

Beurteilung der Eignung von metallischem Band und Blech zum Walzprofilieren

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

DOKTOR-INGENIEURS

von der Fakultät für

Bauingenieur-, Geo- und Umweltwissenschaften

der Universität Fridericiana zu Karlsruhe (TH)

genehmigte

DISSERTATION

von

Dipl.-Ing. Albrecht Gehring

aus Ilshofen

Tag der mündlichen

Prüfung: 16. Januar 2008

Hauptreferent: Prof. Dr.-Ing. Helmut Saal

Korreferent: Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirtsch.-Ing. Peter Groche

Karlsruhe 2008

Kurzfassung

Der Anwendungsbereich dünnwandiger kaltgeformter tragender Dach- und Fassadenbauteile aus Metallband hat sich bedingt durch neue technologische Entwicklungen des Herstellverfahrens Walzprofilieren stark erweitert. Neben der Anwendung im Industriehallenbau können heute Bauteile für architektonisch anspruchsvolle Gebäude industriell in Serie vorgefertigt werden. Zur Gewährung einer termingenauen Lieferung qualitativ hochwertiger Produkte resultieren hieraus jedoch höhere Anforderungen an die Ausgangswerkstoffe. Das bisher aus den Gebrauchseigenschaften abgeleitete Anforderungsprofil bedarf einer Ergänzung, um eine bessere Aussage über die Eignung einer Werkstoffcharge für den Herstellprozess zu erhalten.

In der vorliegenden Arbeit wird der Einfluss einer sich ändernder Werkstoffcharakteristik von Stahl- und Aluminiumbändern auf die Eignung zum Walzprofilieren untersucht. Die aus dem Herstellprozess und dem Gebrauchszustand resultierenden Beanspruchungen ergeben, dass ein Stoffgesetz mit einer isotropen und einer kinematischen Verfestigungskomponente zur Beschreibung der mechanischen Werkstoffeigenschaften bei der numerischen Simulation geeignet ist. Die charakteristischen Werkstoffkennwerte dieses Stoffgesetzes werden mit einem inversen Prüfverfahren experimentell bestimmt, bei dem die Regelgrößen vorab in einer Simulation des Umformprozesses berechnet werden. Die Parameter werden in Zugversuchen und quasi-statischen Lastwechselversuchen, die mit Hilfe einer neu entwickelten Prüfvorrichtung durchgeführt werden, ermittelt. Für beide Werkstoffe werden Streubänder der Werkstoffkennwerte angegeben, die als Basis einer Sensitivitätsuntersuchung dienen.

Mit einer an U-Profilen verifizierten und validierten Abbildungsvorschrift für ein Finite-Elemente Modell, wird der Herstellprozess eines Trapezprofils numerisch untersucht. Es wird gezeigt, dass die Reibung keinen signifikanten Einfluss auf die Querspannungbeanspruchung des Bandes während des Walzprofilierens hat. Das Auftreten plastischer Beulen wird maßgebend von der Blechdicke und in geringem Maße vom Betrag des Elastizitätsmoduls bestimmt. Diese beiden Faktoren beeinflussen das Rückfederungsverhalten signifikant. Demgegenüber hat das Verfestigungsverhalten keinen belegbaren Einfluss auf das Auftreten plastischer Beulen und das Rückfederungsverhalten, wirkt sich jedoch bei Stahl signifikant auf den Grad der Kaltverfestigung während des Herstellprozesses aus.

Abstract

The application of structural sheeting for buildings is growing continuously. Usually structural sheeting is applied for industrial and office buildings, but also architectural sophisticated façades can be realized due to recent developments in production technology. This leads to high requirements for the applied sheet material. Until now, the material specifications are defined by the state of serviceability. This approach deserves an extension about the suitability for roll forming to ensure a high quality of the products.

In this thesis, the influence of varying material properties on the suitability for roll forming of steel and aluminium sheet is investigated. With regard to requirements resulting from the roll forming process, the ultimate limit state and the state of serviceability a constitutive model with a combined isotropic and kinematic hardening component is shown to be appropriate for numerical simulations of roll forming. The characteristic material parameters are determined by means of an inverse testing procedure, where the controlled process variables are obtained from a numerical analysis of the forming process. The standard tensile coupon test and a quasi-static reversed loading test were performed for the experimental determination of the material parameters. A jig was applied for the latter, which was developed for testing thin sheet under compression. Scatter bands of the characteristic parameters are given for both materials, which are introduced as basis of a sensitivity analysis.

Roll forming of trapezoidal sheeting is investigated by means of finite-element analysis. The forming process of U-profiles was used for model verification and validation. It is shown, that the membrane stress transverse to direction of forming is not effected by friction significantly. Plastic buckles occur more likely with decreasing sheet gauges. Also Young's modulus does effect the occurrence of plastic buckles. The springback behaviour of the sheet depends on sheet gauge and Young's modulus significantly. In contrast, plastic buckles and the springback behaviour is not effected by the strain hardening potential veritably. However, the degree of work hardening is influenced by the strain hardening potential significantly for steel.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	4
1.1	Problemstellung	4
1.2	Ziel dieser Arbeit	5
1.3	Vorgehensweise und Gliederung	6
2	Bauteile, Herstellung und Anwendung	8
2.1	Querschnitte und Werkstoffe	8
2.2	Herstellverfahren	9
2.2.1	Grundprinzip des Walzprofilierens	9
2.2.2	Prozesstechnologie	13
2.2.3	Einflussgrößen	13
2.2.4	Simulation	15
2.3	Anwendung, Tragverhalten und Anforderungen	16
2.4	Folgerungen	17
3	Stoffgesetze und Kennwertbestimmung	19
3.1	Übersicht	19
3.2	Verwendete Stoffgesetze	19
3.2.1	Theoretische Darstellung	19
3.2.2	Beschreibung der einzelnen Komponenten	21
3.2.3	Anwendung in der Simulation	22
3.3	Verfahren zur Bestimmung der Kennwerte	23
3.3.1	Zugversuch	23
3.3.2	Quasi-statischer Lastwechselversuch	23
3.3.3	Parameteranpassung	26
4	Versuche zur Kennwertbestimmung	27
4.1	Übersicht	27
4.2	Auswertung vorliegender Versuchsergebnisse	27
4.2.1	Vorgehen	27
4.2.2	Stahlwerkstoffe	29
4.2.3	Aluminiumwerkstoffe	32

4.2.4	Diskussion der Ergebnisse	34
4.3	Eigene ergänzende Versuche	36
4.3.1	Versuchwerkstoffe	36
4.3.2	Zugversuche	37
4.3.3	Quasi-statische Lastwechselversuche	37
4.3.4	Ergebnisse für die Stahlwerkstoffe	42
4.3.5	Ergebnisse für die Aluminiumwerkstoffe	48
4.3.6	Numerische Verifikation	53
4.4	Aufbereitung der Kennwerte für die Simulation und Diskussion	62
5	Finite-Element-Modell	63
5.1	Übersicht	63
5.2	Konzeption und Aufbau des Modells	63
5.3	Verifikation des Modells	65
5.4	Validierung des Modells	74
6	Übergang zu Breitbandprofilen	80
6.1	Vorgehen	80
6.2	Werkzeugentwurf	80
6.3	Untersuchung technologischer Einflüsse	82
6.4	Diskussion und Beurteilung der Ergebnisse	89
7	Parameterstudie zum Einfluss der Werkstoffkennwerte	90
7.1	Allgemeines	90
7.2	Statistische Versuchsplanung	90
7.3	Virtuelle Versuche	93
7.3.1	Vorgehen	93
7.3.2	Definition der Zielgrößen	93
7.3.3	Definition der Faktoren	94
7.3.4	Versuchsplan	95
7.3.5	Versuchsdurchführung	99
7.3.6	Ergebnisse der Parameterstudie	99
7.3.7	Auswertung und Diskussion der Ergebnisse	105
7.3.8	Einordnung der Ergebnisse für das Profilieren	107
8	Zusammenfassung und Bewertung	108
8.1	Zusammenfassung	108

