,35 % beträgt die durchschnittliche Vorhersagegenauigkeit des analytischen Modells hinsichtlich des Bandeinzugs 98,38 % (mittlere Abweichung 1,62 %).

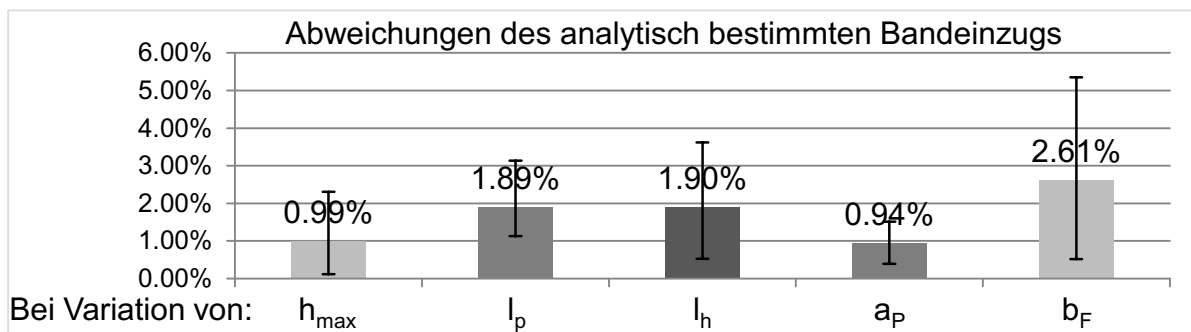


Abbildung 9-11: Parameterspezifische Vorhersagegenauigkeit des Bandeinzugs durch das analytische Modell



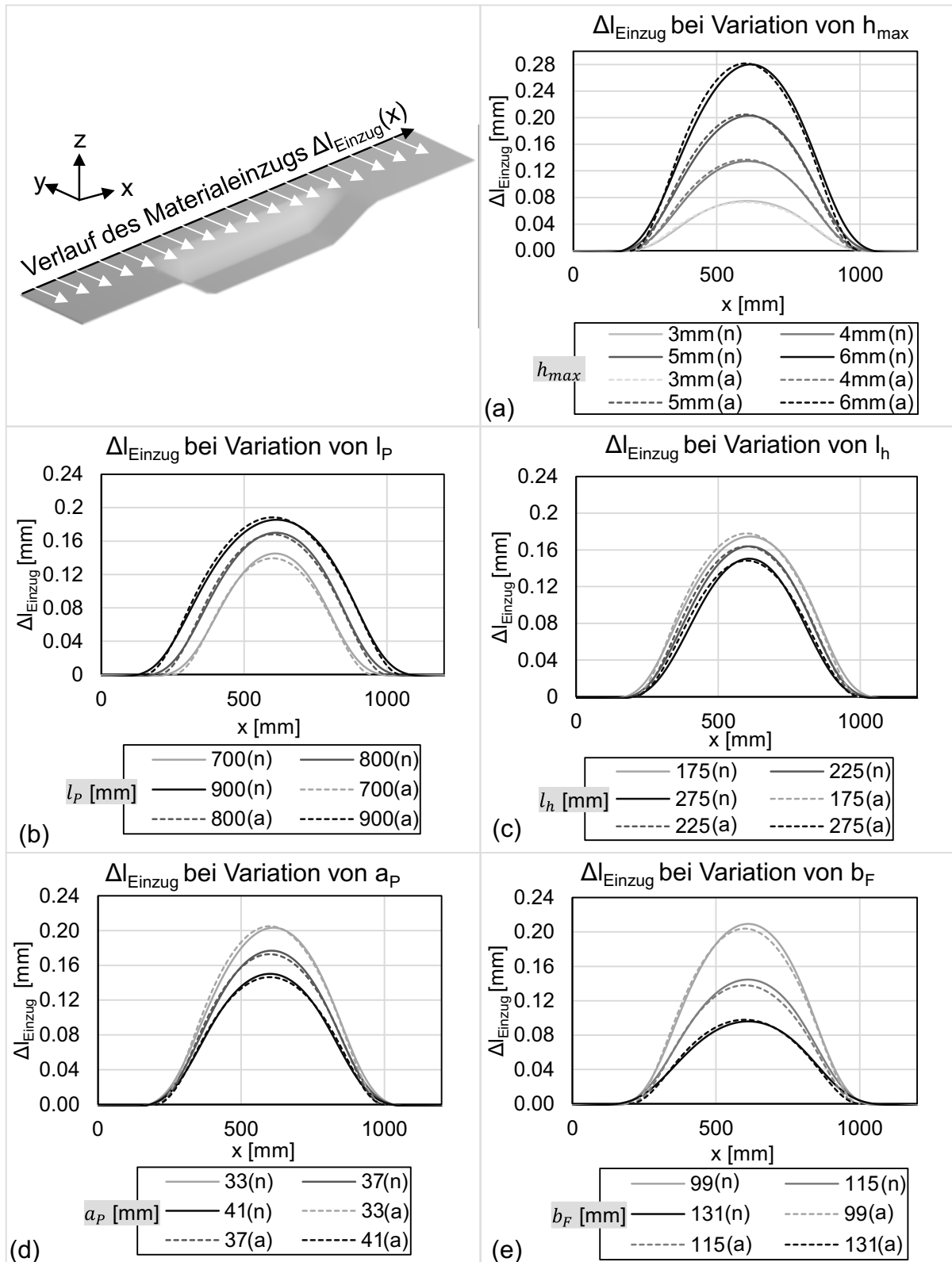


Abbildung 9-12: Verifikation der analytisch berechneten seitlichen Materialeinzüge bei Variation der Einflussparameter

In Abbildung 9-12 ist die Gegenüberstellung der analytisch berechneten Verläufe des seitlichen Materialeinzugs (mit „(a)“ versehen) und der numerischen Ergebnisse (mit „(n)“ versehen) unter Variation der geometrischen Parameter dargestellt.

Auch die maximalen Drucklängsspannungen in der Bandkante  $\sigma_{xx,max}$  können mit den in Abbildung 9-13 dargestellten parameterspezifischen Genauigkeiten treffend vorhergesagt werden. Der maximale Fehler bei isolierter Variation der Einflussgrößen beträgt 5,99 % bei einer mittleren absoluten Abweichung von  $0,943 \frac{N}{mm^2}$  und einer mittleren relativen Abweichung von 2,98 %.

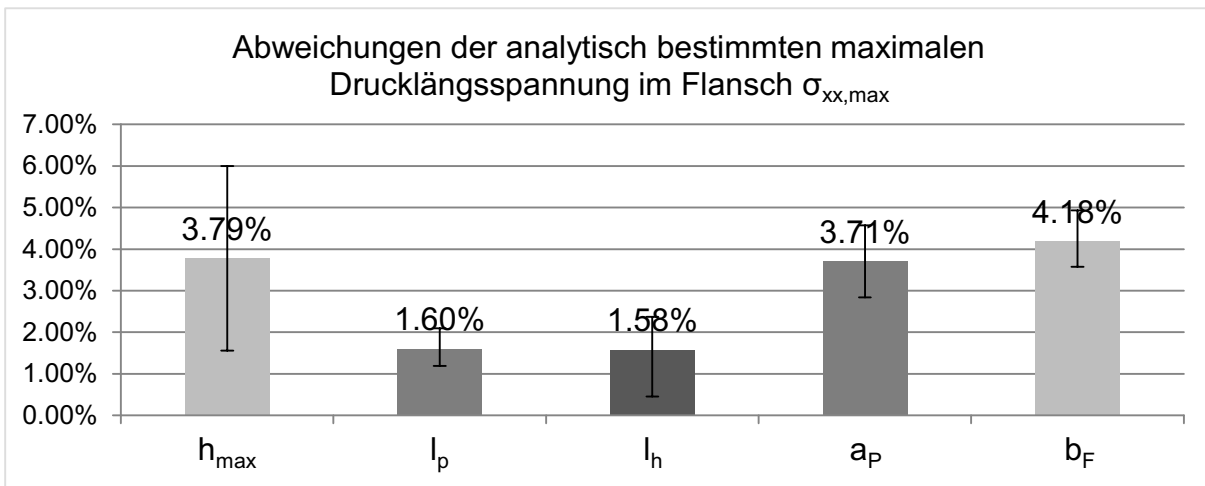


Abbildung 9-13: Parameterspezifische Vorhersagegenauigkeit der maximalen Drucklängsspannung im Flansch ( $\sigma_{xx,max}$ ) durch das analytische Modell

In Abbildung 9-14 ist der Vergleich zwischen den numerisch und analytisch ermittelten  $\sigma_{xx,max}$  bei den Parametervariationen von  $h_{max}$ ,  $l_p$ ,  $l_h$ ,  $a_p$  und  $b_F$  dargestellt.

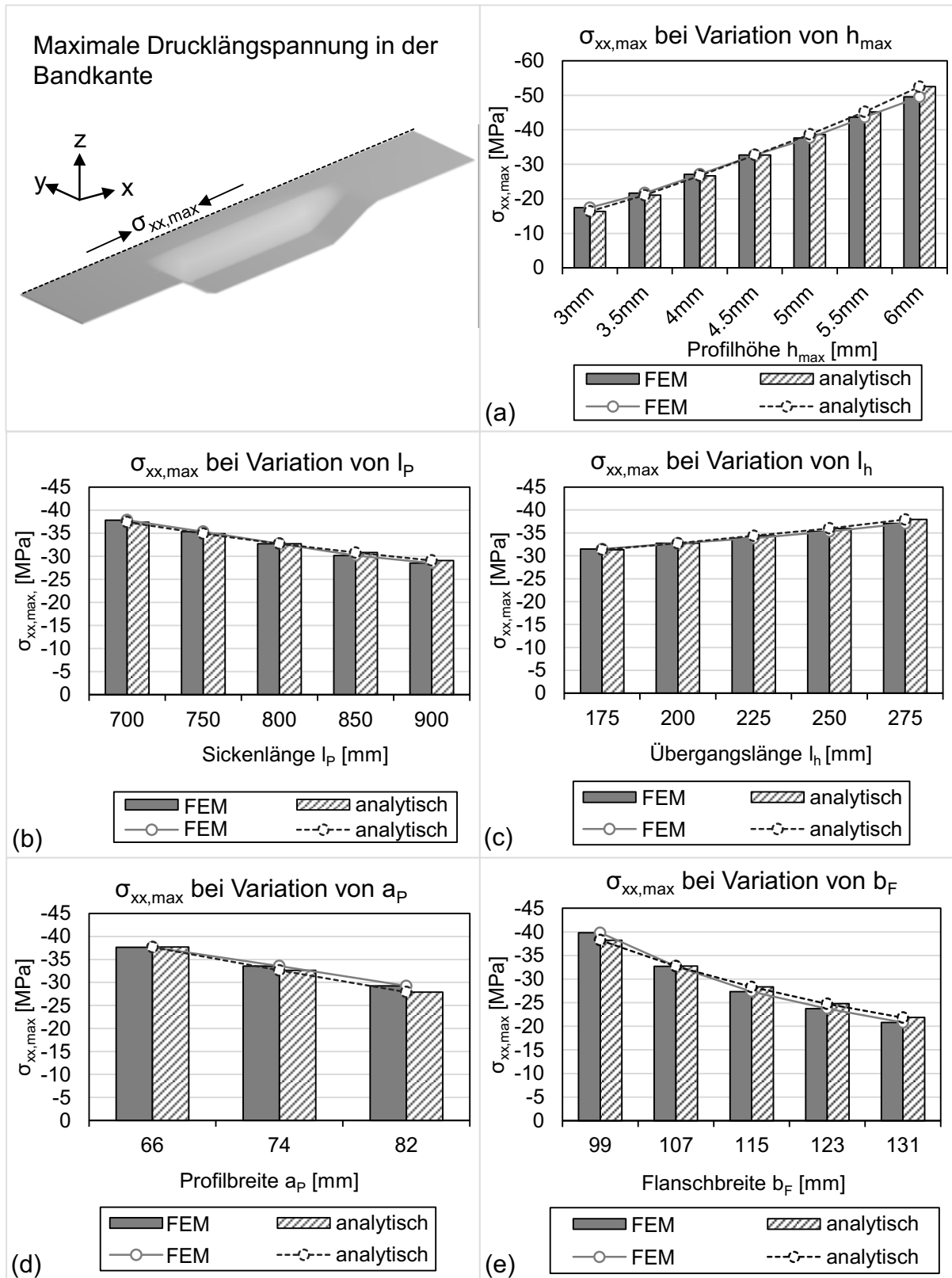


Abbildung 9-14: Verifikation der analytisch berechneten maximalen Längsspannungen bei Variation der Einflussparameter

### 9.3 Validierung des analytischen Ersatzmodells

Da das FEM-Modell keine Faltenbildung abbildet, ist die Vorhersagegüte des analytischen Ersatzmodells anhand von experimentellen Untersuchungen zu prüfen. Dabei liegt der Fokus neben der Validierung der durch das Modell prognostizierten Parametersensitivitäten hinsichtlich der Drucklängsspannung (Kapitel 0) auch auf der Bestätigung der Annahme geometrieunabhängiger und konstanter kritischer Grenzlasten bei gleichbleibenden Blecheigenschaften (Kapitel 9.1.3). In einem zweistufigen Versuchsplan werden verschiedene Profilgeometrien gefertigt, die mit Hilfe des GOM Atos auf Faltenbildung untersucht werden. In der ersten Stufe wird durch Veränderung der Profilhöhe  $h_{max}$ , ausgehend von der in Abbildung 8-1 dargestellten Referenzgeometrie, die kritische Grenzspannung mit Hilfe des Ersatzmodells bestimmt. In der zweiten Stufe setzt die Variation der restlichen Parameter  $l_p$ ,  $l_h$ ,  $b_F$  und  $a_p$  an derjenigen in Stufe 1 ermittelten Profilgeometrie an, die erste Faltenbildungen aufweist und somit die Prozessgrenze überschritten hat. Im in Abbildung 9-15 dargestellten Versuchsplan sind die Referenzabmessungen farbig hinterlegt.