8.2	Bewertung	109
9	Ausblick	111
10	Schrifttum	112
10.1	Fachveröffentlichungen	112
10.2	Normen und Richtlinien	119
Anhang A – Kennwertbestimmung		121
A 1	Stahlwerkstoffe	121
A 2	Aluminiumwerkstoffe	128
A 3	Summenhäufigkeit der Blechdicken	133
Anhang B – Werkzeugentwurf		134

1 Einleitung

1.1 Problemstellung

Das Bauwesen entwickelt sich im zunehmenden Maß in Richtung von Bauweisen, bei denen serienmäßig hergestellte Einzelkomponenten zu individuellen Bauwerken zusammengesetzt werden. Kaltgeformte Bauteile aus metallischem Band und Blech spielen hierbei eine große Rolle. Diese Entwicklung entspricht zum einen den Anforderungen des Baumarktes nach kostengünstigen und schnell zu erstellenden Bauwerken und zum anderen der Forderung zur Nachhaltigkeit durch den Einsatz recyclefähiger Produkte. Hierdurch steigen die Anforderungen an die Hersteller der Bauteile, wobei diese möglichst kostengünstige Produkte termingegenau bei wechselnden Produktspezifikationen liefern sollen [1]. Die jüngsten Entwicklungen der Produktionstechnik ermöglichen mittlerweile die Herstellung tragender Bauteile, die anspruchsvolle architektonische Vorgaben in „Serie“ umsetzen können. Für die Herstellung dieser Bauprodukte sind Werkstoffe erforderlich, die sowohl die Anforderungen an die Trag- und Gebrauchsfähigkeit als auch an die Umformbarkeit erfüllen.

Für die Bemessung der Bauteile werden die mechanischen Werkstoffeigenschaften Streckgrenze R_{eH} oder Dehngrenze $R_{p0,2}$, Zugfestigkeit R_m und Elastizitätsmodul E maßgebend. Sofern plastische Systemreserven ausgenutzt werden, bestehen zusätzliche Anforderungen an die Bruchdehnung. Die Kenntnis der bereits aufgeführten Werkstoffkennwerte, mit Ausnahme der Zugfestigkeit, ist für den Herstellprozess von eher untergeordneter Bedeutung. Bei diesem ist vielmehr die Kenntnis des Verfestigungsverhaltens der Werkstoffe von Bedeutung.

Zur Gewährleistung der Produkteigenschaften sind von den Herstellern die bemessungsrelevanten Werkstoffeigenschaften zu ermitteln und mit den Anforderungen aus den Bemessungsvorschriften zu vergleichen. Für metallische Werkstoffe werden hierfür die im Zugversuch nach DIN EN 10002-1 ermittelten Werte verwendet. Eine Aussage über die Eignung des Werkstoffs für den Umformprozess lässt sich daraus jedoch nicht ableiten. Dies führt zu dem Problem, dass eine Werkstoffcharge die Anforderungen zur Gewährung der Produkteigenschaften erfüllt, jedoch sich für den Herstellprozess als ungeeignet erweist. Hierdurch entstehen hohe Kosten durch Stillstandzeiten der Produktionsanlagen, die erneute Beschaffung auftragspezifischen Ausgangsmaterials sowie eventuell zusätzliche Ertragsverluste durch terminbedingte Konventionalstrafen.

Die gezielte Vermeidung dieser Probleme ist eine große Herausforderung bei der industriellen Serienfertigung von Bauteilen in unterschiedlichen Branchen. Hierzu wird der Herstellprozess bereits in den ersten Phasen der Produktentwicklung in Simulationsberechnungen untersucht. Vermehrt werden unterschiedliche Prozessschritte in der Simulation verknüpft. Die integrale virtuelle Prozesskette ist eine Vision für die zukünftige Prozess- und Produktentwicklung [2].

1.2 Ziel dieser Arbeit

Ziel dieser Arbeit ist es, die Wechselwirkungen zwischen den mechanischen Werkstoffeigenschaften und dem Umformverhalten eines Bauteils unter Berücksichtigung der für die Bemessung vorgegebenen Werkstoffkennwerte aus dem Zugversuch zu identifizieren. Hiervon ausgehend sollen Richtlinien für die Werkstoffspezifikationen abgeleitet werden, die einen möglichst störungsfreien Herstellprozess ermöglichen.

Die Kenntnis der bestehenden Zusammenhänge und Einflussgrößen auf die Werkstoffeigenschaften ist hierfür von entscheidender Bedeutung. In Abbildung 1 sind diese für die in der vorliegende Arbeit behandelten kaltgeformten tragenden Bauteile aus metallischen Bändern dargestellt.

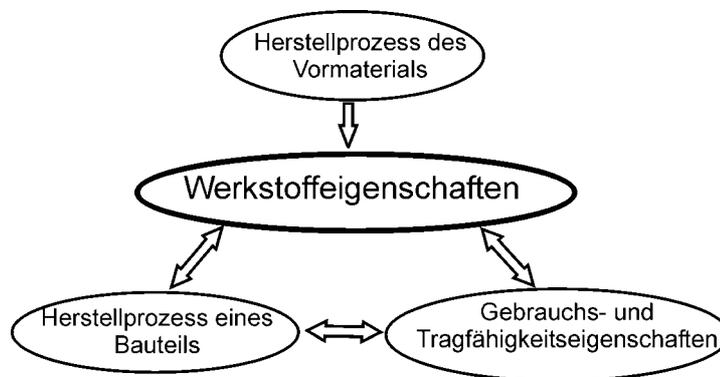


Abbildung 1: Grundlegende Zusammenhänge

Die maßgebenden Werkstoffeigenschaften werden aus der Bemessung vorgegeben. Hierbei muss sichergestellt sein, dass die angesetzten Werkstoffeigenschaften über den gesamten vorgesehenen Nutzungszeitraum vorhanden sind. Zusätzlich resultieren Anforderungen an die Werkstoffeigenschaften aus dem Herstellprozess. Die Werkstoffeigenschaften des Ausgangsmaterials können im Herstellprozess entsprechend den Anforderungen beeinflusst werden. Mit spezifischen Werkstoffprüfungen werden die geforderten Eigenschaften bestimmt und hinsichtlich der Übereinstimmung mit den Anforderungen überprüft.

Aus den dargestellten Zusammenhängen ergeben sich die Unterziele der Arbeit, die zur Lösung des Hauptzieles beitragen:

- Beschreibung der mechanischen Werkstoffeigenschaften der verwendeten Werkstoffe. Dies umfasst eine Aussage über die Streuung der Eigenschaften eines Werkstoffs, die Wahl geeigneter Stoffgesetze zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens in Simulationsberechnungen sowie die experimentelle Bestimmung der zugehörigen Parameter.
- Entwicklung, Verifikation und Validierung eines Finite-Element-Modells für die Simulation des Herstellprozesses, das dann für Parameterstudien verwendet werden kann.
- Identifikation der Eigenschaften eines Werkstoffs, die den Herstellprozess signifikant beeinflussen.

1.3 Vorgehensweise und Gliederung

In Kapitel 2 werden die in dieser Arbeit behandelten Bauteile, die Werkstoffe und deren Anwendung sowie das Herstellverfahren vorgestellt. Ein Schwerpunkt liegt hierbei bei der Beschreibung maßgebender Einflussfaktoren beim Walzprofilieren sowie des Stands der Technik der numerischen Simulation dieses Umformverfahrens.

In Kapitel 3 werden die bei der numerischen Simulation verwendeten Stoffgesetze erläutert und die experimentellen Verfahren zur Bestimmung ihrer Parameter vorgestellt. Von besonderer Bedeutung ist die Entwicklung einer neuen Prüfvorrichtung, die es ermöglicht quasi-statische Lastwechselversuche an Feinblech durchzuführen. Das kinematische Verfestigungsverhalten – hiermit ist auch der Bauschinger-Effekt erfasst – der Werkstoffe kann mit dieser Prüfvorrichtung bestimmt werden. Es schließt sich eine knappe Diskussion über die Anwendung der Stoffgesetze in der Umformsimulation an.

Auf Grundlage einer statistischen Auswertung der Ergebnisse vorliegender Zugversuche an Stahl- und Aluminiumbändern wird in Kapitel 4 die Streuung der elastischen und plastischen Kennwerte dieser Werkstoffe bestimmt. An ausgewählten Chargen der Grundgesamtheiten jedes Werkstoffes werden die Ergebnisse ergänzender Versuche zur Charakterisierung des Verfestigungsverhaltens bei Beanspruchungen mit wechselndem Richtungssinn vorgestellt. Die zugehörigen Kennwerte werden mit einem prozessorientierten Verfahren bestimmt, bei dem in einer Simulation des Umformprozesses die Regelgrößen für die experimentelle Untersuchung vorab ermittelt werden. Die Kennwerte werden für die Simulation aufbereitet und diskutiert.

Kapitel 5 umfasst die Beschreibung des für die Simulation des Walzprofilierens entwickelten Finite-Elemente-Modells, dessen Verifikation und Validierung. Die grundlegenden numerischen Untersuchungen werden am Herstellprozess eines U-

Profils durchgeführt. Der Übergang zu Breitbandprofilen erfolgt in Kapitel 6, wobei die Konzeption des Werkzeugentwurfes und der Einfluss der Reibung numerisch untersucht werden.

Kapitel 7 enthält die Ergebnisse der Parameterstudie bezüglich des Einflusses der mechanischen Werkstoffeigenschaften auf die Eignung zum Walzprofilieren. Hierbei werden Methoden der statistischen Versuchsplanung angewandt. Die Zusammenfassung und Bewertung der Ergebnisse schließt sich in Kapitel 8 an. Mit einem Ausblick endet die Arbeit in Kapitel 9.

2 Bauteile, Herstellung und Anwendung

2.1 Querschnitte und Werkstoffe

In der vorliegenden Arbeit werden dünnwandige kaltgeformte raumabschließende Dach- und Wandbauteile behandelt. Hierzu zählen Trapez- und Wellprofile. In Abbildung 2 sind exemplarisch einige Querschnittsformen dargestellt. Eine umfangreiche Übersicht hergestellter Profilformen ist in [3] enthalten.

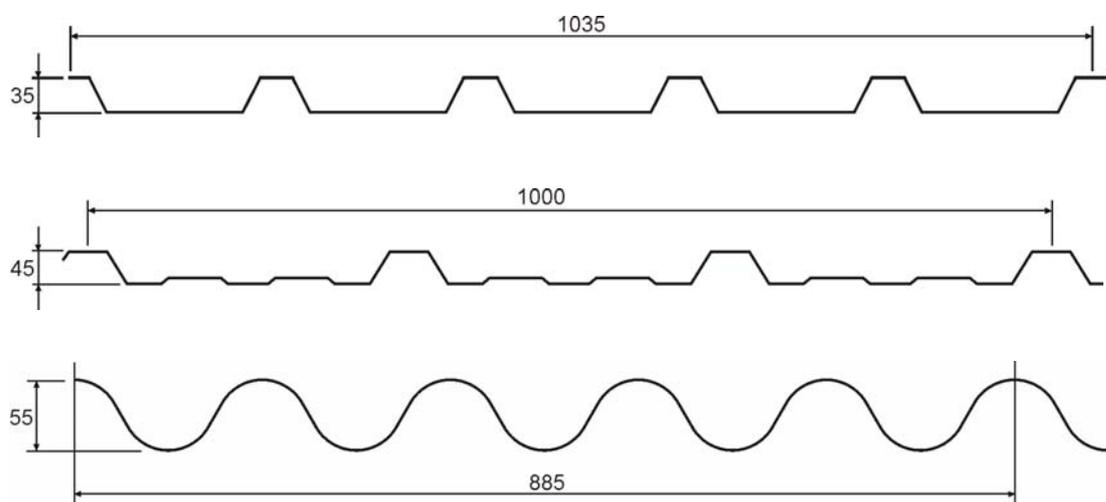


Abbildung 2: Querschnittsformen – Trapezprofil (oben und Mitte) und Wellprofil (unten)

Die dargestellten Trapezprofile sind zusammengesetzt aus ebenen Teilflächen. Die Beanspruchbarkeiten dieser Querschnitte werden vorgegeben durch die Tragfähigkeit der Teilflächen, die durch lokales Stabilitätsversagen bestimmt wird. Das Tragverhalten von Wellprofilen ist aufgrund der unterschiedlichen Geometrie anders. Durch die kontinuierliche Krümmung der Teilflächen ist die Gefahr eines lokalen Stabilitätsversagens geringer [4], [6].

Es werden die für raumabschließende Bauteile baurechtlich eingeführten oder zugelassenen metallischen Werkstoffe untersucht. Dies sind Bänder und Bleche aus unlegiertem Stahl nach DIN EN 10326 sowie Aluminiumlegierungen nach DIN EN 485-2 und DIN EN 1396. Von diesen werden hauptsächlich die in Tabelle 1 aufgeführten Werkstoffe eingesetzt. Die in den technischen Lieferbedingungen spezifizierten Anforderungen an die mechanischen Werkstoffkennwerte sind in Tabelle 1 wiedergegeben. Die aufgeführten Stähle werden zur Verbesserung des

Korrosionsschutzes und aus dekorativen Gründen meist mit einer zusätzlichen organischen Beschichtung versehen. Gleiches gilt für die aufgeführten Aluminiumlegierungen, die in Abhängigkeit des Anwendungsfalls in den Grundzuständen 1 bis 4 nach DIN EN 515 mit den individuellen Härtezuständen Hx6 bis Hx8 eingesetzt werden. Bei der Anwendung als Dachbauteil werden häufig auch stucco-dessinierte Oberflächen verwendet.