Parameter	Bezeichnung	Variationen [mm]							
<i>Versuchsplan Stufe 1</i>									
$h_{max}$	Profiltiefe	3	4	5	6	7	8	9	10
		$h_{max,krit}$							
<i>Versuchsplan Stufe 2</i>									
$l_p$	Profillänge		600	700	800	900	1000	1100	1200
$l_h$	Übergangslänge	50	100	150	200	250	300		
$b_F$	Flanschbreite		67	87	107	127	147		
$a_p$	Profilbreite				66	74	82	90	98

Abbildung 9-15: Zweistufiger Versuchsplan zur Validierung des analytischen Modells

### 9.3.1 Versuchsstufe 1 - Variation der Profilhöhe

In der gemäß Abbildung 9-15 durchgeführten ersten Versuchsstufe ist bei allen Proben der in Kapitel 7.1.3 beschriebene prozessbedingte Anstieg des Profilgrundverlaufs gegen Profiltiefe zu beobachten. Die Proben mit geringer Profiltiefe (PT) besitzen eine niedrige Formgenauigkeit, da die Rückfederungseffekte im Verhältnis zur Soll-Tiefe des Profils einen großen relativen Einfluss haben. Die Profilform weicht bei PT = 3 mm um 23,76 % und bei PT = 4 mm um 23,24 % von der Sollgeometrie ab. Die Profile mit PT = 5 mm (Abweichung: 1,45 %), 6 mm (Abweichung 0,58 %) und 7 mm (Abweichung: 7,57 %) haben eine gute Formgenauigkeit. Bei PT = 8 mm nimmt diese mit einer Abweichung von 14,49 % aufgrund zunehmender rückfederungsbedingter Vorstauchungseffekte (siehe Kapitel 7.1.3) wieder ab. Zusätzlich werden bei PT = 8 mm aufgrund der hohen Zuglängsspannungen im Profilgrund während der Umformung auch Bereiche der Ein- und Auslaufzonen ungewollt umgeformt (vgl. Abbildung 9-16: PT8 im Abschnitt  $150 \text{ mm} \leq x \leq 200 \text{ mm}$ ).

Mit einer maximalen Abweichung von 4,4 % und einer durchschnittlichen Abweichung von 2,25 % weisen die Versuchsergebnisse eine gute Maßhaltigkeit der gewünschten maximalen Profilhöhe  $h_{max}$  bei  $x = 400 \text{ mm}$  auf.

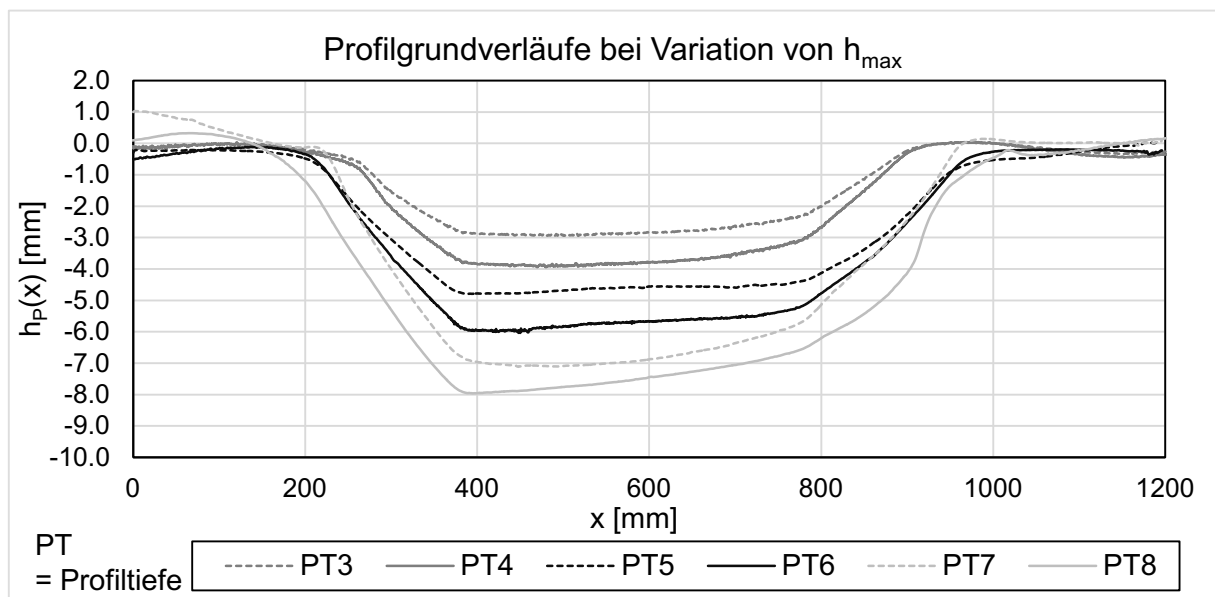


Abbildung 9-16: Profilgrundverläufe bei Variation von  $h_{max}$

Wie bereits in Kapitel 5 gezeigt, reicht das lokale Überschreiten der Prozessgrenze, beispielsweise durch Erreichen der kritischen Profilhöhe, aus, um Instabilität zu erzeugen. Das Auftreten der daraus resultierenden Faltenbildung beschränkt sich dabei auf den Abschnitt des Flanschs in Längsrichtung, in dem der kritische Zustand erreicht wird. Daraus folgt, dass die gute Maßhaltigkeit von  $h_{max}$  in allen Versuchsergebnissen trotz teils unzureichender Formgenauigkeit ausreicht, um das analytische Modell zu validieren.

Die Veränderung von  $h_{max}$  zeigt ab einer Profiltiefe von 8 mm ( $h_{max} = 8$  mm, 9 mm, 10 mm) Faltenbildung in den gemessenen Verläufen entlang der Bandkante. Alle Profile mit  $h_{max} \leq 7$  mm weisen zwar bauteilübergreifende Krümmungen infolge von Transport- und Handling-bedingten Deformationen und Eigenspannungen auf, sind jedoch faltenfrei. Abbildung 9-17 zeigt den Bandkantenverlauf des Profils mit 7 mm, das noch innerhalb des Prozessfensters liegt und die Faltenbildung bei 8 mm Profiltiefe, da hier die Prozessgrenze im Abschnitt  $400 \text{ mm} \leq x \leq 685 \text{ mm}$  überschritten wird.

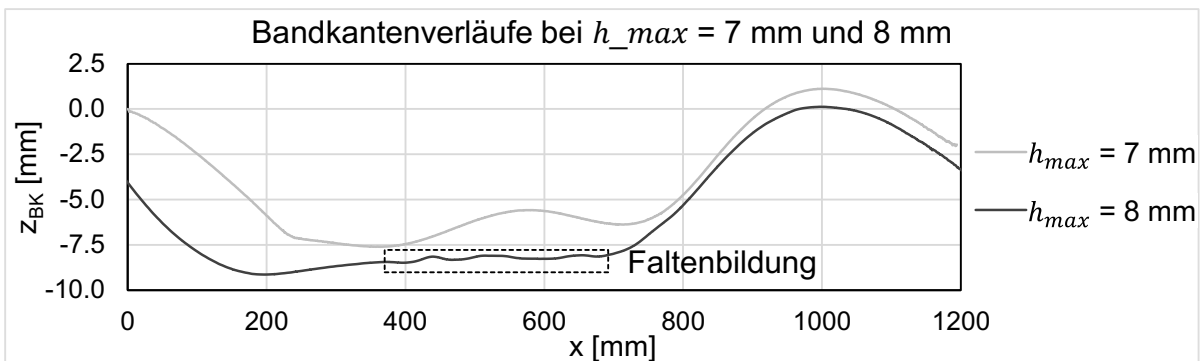


Abbildung 9-17: Verläufe der Bandkanten der Profile mit 7 mm und 8 mm Profiltiefe und Faltenbildung bei  $h_{max} = 8$  mm

Die mit Hilfe des analytischen Modells berechneten resultierenden Drucklängsspannungen in der Bandkante sind für alle  $h_{max}$  in Abbildung 9-18 aufgetragen. Die Profilvarianten mit Faltenbildung sind grau hinterlegt. Daraus folgt, dass für die kritische Grenzlast gilt:  $\sigma_{krit} \in (70,1842 \frac{N}{mm^2}, 93,9921 \frac{N}{mm^2}]$

Der Spannungsbereich von  $\sigma_{krit}$  wird durch die Untersuchungen in der zweiten Versuchsstufe weiter eingegrenzt, indem die restlichen Einflussparameter ausgehend von  $h_{max} = 8$  mm variiert werden.

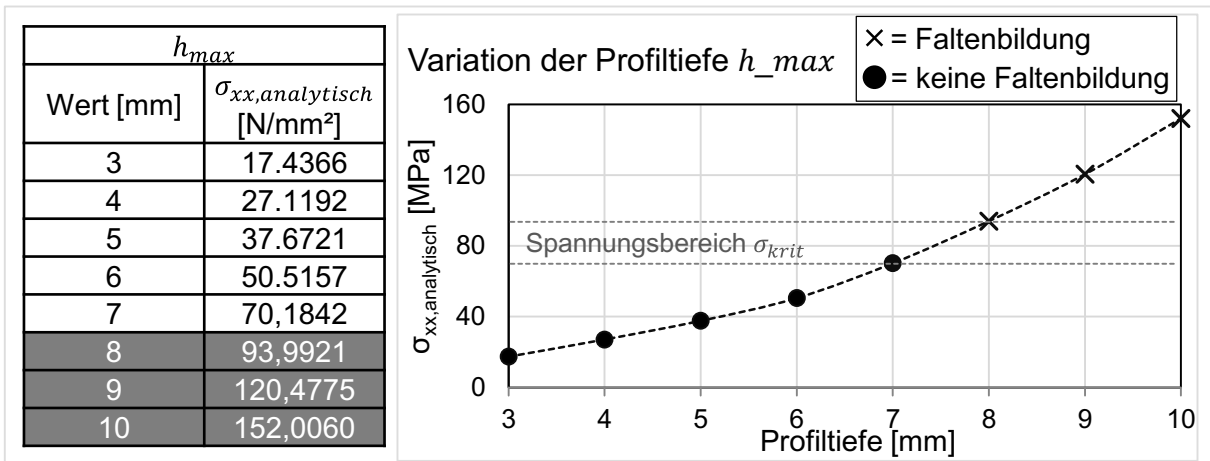


Abbildung 9-18: Analytisch ermittelter Verlauf der maximalen Drucklängsspannung in der Bandkante bei variierender Profiltiefe  $h_{max}$

### 9.3.2 Versuchsstufe 2 - Variation aller Einflussparameter

Die Variation der übrigen geometrischen Parameter führt gemäß den Ergebnissen der Sensitivitätsanalyse aus Kapitel 0 zur Erhöhung oder Senkung der maximalen Drucklängsspannung. In Abbildung 9-19 sind die analytisch berechneten  $\sigma_{xx,analytisch}$  für alle Profilvarianten aufgetragen. Eine günstige Adaption der Parameter kann den versagenskritischen Fall mit  $h_{max} = 8$  mm wieder zurück ins Prozessfenster bringen.

$h_{max}$		Referenzgeometrie (Stufe 2)				Faltenbildung		keine Faltenbildung	
Wert [mm]	$\sigma_{xx,analyt.}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$l_p$		$l_h$		$b_F$		$a_p$	
		Wert [mm]	$\sigma_{xx,analyt.}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	Wert [mm]	$\sigma_{xx,analyt.}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	Wert [mm]	$\sigma_{xx,analyt.}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	Wert [mm]	$\sigma_{xx,analyt.}$ [N/mm <sup>2</sup> ]
3	17.5366			50	66,5625				
4	27.3192			100	78,2878	67	247,5558		
5	37.8721			150	87,3695	87	149,7179		
6	50.6157	600	129,4655	200	93,7921	107	93,7921	66	93,7921
7	70,2842	700	109,8297	250	100,6532	127	68,4541	74	78,1149
8	93,7921	800	93,7921	300	104,1194	147	51,7413	82	66,7266
9	120,678	900	82,4502					90	59,2574
10	152,206	1100	69,1929					98	53,5122

Abbildung 9-19: Analytisch berechnete Drucklängsspannungsmaxima in der Bandkante

Abbildung 9-20 zeigt nachweislich, dass bei allen Parametervariationen die Faltenbildung mit dem Überschreiten einer konstanten kritischen Spannung  $\sigma_{krit}$  verbunden ist. Die gemessenen Bandkantenverläufe der prozessgrenz-nahen Variationen (vgl. Abbildung 9-17) sind dem Anhang zu entnehmen (Abbildung 13-1 - Abbildung 13-4).  $\sigma_{krit}$  lässt sich anhand der experimentellen Ergebnisse auf den Bereich  $\sigma_{krit} \in (70,2842 \frac{N}{mm^2}, 73,4766 \frac{N}{mm^2}]$  eingrenzen, wodurch die Prozessgrenze bei ca. 71 N/mm<sup>2</sup> definiert werden kann.