Nr.	Werkstoff	Werkstoffnummer	Blechdicke [mm]	R_{eH} oder $R_{p0,2}$ ¹⁾ [MPa]	R_m [MPa]	A_{80mm} oder A_{50mm} ¹⁾ [%]	Norm
1	S280GD	1.0244	0,40	280	360	18 ²⁾	DIN EN 10326
2	S320GD	1.0250	bis 1,50	320	390	17 ²⁾	
3	S350GD	1.0529		350	420	16 ²⁾	
4	Al Mn1Mg1	3004 ³⁾	0,50	>220 ⁴⁾	>260 ⁴⁾	>3 ⁴⁾	DIN EN 485-2 und DIN EN 1396
5	Al Mn1Mg0,5	3005 ³⁾	bis 1,50	>190 ⁴⁾	>210 ⁴⁾	>2 ⁴⁾	
6	Al Mn0,5Mg0,5	3105 ³⁾		>170 ⁴⁾	>195 ⁴⁾	>2 ⁴⁾	

¹⁾ Bei den Stählen ist die Streckgrenze R_{eH} und die Bruchdehnung A_{80mm} spezifiziert, bei den Aluminiumlegierungen die 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$ und die Bruchdehnung A_{50mm}

²⁾ Dickenabhängige Abstufung in technischer Lieferbedingung

³⁾ Nach DIN EN 573-1 ist der vierstelligen Werkstoffnummer die Bezeichnung EN AW vorangestellt

⁴⁾ Mindestwerte für den Zustand H28 , Änderung in Abhängigkeit des Werkstoffzustandes

Tabelle 1: Eigenschaften der verwendeten Werkstoffe

Die untersuchten Bauteile werden auch aus nichtrostenden Stählen, Zink- und Kupferlegierungen hergestellt. Diese Anwendung erfolgt aufgrund der hohen Werkstoffkosten jedoch ausschließlich in repräsentativen Bereichen von Gebäuden [4], [6], [7]. Im Rahmen dieser Arbeit werden diese Werkstoffe wegen der geringen Bedeutung in der industriellen Serienfertigung von raumabschließenden Bauteilen nicht weiter behandelt.

2.2 Herstellverfahren

2.2.1 Grundprinzip des Walzprofilierens

Die Bauteile werden in dem kontinuierlichen Fertigungsverfahren Walzprofilieren hergestellt. Das Walzprofilieren ist nach DIN 8586 als Biegeumformen mit drehender Werkzeugbewegung definiert. In Abbildung 3 ist eine Walzprofilieranlage schematisch mit einem Blechstreifen dargestellt. Die einzelnen Werkzeuge werden durch Abwickeln eines Querschnitts zur sogenannten Profilblume entworfen. Hierzu wird die Fertigradien- oder die Kreisbogenkalibrierung verwendet [8], [9]. Bei der Fertigradienkalibrierung wird der Biegeradius in allen Umformstufen konstant gehalten,

wodurch sich die Bogenlänge in jeder Umformstufe ändert. Bei der Kreisbogenkalibrierung wird aus der vorgegebenen konstanten Bogenlänge, die am Endquerschnitt berechnet wird, der Biegeradius in jeder Umformstufe geändert. In der Praxis ist auch die Anwendung von Kombinationen beider Kalibriersysteme üblich. Hiermit soll eine möglichst zwängungsfreie Umformung des ebenen Blechstreifens in den gewünschten Endquerschnitt ermöglicht werden. Bei Trapezprofilen beginnt die Umformung an den Mittelrippen und wird stufenweise zu den äußeren Profilrippen fortgesetzt, wie in Abbildung 4 schematisch dargestellt. Hierdurch wird ein möglichst unbehinderter seitlicher Bänderzug ermöglicht. Der Einsatz der Kreisbogenkalibrierung ist bei diesen Breitbandprofilen vorteilhaft, da die zu Beginn des Umformprozesses vorhandenen größeren Biegeradien den seitlichen Bänderzug leichter ermöglichen als dies bei der Fertigradienkalibrierung der Fall ist [9]. Insgesamt werden zwischen 20 und 30 Profilierstufen für die Herstellung von Trapez- oder Wellprofilen benötigt.

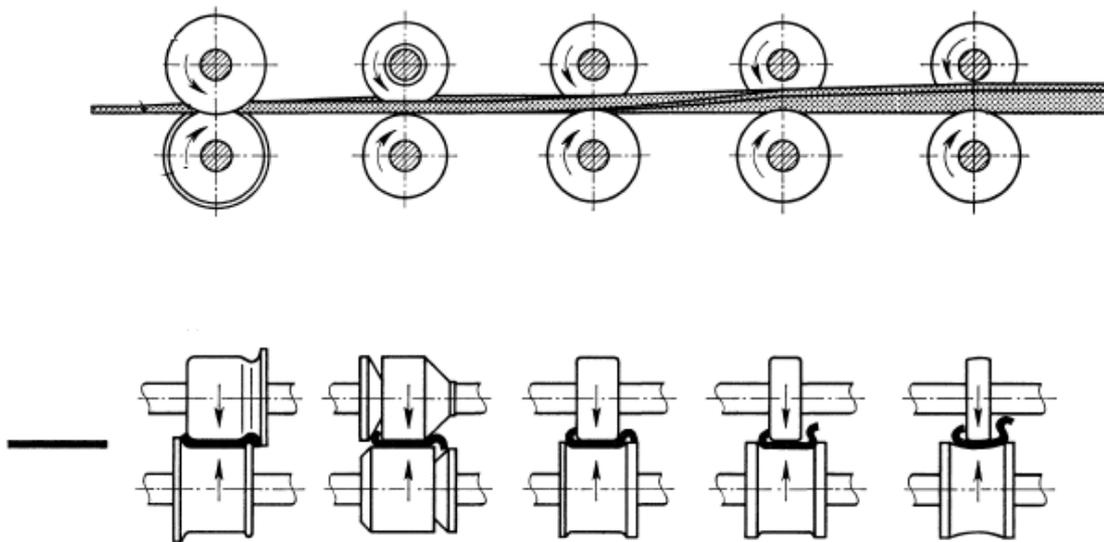


Abbildung 3: Schematische Darstellung einer Profilieranlage, aus DIN 8586

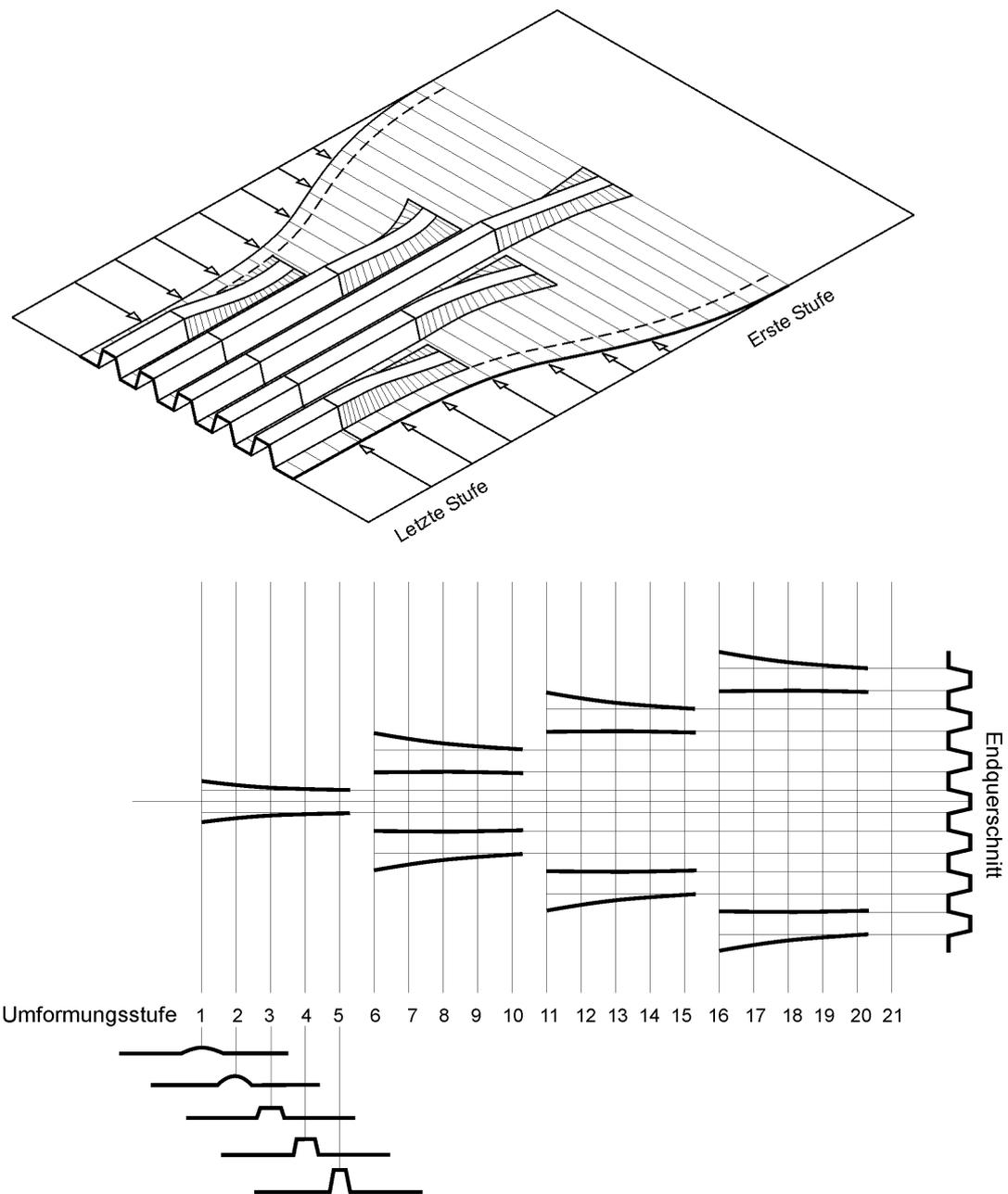


Abbildung 4: Darstellung der Stufenfolge beim Profilieren von Trapezprofilen – Ansicht (oben) und Draufsicht (unten)

Beim Walzprofilieren wird ein quasi-ebenes Blech durch eine Serie inkrementeller Biegeverformungen mit drehender Werkzeugbewegung in eine in der Regel prismatische Fläche mit profiliertem Querschnitt umgeformt. Der Werkstoff wird während der Umformung durch eine gewollte Biegung quer zur Profilierrichtung und durch unvermeidbare Biegung in Profilierrichtung sowie Querzug beansprucht. Die Formänderungen des Werkstoffs wechseln während des Umformprozesses häufig den Richtungssinn [8], [9]. In Abbildung 5 ist der Wechsel des Richtungssinns der

Beanspruchung schematisch am Beispiel der Längsbiegung dargestellt. Die ungewollte Längsbiegung, die durch die Bildung einer Einformzone vor jedem Umformgerüst entsteht, ist die charakteristische Eigenheit des Walzprofilierens [8], [9], [10]. Die Längsdehnungen an der Bandkante sind die Ursache unerwünschter Formabweichungen. Einige häufig auftretende geometrische Defekte sind in Abbildung 6 dargestellt.

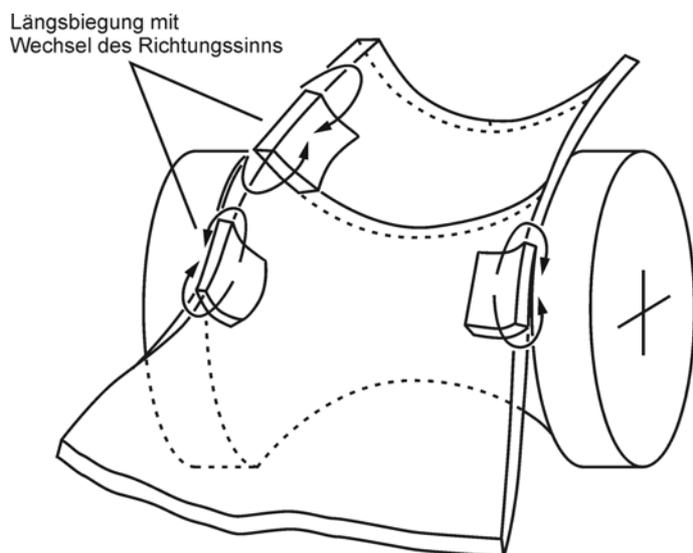


Abbildung 5: Beanspruchung des Werkstoffs während der Umformung

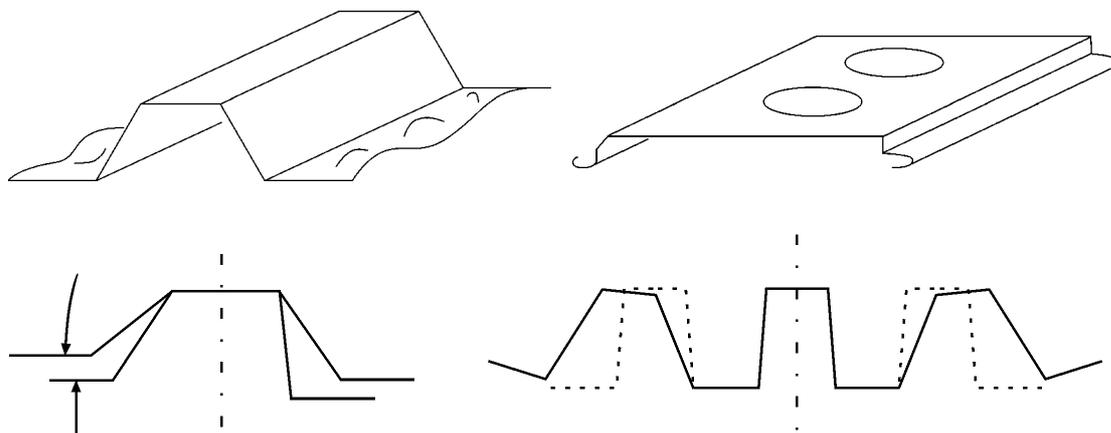


Abbildung 6: Häufig auftretende geometrische Defekte – Randwelligkeit (oben links), Beulen (oben rechts) und unterschiedliche Rückfederungseffekte (unten)

2.2.2 Prozesstechnologie

Die Entwicklung neuer und die Weiterentwicklung bestehender Produktionstechnologien sind Gegenstand aktueller Forschungsarbeiten [11], [12]. Hierbei steht die Erweiterung der Verfahrensgrenzen sowie der Entwurf integraler Produktionsprozesse im Mittelpunkt. Durch eine Weiterentwicklung des Walzprofilierverfahrens hin zu über die Längsachse kontinuierlich veränderlichen Querschnitten ist es heute möglich, Bauteile für architektonisch anspruchsvolle Gebäudehüllen, wie zum Beispiel Kuppeldächer, wirtschaftlich herzustellen [13], [14]. Die Verbesserung der Profilqualität durch im Herstellprozess integrierte flexible Walzgerüste ist Zielsetzung anderer Forschungsarbeiten [15], [16], [17]. Über aktuelle Forschungsarbeiten auf dem Gebiet der Breitbandprofile, wie Trapez- und Wellprofile auch bezeichnet werden, wird im Schrifttum nicht berichtet. Eine grundlegende Darstellung der Technologie des Walzprofilierens mit umfangreichen weiterführenden Schrifttumsnachweisen ist in [8], [9] enthalten.