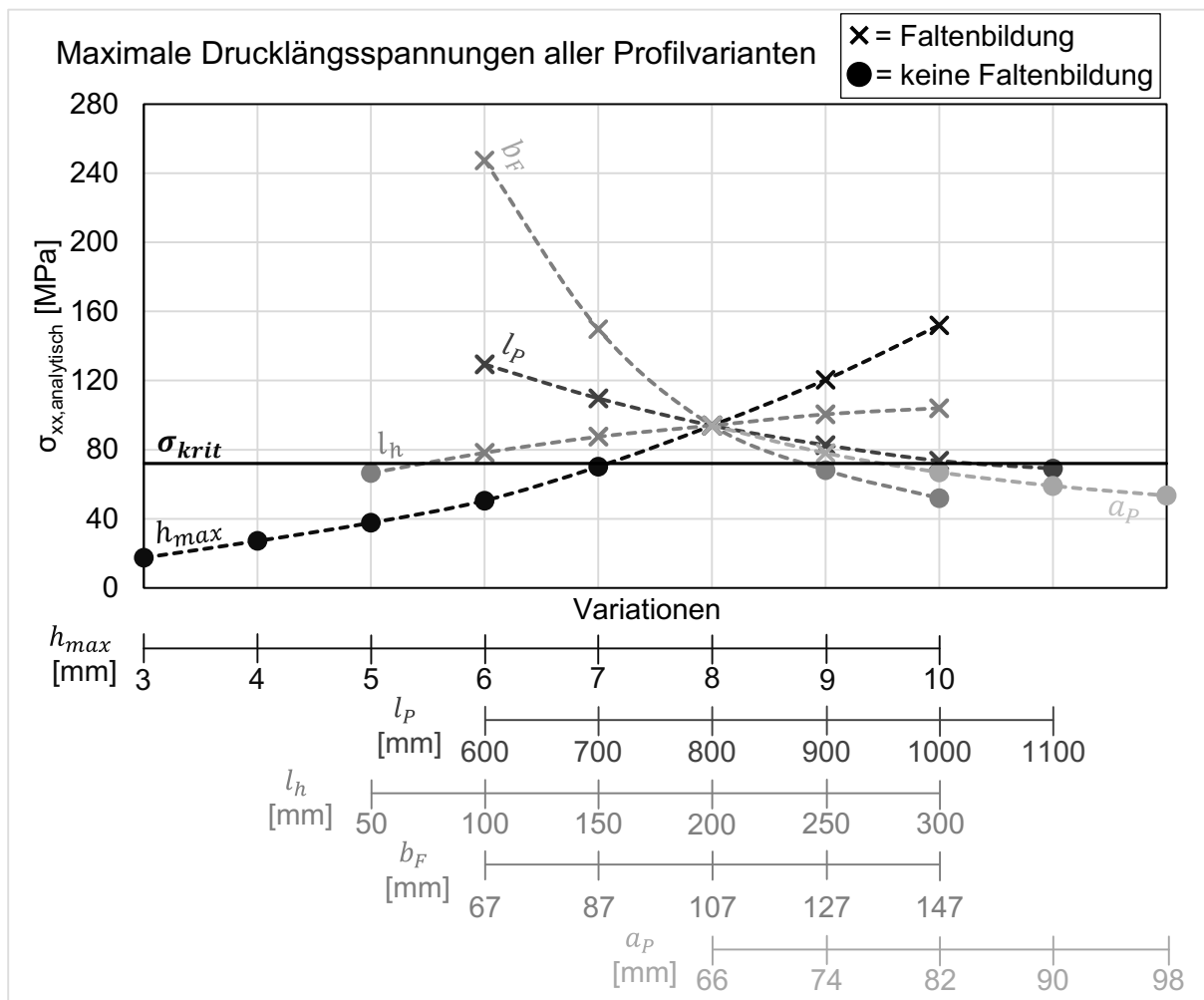


Abbildung 9-20: Validierung der analytisch bestimmten Parametersensitivitäten und der konstanten kritischen Grenzspannung  $\sigma_{krit}$



## 10 Auslegung und Fertigung eines Demonstrators mit Hilfe des analytischen Ersatzmodells

Im Folgenden wird die praxisorientierte Anwendung des analytischen Modells in der Produktauslegung anhand eines durch flexibles Rollsticken hergestellten Prototyps eines PKW-Seitenaufprallträgers demonstriert. Aus Gründen der Gewichtseffizienz, die insbesondere durch den Vormarsch der E-Mobilität und der damit verbundenen Herausforderung zur Erhöhung der Reichweite an Bedeutung gewinnt, werden lastangepasste Bauteilformen eingesetzt. Die Vielzahl an Produktvarianten hat gemein, dass die profilförmigen Komponenten zur Mitte hin eine zunehmende Steifigkeit durch Erhöhung der Materialmenge und des Flächenträgheitsmoments aufweisen (Abbildung 10-1). Die Form des Profilquerschnitts kann hierbei beliebig variieren und eine oder mehrere Versteifungselemente aufweisen, sofern Restriktionen des Teilmaßes eingehalten werden. Übliche Bauräume für Seitenaufprallträger liegen bis zu 1000 x 200 x 35 mm [WEB21].



Abbildung 10-1: Produktvarianten eines PKW-Seitenaufprallträgers [MX 21, WEB21, WES21]

Angetrieben durch die ULSAB-Konzepte [AME98] steigt die Relevanz hochfester Stähle durch den Bedarf des Automobilsektors an Leichtbaustrukturen mit hoher Performanz. Die inbegriffene Gruppe der Dualphasenstähle (DP-Stähle) zeichnet sich durch ihre hohe spezifische Festigkeit bei relativ geringen Materialkosten aus. Aufgrund ihres ausgezeichneten Crashverhaltens finden DP-Stähle einen verbreiteten Einsatz in sicherheitsrelevanten Strukturen des Automobils.

Die Applikation des analytischen Modells in der Konzept- und Entwurfsphase der Produktentwicklung erfolgt nach der in Abbildung 10-2 dargestellten systematischen Vorgehensweise.

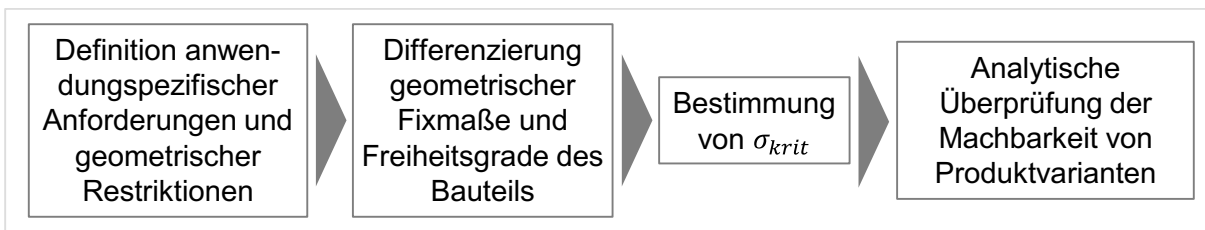


Abbildung 10-2: Vorgehensweise der Produktauslegung mit Hilfe des analytischen Modells

Anwendungsspezifische Randbedingungen können mechanische Anforderungen oder geometrische Restriktionen sein. Auf Basis dieser findet die Differenzierung der parametrisierten Profilgeometrie in unveränderliche Fixabmessungen und geometrische Freiheitsgrade statt. Beispielsweise kann die Länge eines durch flexibles Rollsicken hergestellten Fassadenpaneels aufgrund der Einbaubedingungen vorgegeben sein, während die Form des höhenveränderlichen Verlaufs gestalterische Freiheiten zulässt. Nach der Bestimmung der Prozessgrenze kann die Machbarkeit verschiedener Produktkonzepte durch Variation der geometrischen Freiheitsgrade im analytischen Modell in kurzer Zeit untersucht werden.

Abbildung 10-3 zeigt die Anforderungen und geometrischen Randbedingungen eines prototypischen Seitenaufprallträgers mit einer versteifenden, höhenveränderlichen Sicke im mittleren Bereich, der für die Crashesicherheit verantwortlich ist.

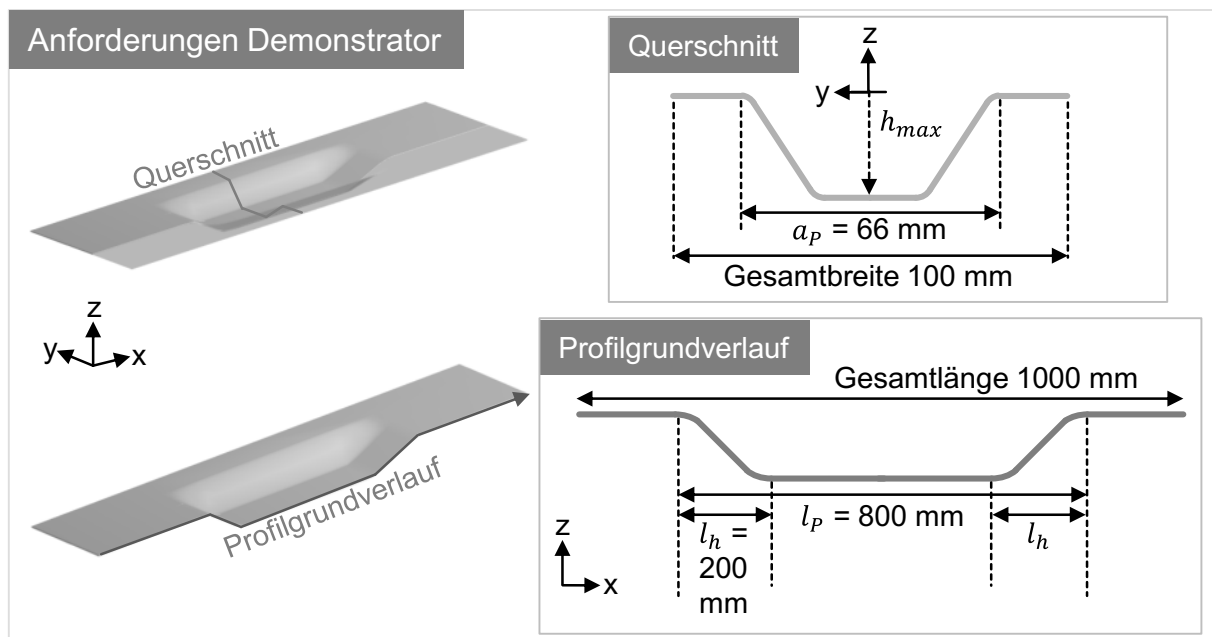


Abbildung 10-3: Anforderungen und geometrische Randbedingungen des Prototyps eines durch flexibles Rollswickeln hergestellten Seitenaufprallträgers

Die effiziente Ausnutzung des begrenzten Bauraums erfordert eine möglichst prozessgrenznahe Produktauslegung. Für den Seitenaufprallträger wird ein Blech mit dem Werkstoff DP800 und einer Blechdicke von 1,2 mm verwendet. Die Gesamtlänge des Prototyps beträgt 1000 mm, von der die höhenveränderliche Sicke die mittleren 800 mm einnimmt, sodass die Ein- und Auslaufbereiche als Anbindungsflächen bei der Montage dienen können. Die Übergangslänge der Sicke beträgt 200 mm, was eine ebene Sickengrundlänge von 400 mm bedeutet. Um die Breite des Bauteils zu minimieren, wird die werkzeugbedingt kleinstmögliche Profil- bzw. Sickenbreite  $a_p = 66\text{ mm}$  gewählt. Die Gesamtbreite des Prototyps beträgt 100 mm, um eine parallele Anordnung zweier Profile innerhalb des zulässigen Bauraums zu ermöglichen. Die Ausgangsblechbreite kann größer ausfallen, da das Bauteil nach dem flexiblen Rollswickeln besäumt und dabei auf die gewünschte Gesamtbreite zugeschnitten wird.

Die Aufgabe des analytischen Modells in der geometrischen Auslegung des Prototyps ist die Bestimmung der maximal erreichbaren Sickenhöhe  $h_{max}$  bei vorgegebener Ausgangsblechbreite. Gleichzeitig ist das Ziel die Validierung des Modells auch für höherfeste Werkstoffe. Hierfür ist im ersten Schritt die

kritische Grenzspannung  $\sigma_{krit}$  mit Hilfe des analytischen Modells zu bestimmen.

Aufgrund der höheren Dehngrenze des DP800-Werkstoffs ( $R_{p0,2} = 482 \text{ MPa}$ ) im Vergleich zum in Kapitel 9.3 eingesetzten DC04 ( $R_{p0,2} = 187 \text{ MPa}$ ) und der größeren Blechdicke ist eine höhere Grenzlast  $\sigma_{krit}$  zu erwarten. Um einen ersten Anhaltspunkt für den kritischen Spannungsbereich zu erhalten, wird die Flanschbreite variiert (Stufe 1), die eine hohe Sensitivität aufweist (Abbildung 9-20). Die anschließende Variation der Sickentiefe  $h_{max}$  nähert die Prozessgrenze weiter an. Nach Formel (9.28) kann die Materialkonstante  $k_S$  bestimmt werden ( $k_S = 58.854,352 \frac{kN}{mm^2}$ ).