2.2.3 Einflussgrößen

Im Schrifttum wird über die Ergebnisse von Untersuchungen über die grundlegenden Zusammenhänge beim Walzprofilieren an einfachen Profilquerschnitten berichtet. Die Untersuchungen sind theoretischer und experimenteller Art [8], [9], [19], [20]. In zunehmender Zahl werden numerische Verfahren zur Untersuchung verschiedener Prozessparameter eingesetzt [21], [22], [23], [24], [25], [26], [27]. Die Beschränkung auf einfache Profilquerschnitte resultiert aus der Komplexität des Umformprozesses und der Beanspruchungszustände. Gegenstand der Arbeiten ist die Bestimmung des Einflusses unterschiedlicher technologischer Parameter, zum Beispiel Biegewinkelfolge, Rollendurchmesser, Gerüstabstand, Umformgeschwindigkeit auf die Profilqualität. Zur Beurteilung der Ergebnisse wird der Verlauf der Längsdehnungen an der Bandkante herangezogen. Demnach wird die Längsdehnung an der Bandkante maßgebend von der Stufenanzahl und somit der Biegewinkelfolge beeinflusst.

Die tribologischen Zusammenhänge beim Walzprofilieren werden hauptsächlich im Hinblick auf die Auswirkung auf die Maschinenteknologie untersucht [8], [9]. In [8] werden gemessene Reibungskoeffizienten μ_R im Wertebereich von $\mu_R \approx 0,05$ bis $\mu_R \approx 0,30$ in Abhängigkeit der verwendeten Schmiermittel und Anstellkräfte angegeben. Weitere prozessspezifisch gemessene Reibungskoeffizienten sind mir aus dem Schrifttum nicht bekannt. In [90] werden an unterschiedlich oberflächenveredelten Feinblechen aus Stahl im Streifenversuch bestimmte Reibungskoeffizienten im Intervall von $\mu_R \approx 0,07$ bis $\mu_R \approx 0,18$ angegeben. Angaben zu gemessenen Reibungskoeffizienten organisch beschichteter Bleche beim Walzprofilieren liegen im Schrifttum nicht vor. Um Beschädigungen der Beschichtung zu vermeiden, wird jedoch eine möglichst reibfreie Umformung angestrebt [9]. Hierzu werden unterschiedliche Schmierstoffe eingesetzt, die den Reibungskoeffizienten auf $\mu_R \approx 0,02$ verringern können [91]. In [34] wurde auf Grundlage von Simulationsberechnungen an einem U-Profil gezeigt, dass der Einfluss der Reibung auf die Längsdehnung an der Bandkante

und den Grad der Kaltverfestigung von untergeordneter Bedeutung ist. Maßgebenden Einfluss auf diese Ergebnisgrößen hat das Verhältnis von Zugfestigkeit und Streckgrenze sowie die Blechdicke. Eine Änderung des Betrags der Einflussgrößen steht in einem nichtlinearen Zusammenhang mit den Ergebnisgrößen.

Der Einfluss einer sich ändernden Werkstoffcharakteristik auf die Profilqualität und den Herstellprozess wurde in allen Arbeiten am Rande untersucht. Nach [19] kann dieser Einfluss nur durch die Bestellung von Werkstoffen mit profilspezifisch festgelegten Werkstoffkennwerten auf Grundlage von Erfahrungswerten beherrscht werden. Nach [29] spielt die Anisotropie der Bandwerkstoffe beim Walzprofilieren eine untergeordnete Rolle und kann demnach vernachlässigt werden.

Die Problematik der Rückfederung kann beim Walzprofilieren im Vergleich zu Umformprozessen nach DIN 8586 mit geradliniger Werkszeugbewegung, wie zum Beispiel dem Gesenkbiegen, einfacher beherrscht werden [18]. Der Betrag des Rückfederungswinkels wird vom Verhältnis des Elastizitätsmoduls zur Fließgrenze und der Blechdicke bestimmt. Je höher die Fließgrenze ist, desto größer der Rückfederungswinkel [8]. Weiterhin ist die Art des Übergangs von elastischen zu plastischen Formänderungen wichtig für den Betrag des Rückfederungswinkels. Im Gegensatz zu den Biegeverfahren mit geradliniger Werkzeugbewegung tritt beim Walzprofilieren auch eine negative Rückfederung, das heißt eine Winkelverkleinerung, auf. Diese ergibt sich aus der mehrachsigen Biegebeanspruchung während des Umformprozesses [8]. Durch den zunehmenden Einsatz höherfester Werkstoffe ist die Beherrschung der Rückfederung von großer Bedeutung und Gegenstand aktueller Forschungsarbeiten [15], [16], [18].

Die Eigenspannungsverteilungen in walzprofilierten Bauteilen sind aufgrund der kleinen Blechdicken experimentell schwierig zu bestimmen. Gemessene Eigenspannungsverteilungen an Profilen mit Blechdicken größer 3 mm sind in [8], [9], [86] aufgeführt. Neuere Untersuchungen an Profilen aus nichtrostenden Stählen sind in [92] enthalten.

Untersuchungen an Breitbandprofilen, wie zum Beispiel Trapez- und Wellprofile, liegen nur wenige vor. In [30] wird auf Grundlage experimenteller Untersuchungen festgestellt, dass die an Schmalbandprofilen gewonnenen Erkenntnisse qualitativ auf Breitbandprofile übertragen werden können. Im Vergleich zum Profilieren von Schmalband ergibt sich bei Breitband eine größere Umformbeanspruchung mit der hiermit verbundenen erhöhten Beulgefährdung des Bandwerkstoffs während des Fertigungsprozesses [9], [30]. Die größte Umformbeanspruchung erfolgt beim Übergang vom ebenen Band zum Profil in der ersten Umformstufe. Die Beanspruchung des Werkstoffs ist nach [30] abhängig von einer Vielzahl von Einflussfaktoren und kann nur in empirischer Form bestimmt werden. Längsformabweichungen, wie zum Beispiel Profilkrümmungen oder Profilverdrehungen, spielen bei den Breitbandprofilen eine untergeordnete Rolle. In der Praxis treten Längsformabweichungen als Randwelligkeiten auf, die nach [30]

maßgebend durch den Eigenspannungszustand des Ausgangsmaterials bestimmt werden. Meist lösen sich vorhandene Eigenspannungen im Vormaterial bereits während des Abhaspelns und verursachen Wellen an den Rändern oder in der Mitte des Bandes bereits vor dem Profilieren. Dieses sogenannte randwellige Vormaterial führt zu einer schlechten Profilqualität bei großem Einstellaufwand [31]. Mittenwelliges Vormaterial bedingt während des Herstellprozesses eine Schiefstellung des Profils und führt somit zu geometrischen Mängeln am Endprofil. Bei der Herstellung von Wellprofilen wirken sich Welligkeiten im Vormaterial besonders negativ auf die Profilqualität aus. In [9] wird dies in einer verallgemeinerten Form bestätigt. Wissenschaftliche Untersuchungen zur Verteilung der Eigenspannungen im Vormaterial und deren Einfluss auf die Profilierbarkeit oder die Profilqualität liegen jedoch nicht vor.

2.2.4 Simulation

Die numerische Simulation des Walzprofilierens erfordert eine große Rechnerleistung und Speicherkapazität. Aus diesem Grund wird die Methode der Finite-Elemente für die Simulation erst seit ungefähr 10 Jahren verstärkt für solche Untersuchungen eingesetzt. Früher wurden hauptsächlich numerische Lösungsmethoden auf Grundlage von Energieformulierungen verwendet. Eine Zusammenstellung verschiedener Arbeiten und Ansätze ist in [9], [25] enthalten, auf weitere Ausführungen wird daher verzichtet.

Bei der Methode der Finite-Elemente werden zur Simulation des Walzprofilierens sowohl implizite als auch explizite Lösungsverfahren eingesetzt. Da das Walzprofilieren als ein quasi-statischer dynamischer Prozess angesehen werden kann und sich der Kontakt zwischen den Werkzeugen und dem Werkstück kontinuierlich ändert, ist die Verwendung einer expliziten Integration vorteilhaft [34]. Diese wird zur Vorausberechnung geometrischer Defekte, wie zum Beispiel dem Auftreten plastischer Beulen [24], [25], oder der Kaltverfestigung [32], [33], [55] eingesetzt.

Die Diskretisierung des Bandes erfolgt aufgrund der geometrischen Verhältnisse meist mit Schalenelementen [13], [24], [25], [26], [27], [32], [33], [34]. In [17], [23] wird das Blech mit Volumenelementen abgebildet, wodurch die erforderliche Rechenzeit deutlich zunimmt. In [28] wird das Blech mit Solid-Shell-Elementen diskretisiert und deren Eignung anhand der Ergebnisse zweier einfacher Beispiele demonstriert. Die Werkzeuge werden in allen Arbeiten als Starrkörper abgebildet. Der Profiliervorgang wird entweder durch eine Translation des Blechs oder der Werkzeuge dargestellt.

Mit Ausnahme von [34], [55], wo ein nichtlineares kinematisches Verfestigungsmodell verwendet wird, wird ein isotropes Werkstoffverhalten unterstellt. Dies wirkt sich vor allem auf die Ergebnisse der Simulation des Rückfederungsverhaltens aus. Bei anderen Umformverfahren führte die Anwendung eines Stoffgesetzes mit kinematischer Verfestigung zu einer quantitativen Verbesserung der Vorhersage des Rückfederungsverhaltens [41], [42], [44], [45], [46], [47], [48]. Dies ist bedingt durch die

relativ gute Reproduktion des Bauschinger-Effekts, der bei Biegeverformungen die Spannungsverteilung nach der Entlastung beeinflusst.

Die Berechnung des Rückfederungsverhaltens wurde ebenfalls mit expliziten Verfahren untersucht [15], [55]. Nach [48], [49] kann das Rückfederungsverhalten jedoch nur mit einer impliziten Simulation quantitativ zuverlässig berechnet werden, was am Beispiel des Tiefziehens gezeigt wird. Als Ursache hierfür wird die bevorzugte Verwendung von Elementen mit einem reduzierten Integrationschema genannt, wodurch sich Ungenauigkeiten bei der Berechnung der Spannungen und Formänderungen ergeben. In [50] wird gezeigt, dass sowohl mit einer impliziten als auch mit einer expliziten Berechnung eine zuverlässige Vorhersage des Rückfederungsverhaltens beim Tiefziehen möglich ist. Die bei der Simulation des Tiefziehens üblicherweise verwendete Simulationsstrategie, bei der der Umformprozess dynamisch explizit und die anschließende Rückfederung statisch implizit berechnet wird, ist nur durch die schnellere Konvergenz und somit einer ökonomischeren Berechnung der statisch impliziten Rückfederungsberechnung begründet [51], [69]. Ein Vergleich der Simulationsergebnisse einer impliziten und einer expliziten Berechnung des Verlaufs des Biegewinkels während des Umformprozesses beim Walzprofilieren ist in [34] aufgeführt. Demnach geben beide Berechnungen den Verlauf des Biegewinkels qualitativ und quantitativ gleich wieder. Das Übertragen der beim Tiefziehen angewandeten kombinierten Simulationsstrategie ist beim Walzprofilieren aufgrund des kontinuierlichen Wechsels der Kontaktbedingungen zwischen einem Blechabschnitt und den Werkzeugen nicht möglich.

Die Kombination einer expliziten Berechnung des Walzprofilieren mit einer anschließenden impliziten Berechnung wird zur Berechnung der Traglast eines Querschnitts unter Berücksichtigung herstellbedingter Imperfektionen am Beispiel eines C-Profils in [33] erfolgreich angewandt.

2.3 Anwendung, Tragverhalten und Anforderungen

Trapez- und Wellprofile werden als Außenschale von Gebäuden eingesetzt. Die speziellen Einsatzgebiete der unterschiedlichen Querschnittsformen sind in [4], [6] ausführlich dargestellt. Daher wird auf weiterführende Erläuterungen verzichtet.

Die untersuchten Bauteile werden planmäßig auf Biegung beansprucht. Die Lasten werden von den Querschnitten, die als dünnwandige prismatische Faltwerke modelliert werden können, in Längsrichtung abgetragen. Die Tragfähigkeit wird maßgebend durch die Interaktion zwischen lokalem und globalem Stabilitätsversagen bestimmt [4], [5]. Eine wirtschaftliche Ausnutzung der Tragfähigkeit erfolgt unter Berücksichtigung überkritischer Tragreserven. Unter Biegebeanspruchung stellen sich zuerst elastische Beulen ein. Infolge der Lastumlagerungen zu steiferen Querschnittsteilen werden die überkritischen Tragreserven aktiviert. Bei Erreichen der Fließgrenze an den Biegeschultern tritt dann globales Versagen des Querschnitts in Form von plastischem

Beulen ein. Den Berechnungsvorschriften für Trapez- und Wellprofile liegt das Konzept der wirksamen Breite nach von Kármán in der von Winter modifizierte Form zugrunde [4]. In dieses gehen als maßgebende Werkstoffeigenschaften der Elastizitätsmodul E , die Streckgrenze R_{eH} oder die 0,2%-Dehngrenze $R_{p0,2}$ sowie die Querkontraktionszahl ν ein. Die Modellvorstellung hierbei ist, dass die Traglast einer Platte gleich der Traglast einer Platte mit der wirksamen Breite b_{ef} unter der Randspannung σ_d ist. Die Grundlagen des Konzepts der wirksamen Breiten sind im Schrifttum mehrfach ausführlich dargelegt, zum Beispiel [4], [5], [86]. Üblich ist hierbei die Darstellung in Abhängigkeit einer bezogenen Plattenschlankheit λ_p' , wodurch eine festigkeitsunabhängige Angabe der Berechnungsgleichungen möglich ist.