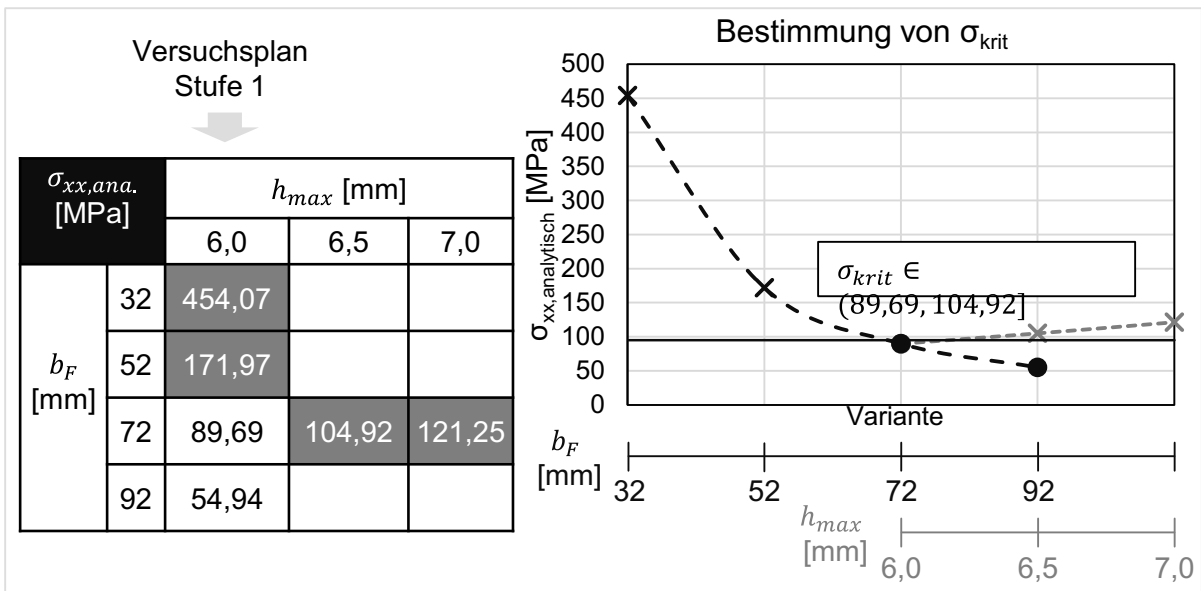


Abbildung 10-4: Bestimmung der Prozessgrenze für DP800 und  $s_o = 1,2 \text{ mm}$

In der ersten Stufe der in Abbildung 10-4 dargestellten Versuchsmatrix tritt bei der Sickentiefe von 6 mm und einer Flanschbreite bis 52 mm Faltenbildung auf, während ab  $b_F \geq 72 \text{ mm}$  faltenfreie Profile entstehen. Dadurch kann  $\sigma_{krit}$  zunächst nur auf einen relativ großen Spannungsbereich eingegrenzt werden ( $\sigma_{krit} \in (89,69, 171,97]$ ). Bei Erhöhung der Sickentiefe ausgehend von der versagensfreien Variante ( $b_F = 72 \text{ mm}$ ) weist die Bandkante bereits ab  $h_{max} = 6,5 \text{ mm}$  Falten auf. Dadurch kann die kritische Spannung definiert werden als:

$$\sigma_{krit} \in (89,69, 104,92]$$

Die Bandkantenverläufe der prozessgrenznahen Profilvarianten beim Variieren von  $b_F$  und  $h_{max}$  sind dem Anhang zu entnehmen (Abbildung 13-5 und Abbildung 13-6).

Mit Hilfe der ermittelten Prozessgrenze und dem analytischen Modell kann die im ersten Umformstich maximal erreichbare Sickenhöhe des Seitenaufprallträgers in Abhängigkeit von der Ausgangsblechbreite ausgelegt werden. Bei definierter Profilbreite  $a_P$  (hier: 66 mm) kann ausgehend von der Ausgangsblechbreite  $B$  unmittelbar auf die Flanschbreite geschlossen werden:

$$b_F = \frac{B - a_P}{2} \quad (10.1)$$

Basierend auf den vorangegangenen Erkenntnissen bedingt die Vergrößerung der Flanschbreite höhere erreichbare Sickentiefen. Eine vorliegende Ausgangsblechbreite von 250 mm bedeutet eine Flanschbreite von 92 mm. Aus dem analytischen Modell ergibt sich für diesen Fall, dass  $h_{max} = 7,5$  mm die maximal zulässige Sickentiefe darstellt, die mit einer maximalen Drucklängsspannung  $\sigma_{xx,analytisch}$  von  $84,9267 \frac{N}{mm^2}$  knapp innerhalb des Prozessfensters liegt. Die faltenfreie Bandkante des entsprechend gefertigten Profils sowie das Auftreten von Faltenbildung ab einer Sickentiefe von 8,0 mm (Abbildung 10-5 rechts) demonstriert die materialunabhängige, universelle Gültigkeit des analytischen Modells. Die Druckspannung  $\sigma_{xx,analytisch}$  in der Bandkante des fehlerhaften Profils mit  $h_{max} = 8,0$  mm beträgt  $96,2429 \frac{N}{mm^2}$ , wodurch sich der exakte Wert von  $\sigma_{krit}$  weiter eingrenzen lässt ( $\sigma_{krit} \in (89,69, 96,24]$ ).

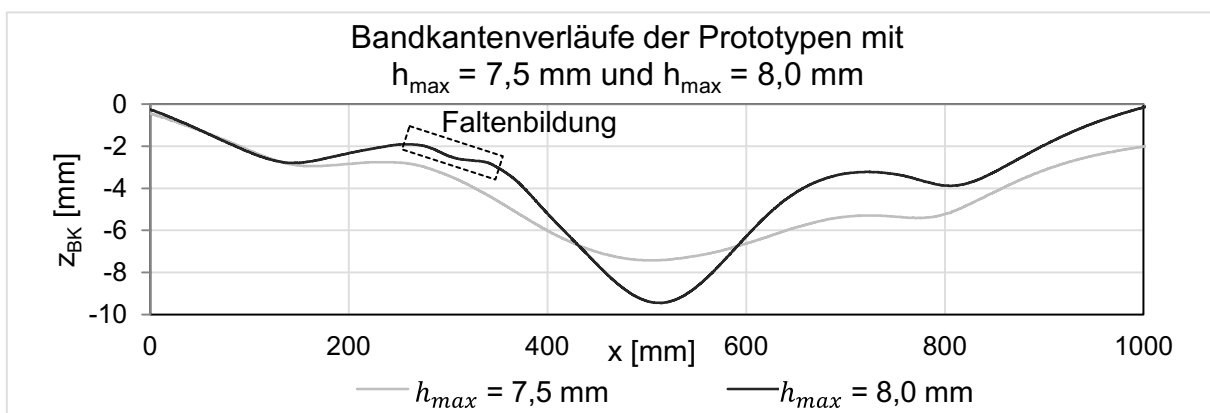


Abbildung 10-5: Bandkantenverläufe der Prototypen mit  $h_{max} = 7,5$  mm (faltenfrei) und  $h_{max} = 8,0$  mm (Faltenbildung)

Abbildung 10-6 zeigt den prototypischen Demonstrator und den gemessenen Profilgrundverlauf der höhenveränderlichen Versteifungssicke. Aufgrund der hohen Streckgrenze von DP800 im Vergleich zu DC04 weist das Profil eine geringere Formtreue der Höhenübergänge auf. Die maximale Tiefe von 7,21 mm erreicht aufgrund von Rückfederungseffekten zwar nicht den angestrebten Wert, doch stellt mit einer Abweichung von 4 % ein gutes Ergebnis dar. Eine Erhöhung der Sicktiefe ist mit größerer Blechausdünnung durch nachgelagerte Umformstufen möglich.

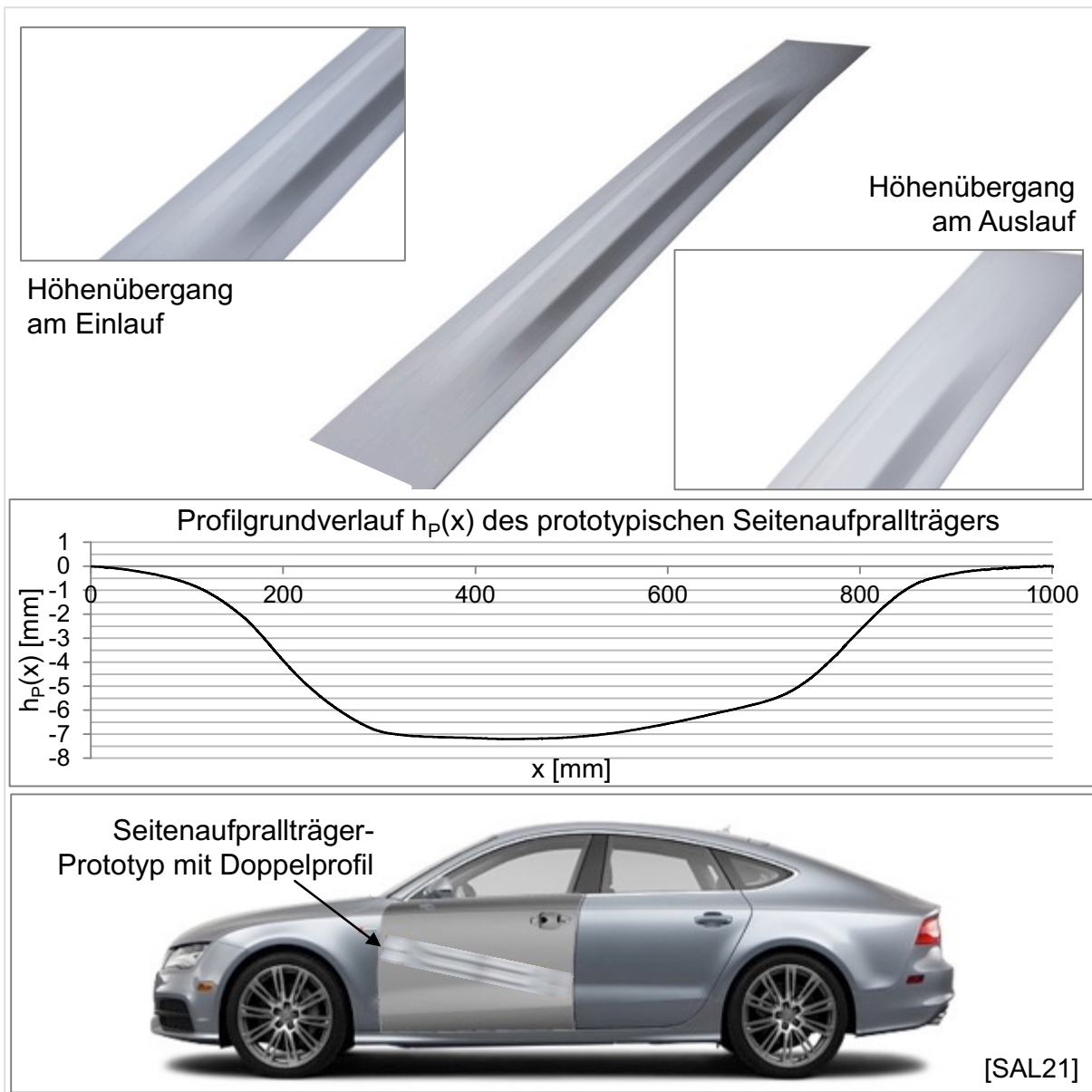


Abbildung 10-6: Prototyp eines durch flexibles Rollswickeln hergestellten Seitenaufprallträgers im PKW [SAL21]

# 11 Zusammenfassung, Fazit und Ausblick

## 11.1 Zusammenfassung und Fazit

Der ökologische Drang Rohstoffe effizient einzusetzen äußert sich in dem stetigen Bestreben die industrielle Fertigungslandschaft nachhaltiger und flexibler zu gestalten. Die Flexibilisierung von Fertigungsprozessen erlaubt die Realisierung anwendungsorientierter Produkte durch lastangepasste Materialverteilung im Bauteil ohne Werkzeugwechsel und signifikanten Produktivitätsverlust. Der dadurch erreichte konstruktive Leichtbauansatz ist insbesondere im Fahrzeugbau, der den Ansprüchen der Energieverbrauchsminderung mit Gewichtseinsparungen begegnen muss, von zukunftsweisender Bedeutung. In sicherheitsrelevanten Strukturen des Automobils kann den Forderungen nach höherer Steifigkeit bei niedrigem Gewicht [MAS96] derzeit noch nicht zufriedenstellend nachgekommen werden [ZET07]. Das NSB-Konzept von Thyssen-Krupp [OSB04] zeigt, dass das Gewicht der Fahrzeugkarosserie als Haupttreiber des Gesamtgewichts durch Intensivierung der Profilbauweise signifikant gesenkt werden kann. Um den Einsatz von Profilen im von hoher Produktdiversifikation gezeichneten Automobilsektor zu etablieren, sind flexible Profilierverfahren zu entwickeln, die die wirtschaftliche Produktion individueller lastorientierter Komponenten gewährleisten. Trotz zahlreicher Arbeiten zur technologischen Flexibilisierung der Profilverstellung ist es vor dem flexiblen Rollsicken nicht möglich gewesen, höhenveränderliche Profile werkzeugunabhängig in einem kontinuierlichen Prozess zu realisieren.

Mit dem flexiblen Rollsicken wurde am Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen (PtU) ein neuartiges Verfahren entwickelt, wodurch die Fertigung offener Profile mit konfigurierbarem, höhenveränderlichem Querschnittsverlauf ermöglicht wird. Die veränderliche Querschnittshöhe kann an anwendungsspezifische Lastfälle individuell adaptiert werden. Dabei ist kein Werkzeugaustausch, sondern nur die Anpassung der Werkzeugkinematik erforderlich, wodurch Produktwechsel keinen zusätzlichen Rüstaufwand und Produktionsstillstand mit sich bringen.

Limitiert wird das flexible Verfahren durch seine Prozessgrenze, die sich bei Überschreiten in Form von Falten in der Bandkante des Profils äußert. Der prozessintendierte seitliche Materialeinzug begünstigt zwar eine fehlerfreie Umformung, kann die Instabilitäten in kritischen Prozesszuständen jedoch nicht verhindern. Numerische und experimentelle Untersuchungen zeigen, dass die Ursache in prozessbedingten Drucklängsspannungen in der Bandkante liegt. Die Höhe der maximalen Drucklängsspannung bestimmt die Verortung des Prozesszustands innerhalb oder außerhalb des Verfahrensfensters. Sensitivitätsanalysen demonstrieren, dass der vorliegende Druckspannungszustand von geometrischen Einflussgrößen des Zielprofils abhängt, die eine parametrisierte Beschreibung der Bauteilgeometrie darstellen.

Eine Prozess- oder Produktauslegung auf Basis numerischer oder experimenteller Untersuchungen geht mit hohem Aufwand einher und ist somit bei häufigen Produktwechseln und erhöhtem Zeit- und Kostendruck nicht praktikabel. Ein adäquates analytisches Ersatzmodell stellt einen effizienten und zielführenden Ansatz dar, um die Umformmechanismen des flexiblen Rollstüchens durch Abstraktionen zu antizipieren. Das vorgestellte Biegebalken-Modell liefert eine robuste Methode zur Vorhersage der Druckspannungen in der Bandkante in Abhängigkeit von allen relevanten geometrischen Einflussparametern. Durch die Gegenüberstellung mit der materialspezifischen, kritischen Spannungsgrenze kann eine Aussage über die Existenz von Falten getroffen werden. Die vorgeschlagene systematische Versuchsplanung minimiert den empirischen Aufwand zur Ermittlung der kritischen Druckspannung. Numerische Untersuchungen verifizieren übereinstimmende Parametersensitivitäten in der FEM und im analytischen Modell. Das analytische Ersatzmodell wird anhand verschiedener Profilgeometrien, Blechwerkstoffe und Blechdicken validiert. Schließlich wird der Einsatz des Modells in der praxisorientierten Produktauslegung anhand einer applikationsnahen Fahrzeugkomponente veranschaulicht. Die exemplarische Anwendung demonstriert die hohe Prognosegenauigkeit und Effizienz des Modells und führt zur Realisierung eines prototypischen PKW-Seitenaufprallträgers.



## 11.2 Ausblick

Die vorliegende Arbeit schafft mit der Modellierung der Faltenbildungsgrenze die Voraussetzung für eine effiziente und versagensfreie Produktauslegung. Im nächsten Schritt ist die Erhöhung der industriellen Akzeptanz durch eine verbesserte Einhaltung von Bauteiltoleranzen zu adressieren. Der in Kapitel 7.1.3 beschriebene Effekt der voreilenden Drucklängsspannung, der in einer abnehmenden Maßhaltigkeit des Profilgrundverlaufs zum Profilende hin resultiert, kann durch Korrekturen der Werkzeugbewegungen ausgeglichen werden. Durch eine zunehmende Oberrollenzustellung entlang des Profilgrunds ist eine Erhöhung der effektiven Längsspannung und Verbesserung der Formgenauigkeit zu erwarten. Da die Vorspannung des Profilgrunds das Resultat der Rückfederung der bereits umgeformten Bereiche ist, ist von einer Korrelation zu der Profilgeometrie auszugehen. Ein Ansatz für zukünftige Forschungsarbeiten ist somit die Prädiktion der erforderlichen Steuerkurvenkorrektur in Abhängigkeit der Zielgeometrie.

Verfahrens- und werkzeugsystemseitig ist eine Optimierung der Prozessführung denkbar. In mehrstufigen Umformungen des Profils kann ein Reversierbetrieb, d. h. eine schrittweise Umformung mit alternierender Vorschubrichtung, deutlich zur Reduzierung der Nebenzeiten beitragen. Im aktuellen Versuchsaufbau ist eine Entnahme und Wiederzufuhr des Bauteils zwischen jeder Umformstufe erforderlich. Durch den Reversierbetrieb wechselt auch die Seite des Profilgrundverlaufs in Längsrichtung, die vorstauchungsbedingt höhere Formungengenauigkeiten aufweist (siehe Kapitel 7.1.3). Dadurch ist zu erwarten, dass bei gerader Anzahl an Umformstufen eine verbesserte Ebenheit des Profilgrunds erzeugt werden kann.

Aufgrund der vernachlässigbaren Blechdickenabnahme, insbesondere im betrachteten ersten Umformstich, liegt der Schwerpunkt der vorliegenden Arbeit auf der Faltenbildung, welche das limitierende Fehlerbild darstellt. Beim mehrstufigen flexiblen Rollsicken wird die Materialausdünnung mit zunehmenden Umformstichen aufgrund der Kaltverfestigung in den Biegekanten und dem dadurch gehinderten Materialeinzug kritischer. Übermäßige Blechausdünnungen können gravierende nachteilige Effekte auf die Steifigkeit und Sicherheit

des Profils haben. Die inhomogene Dehnung im Bauteil zieht eine gleichermaßen ungleichmäßige und nur schwer vorhersagbare Blechdickenverteilung nach sich. Daher kann repräsentativ für die Blechausdünnung beispielsweise die maximale Dickenabnahme im Bauteil herangezogen werden. Es liegt nahe, dass die maximale Ausdünnung im Profilschenkel des in Längsrichtung am Ende des Höhenübergangs befindlichen Querschnitts auftritt, da an dieser Stelle die maximalen Dehnungen und Spannungen vorliegen. Es gilt eine Methode zur Vorhersage und Bewertung der maximalen Blechausdünnung zu entwickeln. Ebenso ist der Einfluss der Umformstrategie auf die Blechdickenabnahme zu analysieren, um einen Ansatz zur ausdünnungsarmen Prozessauslegung abzuleiten.

Darüber hinaus ist die Übertragbarkeit der im Rahmen dieser Arbeit erzielten Ergebnisse sowie der anschließenden Forschungsaktivitäten auf Werkstoffe mit Festigkeiten über 800 MPa bis hin zu ultrahochfesten Stählen zu prüfen. Dadurch lassen sich das Anwendungsspektrum und das Leichtbaupotenzial des flexiblen Rollstakens weiter erschließen.

## 12 Literaturverzeichnis

Anmerkung: Fasst ein kompletter Absatz Informationen aus einer einzelnen Quelle zusammen, wird dies in der vorliegenden Arbeit durch eine Quellenangabe nach dem Satzzeichen des letzten Satzes kenntlich gemacht. Steht eine Quellenangabe am Ende eines Absatzes jedoch vor dem Satzzeichen, bezieht sie sich ausschließlich auf den letzten Satz.

### Eigene Veröffentlichungen

- [E1] Groche, Peter; Storbeck, Martin; Wang, Tianbo: Continuous forming of height-variable profiles by flexible roller beading. In: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 103, 5-8, S. 2649–2663, 2019.
- [E2] Wang, Tianbo; Groche, Peter: Sheet Metal Profiles with Variable Height: Numerical Analyses on Flexible Roller Beading. In: Journal of Manufacturing and Materials Processing 3, Nr. 1, S. 19, MDPI, 2019.
- [E3] Wang, T.; Ye, H.; Groche, P.: Leichtbauprofile durch flexibles Rollswickeln - Ein neuartiges Fertigungsverfahren zur Herstellung von Profilen mit veränderlichem Querschnitt. In: wt Werkstattstechnik online 109, Nr. 10, S. 727–732, VDI Fachmedien GmbH, 2019.
- [E4] Wang, T.; Storbeck, M.: Flexibles Rollswickeln - Herstellung von Profilen mit höhenveränderlichem Querschnitt und Einsatz von Halbzeugen mit höhenveränderlichen Sicken. In: Tagungsband 11. Fachtagung Walzprofilieren, 25-26.09.2019, Darmstadt, 2019.
- [E5] Groche, P.; Moneke, M.; Wang, T.; Storbeck, M.: Designfreiheit im Bauwesen durch flexible Profiliertechnik. In: Festschrift Jörg Lange, Darmstadt, 2018.

- [E6] Wang, T.; Groche, P.: An analytical model for designing defect-free sheet metal profiles with height-variable cross sections manufactured by Flexible Roller Beading. In: International Journal of Material Forming, Springer, Heidelberg, 2022.

## Vom Verfasser betreute studentische Arbeiten

- [S1] Turic, A.: Erweiterung der Prozessgrenzen beim flexiblen Rollsticken durch werkzeugseitige Optimierungen. Master-Thesis, Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen. TU Darmstadt. 2021
- [S2] Thoma, C.: Bestimmung der Prozessgrenzen beim flexiblen Rollsticken. Master-Thesis, Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen. TU Darmstadt. 2020
- [S3] Ye, H.: Entwicklung eines analytischen Modells zur Vorhersage der Prozessgrenzen beim flexiblen Rollsticken. Master-Thesis, Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen. TU Darmstadt. 2021
- [S4] Goossens, N. J.: Experimentelle Untersuchungen zum Verfahren des flexiblen Rollstickens. Bachelor-Thesis, Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen. TU Darmstadt. 2018

## Weitere Literaturangaben

- [ABE17] Abeyrathna, B. et al.: Prototyping of automotive components with variable width and depth. In: Journal of Physics: Conference Series 896, Nr. 1, S. 12092, IOP Publishing, 2017.
- [ALL11] Allwood, J. M.: Steel and aluminium in a low carbon future. 10th International Conference on Technology and Plasticity (ICTP 2011), Aachen, 2011.

- [ALL12] Allwood, J. M.; Cullen, J. M.; Carruth, M. A.: Sustainable materials - With both eyes open ; [future buildings, vehicles, products and equipment - made efficiently and made with less new material, UIT Cambridge, Cambridge, 2012.
- [ALL16] Allwood, J. M. et al.: Closed-loop control of product properties in metal forming. In: CIRP Annals 65, Nr. 2, S. 573–596, 2016.
- [ALS03] Alsamhan, A.; Hartely, P.; Pillinger, I.: The computer simulation of cold-roll-forming using FE methods and applied real time re-meshing techniques. In: Journal of Materials Processing Technology 142, Nr. 1, S. 102–111, 2003.
- [AME98] American Iron and Steel Institute: ULSAB - UltraLight Steel Auto Body - Final Report. Washington DC, USA, 1998
- [ANB05] Anbari, B.; Finet, S. Outil de formage pour la fabrication d'un profilé, machine à profiler, utilisation et élément correspondant. Patentschrift, Wagon Automotive S.A., Veröffentlichungsnr. EP 1 627 697 A1, 08.08.2005
- [AUT04] Autorenkollektiv Kronenberg Profil GmbH: Flexible Walzprofilierung. In: Blech Rohre Profile, Meisenbach Verlag, 2004.
- [AUT05] Autorenkollektiv Kronenberg Profil GmbH: Profiliertes Hoffnungssträger. In: Blechnet, Techcare, 2005.
- [AWI11] Awiszus, B.; Härtel, S.: Numerical simulation of non-circular spinning: a rotationally non-symmetric spinning process. In: Production Engineering 5, Nr. 6, S. 605–612, 2011.
- [BAC08] Bachthaler, A.; Freitag, S.; Sedlmaier, A. Vorrichtung und Verfahren zum Walzprofilieren von Profilen mit veränderlichem Querschnitt. Patentschrift, data M Sheet Metal Solutions GmbH, Veröffentlichungsnr. DE102007011849 A1, 18.09.2008
- [BAD15] Badr, Ossama M. et al.: Forming of high strength titanium sheet at room temperature. In: Materials & Design 66, S. 618–626, 2015.

- [BAL47] Baldwin, W. M.; Howald, T. S.: Folding in the cupping operation. In: Transactions of American Society for Metals, Nr. 38, S. 757–788, 1947.
- [BEH17] Behrens, B.-A. et al.: Numerical Investigation of the Oxide Scale Deformation Behaviour with Consideration of Carbon Content during Hot Forging. In: Procedia Engineering 207, S. 526–531, Elsevier BV, 2017.
- [BEI11] Beiter, Philip; Groche, Peter: On the Development of Novel Light Weight Profiles for Automotive Industries by Roll Forming of Tailor Rolled Blanks. In: Sheet Metal 2007 473, S. 45–52, 2011.
- [BEI13] Beiter, Philip: Untersuchungen und Prozessgestaltungsempfehlungen zum maßhaltigen Rollprofilieren von Tailor Rolled Blanks. Zugl.: Darmstadt, Techn. Univ., Diss., 2013, Shaker, Aachen, 2013.
- [BEL02] Bellemans, T.; Schutter, B. de; Moor, B. de: Models for traffic control. In: Journal A, 43 (3-4), S. 13–22, 2002.
- [BEL20] Bell, Colin et al.: A state of the art review of hydroforming technology. In: International Journal of Material Forming 13, Nr. 5, S. 789–828, 2020.
- [BER11] Berner, S.; Storbeck, M.; Groche, P.: A Study on Flexible Roll Formed Products Accuracy by Means of FEA and Experimental Tests. 14th International ESAFORM Conference on Material Forming, 2011.
- [BER12] Berner, S.: Strategien zur Qualitätssteigerung flexibler Rollprofile. Zugl.: Darmstadt, Techn. Univ., Diss., 2012, Shaker, Aachen, 2012.
- [BHA84a] Bhattacharyya, D.; Smith, P. D.: The development of longitudinal strain in cold roll forming and its influence on product straightness. In: Advanced Technology of Plasticity, 1984.
- [BHA84b] Bhattacharyya, D. et al.: The prediction of deformation length in cold roll-forming. In: Journal of Mechanical Working Technology 9, Nr. 2, S. 181–191, Elsevier BV, 1984.

- [BOG79] Bogojawlenskij, K.; Neubauer, A.; Ris, V.: Technologie der Fertigung von Leichtbauprofilen, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1979.
- [BRO93] Broer, Günther; Martin-Bullmann, Rainer: Kaltprofile. 4., völlig neu-bearb. Aufl., Stahleisen, Düsseldorf, 1993.
- [BRU98] Brunet, M.; Mguil, S.; Pol, P.: Modelling of a roll-forming process with a combined 2D and 3D FEM code. In: Journal of Materials Processing Technology 80-81, S. 213–219, 1998.
- [BUC07] Buchmayr, B.: Innovative Beiträge der Umformtechnik zum Leichtbau von Kraftfahrzeugen. In: BHM Berg- und Hüttenmännische Monatshefte 152, Nr. 5, S. 136–141, 2007.
- [BÜL03] Bültmann, P.: Vorrichtung und Verfahren zur Herstellung eines länglichen Profilmteils. Patentschrift, Kronenberg Profil GmbH, Veröffentlichungsnr. EP 1 344 583 B1, 16.06.2004
- [CAO19] Cao, Jian et al.: Manufacturing of advanced smart tooling for metal forming. In: CIRP Annals 68, Nr. 2, S. 605–628, 2019.
- [CHU01] Chu, E.; Xu, Yu: An elastoplastic analysis of flange wrinkling in deep drawing process. In: International Journal of Mechanical Sciences 43, Nr. 6, S. 1421–1440, Elsevier BV, 2001.
- [COR02] Correia, J. P. d. M.; Ferron, G.: Wrinkling predictions in the deep-drawing process of anisotropic metal sheets. In: Journal of Materials Processing Technology 128, 1-3, S. 178–190, Elsevier BV, 2002.
- [DEO18] Deole, Aditya D.; Barnett, Matthew; Weiss, Matthias: Analysis of fracture in sheet bending and roll forming. In: European Scientific Association for Material Forming Conference Proceedings, S. 1-6, Palermo, 2018.
- [DIE17] Dietrich, Jochen: Strangpressen. In: Dietrich, Jochen (Hrsg.): Praxis der Umformtechnik : Umform- und Zerteilverfahren, Werkzeuge, Maschinen. 12th ed. Wiesbaden : Vieweg, 2017, S. 124–137

- [DIN03a] DIN 8583-6: Fertigungsverfahren Druckumformen - Teil 6: Durchdrücken; Einordnung, Unterteilung, Begriffe, Beuth Verlag, Berlin, 09.2003.
- [DIN03b] DIN 8586: Fertigungsverfahren Biegeumformen - Einordnung, Unterteilung, Begriffe, Beuth Verlag, Berlin, 2003-09.
- [DIN03c] DIN 8582: Fertigungsverfahren Umformen - Einordnung; Unterteilung, Begriffe, Alphabetische Übersicht, Beuth Verlag, Berlin, 2003-09.
- [DIN20] DIN EN 16603-11: Raumfahrttechnik - Definition des Technologie-Reifegrades (TRL) und der Beurteilungskriterien (ISO 16290:2013, modifiziert), Beuth Verlag, Berlin, 2020-02.
- [DOE10] Doege, Eckart; Behrens, Bernd-Arno: Handbuch Umformtechnik - Grundlagen, Technologien, Maschinen. 2. Aufl., Springer-Verlag, s.l., 2010.
- [DRE03] Dreistern GmbH: Verfahren und Vorrichtung zum Herstellen eines Hohlprofils. Patenschrift, Dreistern-Werk Maschinenbau GmbH, Veröffentlichungsnr. EP1371430 A2, 14.05.2003
- [DUF07] Duflou, J. R. et al.: Laser Assisted Incremental Forming: Formability and Accuracy Improvement. In: CIRP Annals 56, Nr. 1, S. 273–276, 2007.
- [DUF08] Duflou, J. R. et al.: Improved SPIF performance through dynamic local heating. In: International Journal of Machine Tools and Manufacture 48, Nr. 5, S. 543–549, 2008.
- [EMM10] Emmens, W. C.; Sebastiani, G.; van den Boogaard, A. H.: The technology of Incremental Sheet Forming—A brief review of the history. In: Journal of Materials Processing Technology 210, Nr. 8, S. 981–997, 2010.
- [ESS40] Esser, Hans; Arend, Heinrich: Die Tiefziehprüfung von Blechen. In: Archiv für das Eisenhüttenwesen 14, Nr. 5, S. 223–231, John Wiley & Sons, Ltd, 1940.



- [FÜL10] Füller, K.-H.: Metallischer Leichtbau im Rohbau - Herausforderung für die Umformtechnik. 7. Fachtagung Walzprofilieren und 3. Zwischenkolloquium SFB 666, Darmstadt, 2010.
- [GAT16] Gatea, Shakir; Ou, Hengan; McCartney, Graham: Review on the influence of process parameters in incremental sheet forming. In: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 87, 1-4, S. 479–499, 2016.
- [GEC28] Geckeler, J. W.: Plastisches Knicken der Wandung von Hohlzylindern und einige andere Faltungerscheinungen an Schalen und Blechen. In: ZAMM - Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik 8, Nr. 5, S. 341–352, 1928.
- [GIE06] Gier, A.: Die Accra Technologie - Kombination aus Profiltechnik und Warmumformen von Borstählen. 9. Umformtechnisches Kolloquium Darmstadt, Meisenbach Verlag, Bamberg, Darmstadt, 2006.
- [GÖR09] Görtan, Mehmet O. et al.: Roll forming of branched profiles. In: Journal of Materials Processing Technology 209, Nr. 17, S. 5837–5844, 2009.
- [GRO03] Groche, P.; Breitenbach, G. von; Jockel, M.; Zettler, A.: New Tooling Concepts for Future Roll Forming Applications. International Conference on Industrial Technology (ICIT), 2003.
- [GRO06a] Groche, P.; Zettler, A.: Analytic one-step-model for the design of flexible roll formed parts. In: Production engineering : Research and Development, Annals of the German Academic Society for Production Engineering Vol. 13, S. 149–152, 2006.
- [GRO06b] Groche, P.; Zettler, A.; Berner, S.: Development of a one-step-model for the design of flexible roll-formed parts. ESAFORM 2006 : The 9th International Conference on Material Forming, Akapit, Krakow, Glasgow, United Kingdom, 2006.
- [GRO07] Groche, P. et al.: Incremental Bulk Metal Forming. In: CIRP Annals 56, Nr. 2, S. 635–656, 2007.

- [GRO08] Groche, Peter; Beiter, Philip; Henkelmann, Michael: Prediction and inline compensation of springback in roll forming of high and ultra-high strength steels. In: *Production Engineering* 2, Nr. 4, S. 401–407, 2008.
- [GRO10] Groche, Peter; Götz, Peter: *Wirtschaftliches Profilieren im Automobilbau - Economical rollforming*, Verl. und Vertriebsges, Düsseldorf, 2010.
- [GRO11] Groche, Peter et al.: Development and verification of a one-step-model for the design of flexible roll formed parts. In: *International Journal of Material Forming* 4, Nr. 4, S. 371–377, 2011.
- [GRO13] Groche, P.; Müller, C.: *Walzprofilieren von Flacherzeugnissen aus Stahl - Merkblatt 180*, Stahl-Informations-Zentrum, 2013.
- [GRO15] Groche, P.; Traub, T.: *Optimierte Berechnung der abgewickelten Länge beim Biegen von Blech zu Kaltprofilen und Rohren*, Düsseldorf, Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V., Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH, 2015.
- [GRO21] Gross, Dietmar et al.: *Technische Mechanik 2 - Elastostatik*. 14., aktual. Aufl., Springer Vieweg, Berlin, 2021.
- [HAL05] Halmos, G. T.: *Roll Forming Handbook*, CRC Press, 2005.
- [HAL95] Halevi, Gideon; Weill, Roland D.: *Principles of Process Planning - A logical approach*, Springer Netherlands, Dordrecht, s.l., 1995.
- [HAN01] Hangos, Katalin M.; Cameron, I. T.: *Process modelling and model analysis*, Academic Press, San Diego, 2001.
- [HAV75] Havranek, J.: Wrinkling limit of tapered pressings. In: *Journal of the Australian Institute of Metals*, 1975.
- [HIL58] Hill, R.: A general theory of uniqueness and stability in elastic-plastic solids. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 6, Nr. 3, S. 236–249, 1958.
- [HUT74] Hutchinson, John W.: Plastic Buckling. In: *Advances in Applied Mechanics*, Nr. 14, S. 67–144, Elsevier, 1974.

- [IST03] Istrate, Adrian: Verfahrensentwicklung zum Walzprofilieren von Strukturbauteilen mit über der Längsachse veränderlichen Querschnitten. Zugl.: Darmstadt, Techn. Univ., Diss., 2002, Shaker, Aachen, 2003.
- [ITA19] Itasse, S.: Strangpressen - Was Strangpressen ist und welche Vorteile es bietet. In: MaschinenMarkt, 2019.
- [JES05] Jeswiet, J. et al.: Asymmetric Single Point Incremental Forming of Sheet Metal. In: CIRP Annals 54, Nr. 2, S. 88–114, 2005.
- [JIA20] Jiao-Jiao, Cheng et al.: A novel approach to springback control of high-strength steel in cold roll forming. In: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 107, 3-4, S. 1793–1804, 2020.
- [JIN10] Jing, Z. et al. Double-shaft and variable-cross section roll forming machine. Patentschrift, North China University of Technology, Veröffentlichungsnr. CN101698211 A, 29.04.2010
- [KAS14] Kasaei, Mohammad M. et al.: Flange Wrinkling in Flexible Roll Forming Process. In: Procedia Engineering 81, S. 245–250, 2014.
- [KAT63] Kato, K.: A basic study on cold-roll forming technique. In: Nippon KKK Technology Report overseas, p. 44, 1963.
- [KIE61] Kienzle, Otto; Grüning, Klaus: Über die Beanspruchungsverhältnisse in Blockaufnehmern von Strangpressen, VS Verlag für Sozialwissenschaften, Wiesbaden, s.l., 1961.
- [KIM00] Kim, Jong-Bong et al.: The effect of plastic anisotropy on compressive instability in sheet metal forming. In: International Journal of Plasticity 16, Nr. 6, S. 649–676, Elsevier BV, 2000.
- [KIM01] Kim, J.B et al.: Investigation into wrinkling behavior in the elliptical cup deep drawing process by finite element analysis using bifurcation theory. In: Journal of Materials Processing Technology 111, 1-3, S. 170–174, Elsevier BV, 2001.
- [KIM03a] Kim, Jeong; Kang, Sung-Jong; Kang, Beom-Soo: A comparative study of implicit and explicit FEM for the wrinkling prediction in the

- hydroforming process. In: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 22, 7-8, S. 547–552, Springer Science and Business Media LLC, 2003.
- [KIM03b] Kim, J. B.; Yoon, J. W.; Yang, D. Y.: Investigation into the wrinkling behaviour of thin sheets in the cylindrical cup deep drawing process using bifurcation theory. In: International Journal for Numerical Methods in Engineering 56, Nr. 12, S. 1673–1705, John Wiley & Sons, Ltd, 2003.
- [KIR13] Kiranraj, S.: Segment to Segment Contact in Marc. URL: [http://www.mscsoftware.com/support/files/SimAcademy/wm217/SimAcademy\\_Presentation\\_Segment\\_to\\_segment\\_contact\\_in\\_Marc.pdf](http://www.mscsoftware.com/support/files/SimAcademy/wm217/SimAcademy_Presentation_Segment_to_segment_contact_in_Marc.pdf). – Aktualisierungsdatum: 2021-08-13, 2013.
- [KIU71] Kiuchi, M.: Fundamental study and various aspects of cold roll forming process. In: Journal of the Society of Mechanical Engineers, 74(631), S. 942–950, 1971.
- [KLE03] Kleiner, M. et al.: Process Chain for Manufacturing of Lightweight Structures Made of Tailor Rolled Blanks. In: Annals of the German Academic Society for Production Engineering, S. 15–18, 2003.
- [KLE04] Kleiner, M. et al.: Herstellung verbundverstärkter Aluminiumprofile für ultraleichte Tragwerke durch Strangpressen. In: Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 35, Nr. 7, S. 431–439, 2004.
- [KOÇ01] Koç, Muammer; Altan, Taylan: An overall review of the tube hydroforming (THF) technology. In: Journal of Materials Processing Technology 108, Nr. 3, S. 384–393, 2001.
- [KOL58] Kollbrunner, C. F.; Meister, M.: Ausbeulen - Theorie und Berechnung von Blechen, Springer, Berlin, Heidelberg, 1958.
- [KOS09] Koschyk, N. Roll forming apparatus. Patentschrift, Kalzip GmbH, Veröffentlichungsnr. EP2279806B1
- [LAN90] Lange, Kurt: Umformtechnik - Handbuch für Industrie und Wissenschaft. Zweite, völlig neubearbeitete und erweiterte Auflage, Berlin, Heidelberg, s.l., Springer Berlin Heidelberg, 1990.

- [LAR11] Larrañaga, J. et al.: Geometrical accuracy improvement in flexible roll forming lines. In: AIP, 2011 (AIP Conference Proceedings), S. 557–562
- [LI02] Li, K. P.; Carden, W. P.; Wagoner, R. H.: Simulation of springback. In: International Journal of Mechanical Sciences 44, Nr. 1, S. 103–122, 2002.
- [LIN05] Lindgren, M.: Modelling and simulation of the roll forming process. URL:<https://www.diva-portal.org/smash/record.jsf?pid=diva2:991143>. – Aktualisierungsdatum: 29.09.2016
- [LIN07] Lindgren, M.: Cold roll forming of a U-channel made of high strength steel. In: Journal of Materials Processing Technology 186, 1-3, S. 77–81, 2007.
- [LIN09] Lindgren, M.; Ingmarsson, L.-O.: 3D roll forming of hat-profile with variable depth and width. 1st International Congress on Roll Forming, Bilbao, Spain, 2009.
- [LU13] Lu, B. et al.: Feature-based tool path generation approach for incremental sheet forming process. In: Journal of Materials Processing Technology 213, Nr. 7, S. 1221–1233, 2013.
- [LU14] Lu, B. et al.: Mechanism investigation of friction-related effects in single point incremental forming using a developed oblique roller-ball tool. In: International Journal of Machine Tools and Manufacture 85, S. 14–29, 2014.
- [MAD15] Madeira, T. et al.: Failure in single point incremental forming. In: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 80, 9-12, S. 1471–1479, 2015.
- [MAG18] Magrinho, J. P. et al.: Formability limits by wrinkling in sheet metal forming. In: Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications 232, Nr. 8, S. 681–692, 2018.
- [MAR08] Martins, P.A.F. et al.: Theory of single point incremental forming. In: CIRP Annals 57, Nr. 1, S. 247–252, 2008.

- [MAR12a] MARC 2012: MARC 2012 - Volume A: Theory and User Information, MARC Analysis Research Corporation, USA, 2012.
- [MAR12b] MARC 2012: MARC 2012 - Volume B: Element Library, MARC Analysis Research Corporation, USA, 2012.
- [MAR14] Marnette, J.; Weiss, M.; Hodgson, P. D.: Roll-formability of cryo-rolled ultrafine aluminium sheet. In: *Materials & Design* 63, S. 471–478, 2014.
- [MAS96] Mast, P.: Leichtbaupotential von Stahl für zukünftige PKW-Karosserien. *Neuere Entwicklungen in der Blechumformung*, DGM Informationsgesellschaft Verlag, Stuttgart, 1996.
- [MCA17] McAnulty, Tegan; Jeswiet, Jack; Doolan, Matthew: Formability in single point incremental forming: A comparative analysis of the state of the art. In: *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 16, S. 43–54, 2017.
- [MEH02] Mehrabi, M. G. et al.: Trends and perspectives in flexible and reconfigurable manufacturing systems. In: *Journal of Intelligent Manufacturing* 13, Nr. 2, S. 135–146, 2002.
- [MEI07] Meier, Horst et al.: Two Point Incremental Forming with Two Moving Forming Tools. In: *Sheet Metal 2007* 344, S. 599–605, Trans Tech Publications Ltd, 2007.
- [MON16] Monostori, L. et al.: Cyber-physical systems in manufacturing. In: *CIRP Annals* 65, Nr. 2, S. 621–641, 2016.
- [MOS16] Moser, Newell et al.: Effective forming strategy for double-sided incremental forming considering in-plane curvature and tool direction. In: *CIRP Annals* 65, Nr. 1, S. 265–268, 2016.
- [MÜL17] Müller, C.; Kummle, R.: Intelligente Automatisierung an Rollformanlagen zur Steigerung der Produktivität und Prozesssicherheit. 11. Fachtagung Walzprofilieren, Darmstadt, 2017.
- [MX 21] MX Prototyping: Seitenaufprallträger.  
URL:<https://mxprototyping.de/leistungen/weitere-leistungen.html>, 2021, zuletzt abgerufen am 01.09.21

- [NET17] Neto, D. M. et al.: Influence of boundary conditions on the prediction of springback and wrinkling in sheet metal forming. In: International Journal of Mechanical Sciences 122, S. 244–254, 2017.
- [NEU02] Neuhaus, F.: Struktur- und Entwicklungstrends des Kaltprofilmarkts. 3. Fachtagung Walzprofilieren, Darmstadt, 2002.
- [NEU67] Neubauer, A.: Untersuchungen der Drehmomente und des Werkstoffflusses beim Profilieren von Winkelprofilen, Dissertation, TH Magdeburg, 1967.
- [ONA05] Ona H.: Study on Development of Intelligent Roll Forming Machine. 5th International Conference on Industrial Tools, Verona, Italien, 2005.
- [ONA08] Ona, H.; Sho, R.; Nagamachi, T.; Hoshi, K.: On Development of Flexible Cold Roll Forming Machine. ICTP 2008 - 9th International Conference on Technology of Plasticity, Gyeongju, Korea, 2008.
- [ORT21] ORTIC AB: The ORTIC process - Flexible 3D roll forming. URL: [https://www.ortic.se/uploaded\\_files/ortic\\_folder\\_process\\_lowres.pdf?v20200127154718](https://www.ortic.se/uploaded_files/ortic_folder_process_lowres.pdf?v20200127154718), 2021, zuletzt abgerufen am 06.07.21
- [OSB04] Osburg, Bernhard et al.: NSB new steel body: Safe and economic lightweight body-in-white made of steel. In: ATZ worldwide 106, Nr. 3, S. 2–5, 2004.
- [PAH07] Pahl, Gerhard et al.: Konstruktionslehre - Grundlagen erfolgreicher Produktentwicklung ; Methoden und Anwendung. 7. Aufl., Springer, Berlin, Heidelberg, 2007.
- [PAN94] Panton, S. M.; Zhu, S. D.; Duncan, J. L.: Fundamental deformation types and sectional properties in roll forming. In: International Journal of Mechanical Sciences 36, Nr. 8, S. 725–735, Elsevier BV, 1994.
- [PAT02] Patberg, Lothar; Kneiphoff, Uwe: Tailored Tubes für den Body Frame Steel. In: ATZ - Automobiltechnische Zeitschrift 104, Nr. 10, S. 928–933, 2002.
- [QUI11] Quitter, D.: Dickenvariable Hohlprofile. In: konstruktionspraxis, 2011.

- [RAU09] Rauch, Matthieu et al.: Tool path programming optimization for incremental sheet forming applications. In: Computer-Aided Design 41, Nr. 12, S. 877–885, 2009.
- [REB92] Rebelo, N.; Nagtegaal, J. C.; Taylor, L. M.; Passman, R.: Comparison of implicit and explicit finite element methods in the simulation of metal forming processes. ABAQUS Users Conf., Newport, RI, 1992.
- [RIK79] Riks, E.: An incremental approach to the solution of snapping and buckling problems. In: International Journal of Solids and Structures 15, Nr. 7, S. 529–551, Elsevier BV, 1979.
- [ROL12] Roland Berger Strategy Consultants GmbH: Mastering product complexity, 2012.
- [ROS05] Rosbjerg, D.; Madsen, H.; Anderson, G. (Hrsg.); McDonnell, J. J. (Hrsg.) : Concepts of Hydrologic Modeling - Encyclopedia of Hydrological Sciences. 1. Aufl., Wiley, 2005.
- [ROS09] Rosenberger, Jürgen et al.: Flexible Draw Bending of Profiles. In: Sheet Metal 2007 410-411, S. 565–570, 2009.
- [RUS16] Rust, Wilhelm: Nichtlineare Finite-Elemente-Berechnungen - Kontakt, Kinematik, Material. 3. Aufl. 2016, Springer Vieweg, Wiesbaden, 2016.
- [SAL21] Salzgitter Mannesmann Forschung: Leichtbaupotentialstudie Seitenaufprallträger PKW. URL: <https://www.salzgitter-mannesmann-forschung.de/de/warum-wir/innovation.html>, 2021, zuletzt abgerufen am 13.09.21
- [SAX10] Saxena, Ravindra K.; Dixit, P. M.: Prediction of flange wrinkling in deep drawing process using bifurcation criterion. In: Journal of Manufacturing Processes 12, Nr. 1, S. 19–29, Elsevier BV, 2010.
- [SCH14] Schmitt, W.; Neuwirth, M.; Kretz, F.; Groche, P.: On the origin of specimen: load-adapted integral sheet metal products. 11th International Conference on Technology of Plasticity (ICTP 2014), Nagoya, Japan, 2014.



- [SCH17] Schwab, Klaus: The fourth industrial revolution. First U.S. edition, Crown Business, New York, 2017.
- [SED17] Sedlmaier, A.; Dietl, T.; Harrasser, J.: 3D Roll Forming in Automotive Industry. 5th International Conference on Steels in Cars and Trucks, Amsterdam, 2017.
- [SED18] Sedlmaier, Albert; Dietl, Thomas: 3D roll forming center for automotive applications. In: Procedia Manufacturing 15, S. 767–774, 2018.
- [SEN56] Senior, B. W.: Flange wrinkling in deep-drawing operations. In: Journal of the Mechanics and Physics of Solids 4, Nr. 4, S. 235–246, Elsevier BV, 1956.
- [SIE13] Siemens: Umsetzungsempfehlung für das Zukunftsprojekt Industrie 4.0. In: Acatech, 2013.
- [SIE15] Siegert, Klaus: Blechumformung, Berlin, Heidelberg, Springer Berlin Heidelberg, 2015.
- [SKJ08] Skjoedt, M. et al.: Multi Stage Strategies for Single Point Incremental Forming of a Cup. In: International Journal of Material Forming 1, S1, S. 1199–1202, Springer Science and Business Media LLC, 2008.
- [STA04] Staeves, J.; Pfestorf, M.: Einsatz höherfester Stähle im Automobilbau. TU München, 04.2004. URL: [https://www.staeves.de/veroeffentlichung/Hoherfest\\_Staeves\\_Tagungsband.pdf](https://www.staeves.de/veroeffentlichung/Hoherfest_Staeves_Tagungsband.pdf), zuletzt abgerufen am 01.07.21
- [STA10] STAM Spa: Flexibel Profilieren. In: Blech Rohre Profile, Nr. 06, S. 172–173, 2010.
- [TAY95] Taylor, L. et al.: Numerical simulations of sheet-metal forming. In: Journal of Materials Processing Technology 50, 1-4, S. 168–179, 1995.
- [TEK00] Tekkaya, A. Erman: State-of-the-art of simulation of sheet metal forming. In: Journal of Materials Processing Technology 103, Nr. 1, S. 14–22, 2000.

- [TEK11] Tekkaya, A. E.; Salomon, Rainer: Entwicklung von Grundlagen zur Auswahl und prozesssicheren Auslegung von Biegeverfahren für die Herstellung von Profilen aus innovativen Stahlwerkstoffen - Development of basics for the selection and process reliable design of bending procedures to manufacture profiles made of innovative steel materials, Verl. und Vertriebsges, Düsseldorf, 2011.
- [TIM12] Timoshenko, Stephen P.; Gere, James M.: Theory of Elastic Stability, Dover Publications, Newburyport, 2012.
- [TIM76] Timošenko, Stepan P.; Woinowsky-Krieger, Sergius: Theory of plates and shells. 2. ed., Internat. ed., McGraw-Hill, Auckland, 1976.
- [TOM94] Tomita, Yoshihiro: Simulations of Plastic Instabilities in Solid Mechanics. In: Applied Mechanics Reviews 47, Nr. 6, S. 171–205, 1994.
- [TRA17a] Traub, T.; Gregorio, M. G.; Groche, P.: Force Measurement Supporting the Set-up Process in Roll Forming. 1st International Conference on Mechanical Engineering, ATINER's Conference Paper Series, Athen, 2017.
- [TRA17b] Traub, Tilman; Chen, Xin; Groche, Peter: Experimental and numerical investigation of the bending zone in roll forming. In: International Journal of Mechanical Sciences 131-132, S. 956–970, 2017.
- [TRA19] Traub, Tilman: Methodik zur Konzeption entscheidungsunterstützender Assistenzsysteme am Beispiel des Walzprofilierens, Shaker Verlag, Düren, 2019.
- [TSC03] Tschöpe, H.; Onate, E.; Wriggers, P.: Direct computation of instability points for contact problems. In: Computational Mechanics 31, 1-2, S. 173–178, Springer; Springer-Verlag, 2003.
- [TU 14] TU Dresden, Leibniz Universität Hannover, TU Darmstadt, TU Chemnitz (Autorenkollektiv): Innovationspapier: Gleitziehbiegen - auf dem Weg zur Innovation. URL: <https://tu-dresden.de/ing/maschinenwesen/cimtt/ressourcen/dateien/innovationsfor>

- um\_innovationspapier?lang=de, 2014, zuletzt abgerufen am 06.07.21
- [US 17] US Energy Information Administration: International Energy Outlook 2017. 14. September 2017.  
URL:[https://www.eia.gov/outlooks/ieo/pdf/0484\(2017\).pdf](https://www.eia.gov/outlooks/ieo/pdf/0484(2017).pdf), zuletzt abgerufen am 23.06.21
- [VOL19] Volk, Wolfram et al.: Models and modelling for process limits in metal forming. In: CIRP Annals 68, Nr. 2, S. 775–798, 2019.
- [VOL99] Vollertsen, Frank et al.: Extrusion, channel, and profile bending: a review. In: Journal of Materials Processing Technology 87, 1-3, S. 1–27, 1999.
- [WAN00] Wang, Xi; Cao, Jian: On the prediction of side-wall wrinkling in sheet metal forming processes. In: International Journal of Mechanical Sciences 42, Nr. 12, S. 2369–2394, 2000.
- [WEB21] Weba GmbH: Seitenaufprallträger vorne. URL: <https://www.weba.at/leistungen/kaltumformung/>, 2021, zuletzt abgerufen am 01.09.21
- [WEG14] Wegener, Dieter: Industrie 4.0 – Chancen und Herausforderungen für einen Global Player. In: Industrie 4.0 in Produktion, Automatisierung und Logistik, S. 343–358, Springer, 2014.
- [WEI17] Weinschenk, A.; Schrepfer, A.; Volk, W.: Experimental Validation of Detecting Surface Deflections on Sheet Metal Parts with LS-Dyna. 11th European LS-DYNA Conference, Salzburg, 2017.
- [WER96] Werle, T.; Dahlke, P.: Höherfeste Stähle - Eine Herausforderung für den Großwerkzeugbau. Neuere Entwicklungen in der Blechumformung, DGM Informationsgesellschaft Verlag, Stuttgart, 1996.
- [WES21] Westfalia Presstechnik GmbH: Tür Seitenaufprallträger aus TWIP Stahl. URL: <https://www.westfalia-mc.com/innovation-de>, 2021, zuletzt abgerufen am 01.09.21
- [WOL05] Wolf, K. et al.: Verbesserung der Prognosefähigkeit der Crashesimulation aus höherfesten Mehrphasenstählen durch Berücksichtigung

von Ergebnissen vorangestellter Umformsimulation, VDA - Verband der Automobilindustrie, Frankfurt a. M., 2005.

- [WON06] Wong, Wesley; Pellegrino, Sergio: Wrinkled membranes III: numerical simulations. In: *Journal of Mechanics of Materials and Structures* 1, Nr. 1, S. 63–95, 2006.
- [WOO19] Woo, Young Y. et al.: Shape Defects in The Flexible Roll Forming of Automotive Parts. In: *International Journal of Automotive Technology* 20, Nr. 2, S. 227–236, Springer Verlag, 2019.
- [XU14] Xu, Rui et al.: A preliminary study on the fatigue behavior of sheet metal parts formed with accumulative-double-sided incremental forming. In: *Manufacturing Letters* 2, Nr. 1, S. 8–11, 2014.
- [YAN18] Yang, D. Y. et al.: Flexibility in metal forming. In: *CIRP Annals* 67, Nr. 2, S. 743–765, 2018.
- [YU82] Yu, T. X.; Johnson, W.: The buckling of annular plates in relation to the deep-drawing process. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 24, Nr. 3, S. 175–188, 1982.
- [YU86] Yu, T. X.; Zhang, L. C.: The elastic wrinkling of an annular plate under uniform tension on its inner edge. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 28, Nr. 11, S. 729–737, 1986.
- [ZAL16] Zal, V. et al.: Experimental investigation on the roll forming of PVC/aluminum/glass fabric FMLs into channel section profiles. In: *Modares Mechanical Engineering*, 16(9), S. 207–215, 2016.
- [ZET07] Zettler, Arnd-Oliver: Grundlagen und Auslegungsmethoden für flexible Profilierprozesse. Zugl.: Darmstadt, Techn. Univ., Diss., 2007, Shaker, Aachen, 2007.
- [ZHA88] Zhang, L. C.; Yu, T. X.: The plastic wrinkling of an annular plate under uniform tension on its inner edge. In: *International Journal of Solids and Structures* 24, Nr. 5, S. 497–503, 1988.
- [ZIE13] Zienkiewicz, O. C.; Zhu, J. Z.; Taylor, R. L.: The finite element method - Its basis and fundamentals. Seventh edition, Butterworth-Heinemann, Oxford, UK, 2013.

## 13 Anhang

### 13.1 Ergänzende Abbildungen zu Kapitel 9.3.2

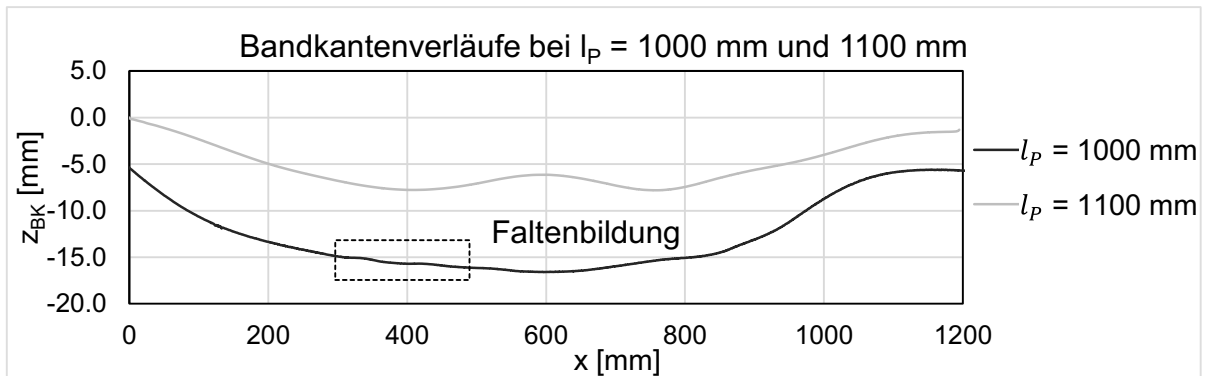


Abbildung 13-1: Bandkantenverläufe prozessgrenznaher Varianten bei Variation der Profillänge  $l_p$

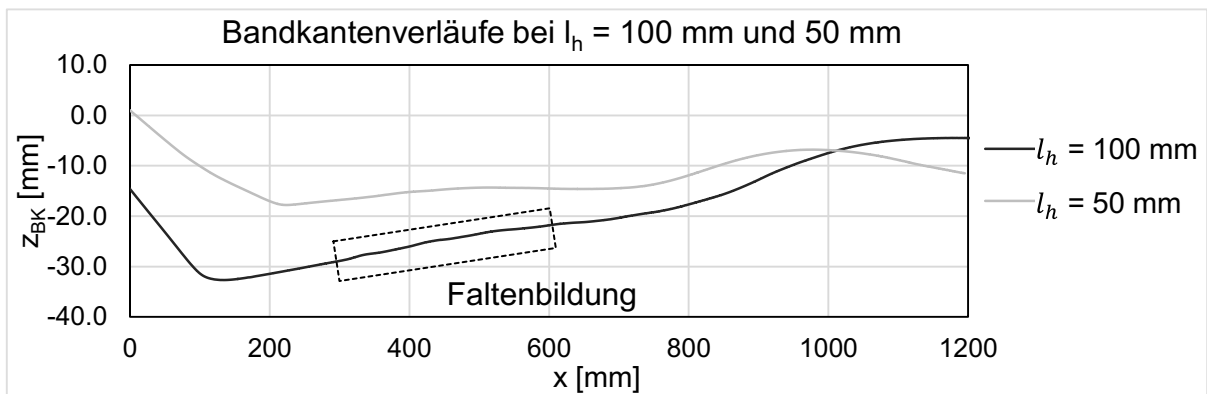


Abbildung 13-2: Bandkantenverläufe prozessgrenznaher Varianten bei Variation der Übergangslänge  $l_h$

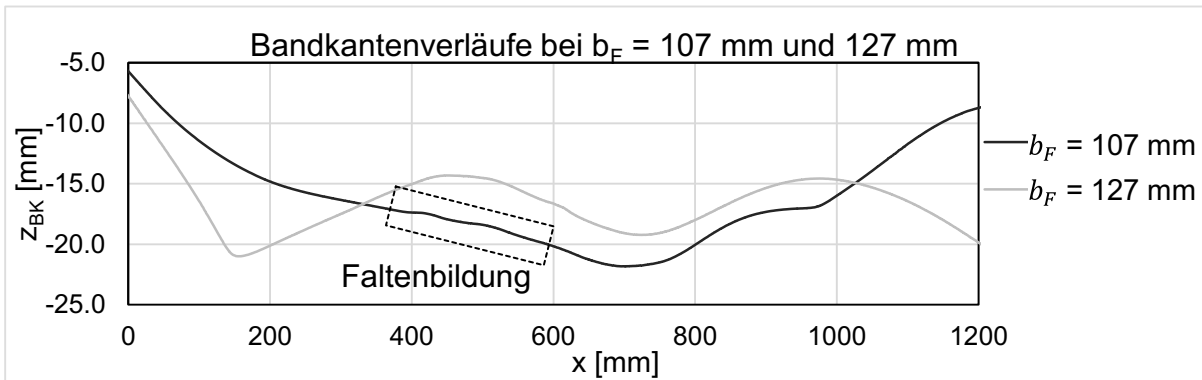


Abbildung 13-3: Bandkantenverläufe prozessgrenznaher Varianten bei Variation der Flanschbreite  $b_F$

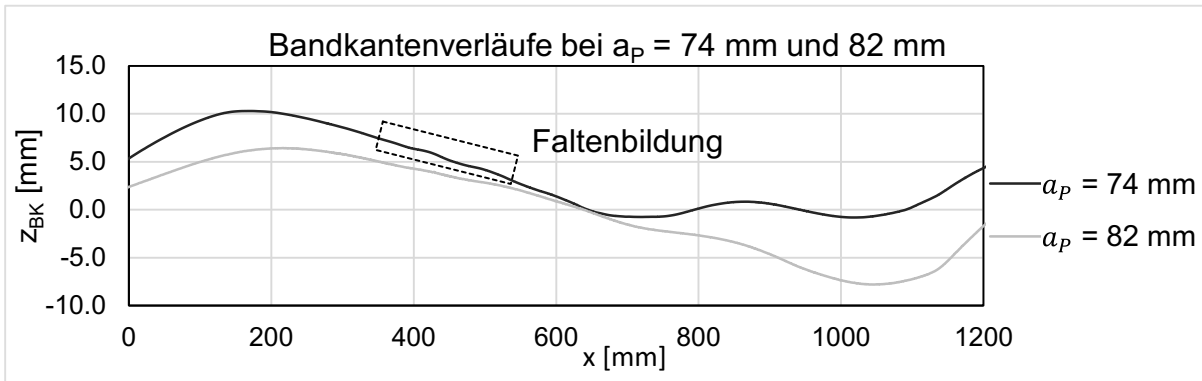


Abbildung 13-4: Bandkantenverläufe prozessgrenznaher Varianten bei Variation der Profilbreite  $a_P$

### 13.2 Ergänzende Abbildungen zu Kapitel 10

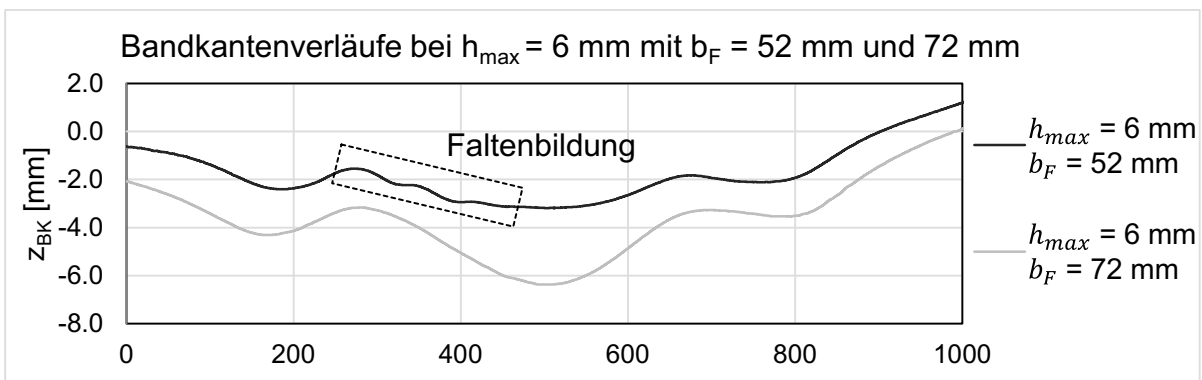


Abbildung 13-5: Versagensfreie Bandkante ( $b_F = 72$  mm) und Faltenbildung ( $b_F = 52$  mm) bei der Variation der Flanschbreite

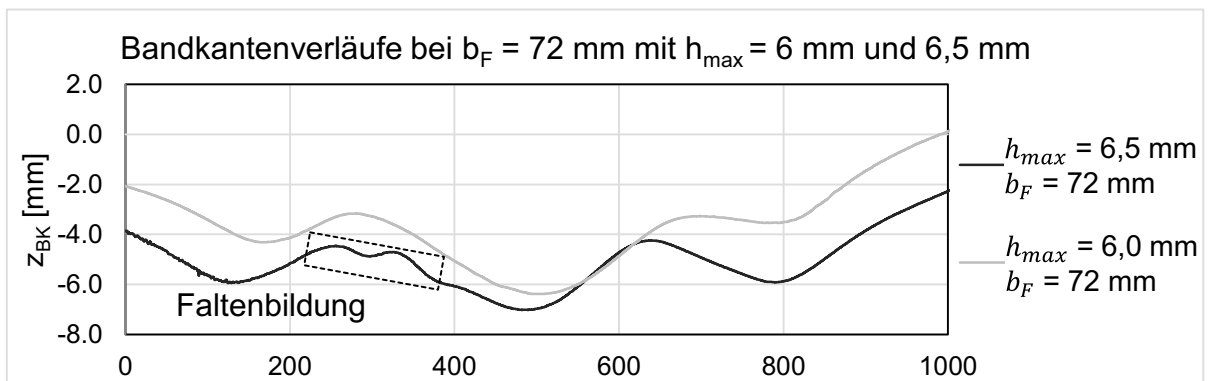


Abbildung 13-6: Versagensfreie Bandkante ( $h_{max} = 6,0$  mm) und Faltenbildung ( $h_{max} = 6,5$  mm) bei der Variation der Flanschbreite