Dieses Vorgehen trifft strenggenommen nur bei Werkstoffen mit ausgeprägter Streckgrenze und anschließendem Fließplateau zu. Bei Werkstoffen, die nicht über eine ausgeprägte Streckgrenze verfügen, beeinflusst der Übergang von elastischen zu plastischen Dehnungen die Tragfähigkeit [35], [36]. Dieser kann nach prEN 1999-1-1, Anhang G, mit der Ramberg-Osgood Beziehung [37] beschrieben werden, wobei der Exponent den Übergang charakterisiert.

Der Elastizitätsmodul E und die Querkontraktionszahl ν werden in den Bemessungsvorschriften als Werkstoffkonstanten vorgegeben. Nach DIN 18800-1 und DIN EN 1993-1-1 ist der Bemessungswert des Elastizitätsmoduls von Stahl $E = 210$ GPa und nach prEN 1999-1-1 ist der Bemessungswert des Elastizitätsmoduls von Aluminium $E = 70$ GPa. Die Querkontraktionszahl ist jeweils $\nu = 0,3$. Als Bemessungswert der Streckgrenze ist der spezifizierte Mindestwert der technischen Lieferbedingung eines Werkstoffs oder ein durch Zugversuche individuell abzusichernder Mindestwert anzusetzen.

2.4 Folgerungen

Auf Grundlage des Stands der Technik können die für die weitere Untersuchung zu berücksichtigenden Einflussfaktoren bestimmt werden. Die Biegewinkelfolge ist als ein maßgebender prozesstechnologischer Faktor identifiziert. Demgegenüber sind die tribologischen Zusammenhänge beim Walzprofilieren weitgehend unbekannt. Der Einfluss der Biegewinkelfolge sowie der Reibung zwischen Band und Werkzeug auf den Profilierprozess wird in einer Voruntersuchung betrachtet. Auf Grundlage der Ergebnisse der Voruntersuchung kann das Parameterspektrum eventuell eingegrenzt werden, wodurch eine gezielte Untersuchung des Einflusses der mechanischen Werkstoffeigenschaften ermöglicht wird. Dieses Vorgehen gewährleistet zudem, dass die hier im Fokus der Untersuchung stehenden Einflussfaktoren nicht durch die hohe Signifikanz bereits bekannter Einflüsse überdeckt werden.

Als geometrischer Faktor wird die Blechdicke in der Untersuchung berücksichtigt, da diese die Steifigkeit des Blechs und somit das Beulverhalten bestimmt und zudem das Rückfederungsverhalten beeinflusst.

Aus den Beanspruchungen des Werkstoffs können die maßgebenden Werkstoffeigenschaften abgeleitet werden. Dies sind die aus der späteren Anwendung notwendig zu erfüllenden Vorgaben hinsichtlich des Mindestwerts der Streckgrenze R_{eH} und der Zugfestigkeit R_m . Diese müssen zur Gewährleistung der geforderten Produkteigenschaften über den gesamten vorgesehenen Verwendungszeitraum vorhanden sein. Durch den Herstellprozess dürfen keine geometrischen Defekte entstehen. Dies sind vor allem plastische Beulen, deren Auftreten vom Elastizitätsmodul und dem Übergang zu plastischen Dehnungen bestimmt wird. Weitere Anforderungen an die mechanischen Werkstoffeigenschaften resultieren aus den geometrischen Vorgaben des herzustellenden Bauteils und den Toleranzen. Bei Trapez- und Wellprofilen sind dies vor allem Querformabweichungen, die durch Rückfederungseffekte bestimmt werden.

Aus dem Herstellprozess ergibt sich die weitere notwendig zu erfüllende Bedingung, dass der Werkstoff den Umformprozess versagensfrei übersteht. Das heißt, es dürfen keine Risse im Werkstoff während und nach der Herstellung auftreten. Die Erfüllung dieser Anforderung wird durch die Vorgabe werkstoffabhängiger, empirisch ermittelter Mindestbiegeradien sichergestellt [8], [9], [18]. In der weiteren Untersuchung wird vorausgesetzt, dass diese Anforderung von den berücksichtigten Werkstoffen generell erfüllt wird. Dies trifft auch für die Aluminiumlegierungen zu, die spezifizierte Mindestwerte der Bruchdehnung von teilweise nur 1,0 % haben.

3 Stoffgesetze und Kennwertbestimmung

3.1 Übersicht

Im Folgenden werden die verwendeten Stoffgesetze vorgestellt und die Vor- und Nachteile der Stoffgesetze für die Simulation diskutiert. Diese Stoffgesetze werden in der im Finite-Elemente-Programm ABAQUS [68] implementierten Form eingesetzt. Anschließend werden die für die experimentelle Bestimmung der Werkstoffkennwerte eingesetzten Prüfverfahren vorgestellt und die Auswerteroutinen erläutert.

3.2 Verwendete Stoffgesetze

3.2.1 Theoretische Darstellung

Für die Beschreibung des Werkstoffverhaltens wird entsprechend dem Vorgehen der klassischen Kontinuumsmechanik [38] die Gesamtdehnung ε in einen elastischen Anteil ε_{el} und einen plastischen Anteil ε_{pl} in der Form

$$\varepsilon = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl} \quad (1)$$

aufgeteilt. Der elastische Anteil des Werkstoffverhaltens wird mit dem Hookschen Gesetz

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} \cdot \varepsilon_{kl} \quad (2)$$

beschrieben. Hierin ist C_{ijkl} der Elastizitätstensor. Für die weitere Arbeit wird angenommen, dass der elastische Anteil isotrop und dehnratenunabhängig ist.

Der plastische Anteil des Werkstoffverhaltens wird auf Grundlage der Plastizitätstheorie beschrieben, wobei im Rahmen dieser Arbeit vorausgesetzt wird, dass der plastische Anteil dehnratenunabhängig ist. Fließen tritt ein, wenn die Fließbedingung

$$F = f(\sigma_{ij}) - k_f = 0 \quad (3)$$

erfüllt ist. Hierin ist f die Fließfunktion, σ_{ij} der Spannungstensor und k_f eine skalare Fließspannung. Es wird die von Mises Fließfunktion f , basierend auf der zweiten Invarianten des Spannungsdeviators s_{ij} , verwendet. Der Zusammenhang zwischen Spannungen und plastischen Dehnungen wird mit der Fließregel

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{pl} = \dot{\lambda} \cdot \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma_{ij}} \quad (4)$$

beschrieben. Hierin ist $\dot{\lambda}$ die Formänderungsgeschwindigkeit und Φ das plastische Potenzial. Das plastische Potenzial Φ bestimmt die Richtung des Fließens. Bei der assoziierten Fließregel ist das plastische Potenzial Φ gleich der Fließfunktion f . Hieraus folgt, dass der Vektor $\dot{\varepsilon}_{ij}^{pl}$ rechtwinklig zur Fließfläche ist. Eine kinematische Verfestigung kann mit diesem Stoffgesetz nicht abgebildet werden. Dies ist mit einem Werkstoffmodell nach einem Vorschlag von Chaboche [39] möglich. Dieses enthält eine isotrope und eine nichtlineare kinematische Verfestigungskomponente. Die Fließbedingung

$$F = f(\sigma_{ij} - X_{ij}) - k_f = 0 \quad (5)$$

ist eine modifizierte Form von Gleichung (3), die um den Rückspannungs-Tensor X_{ij} erweitert ist. Der Rückspannungs-Tensor X_{ij} beschreibt eine Translation der Fließfläche im Spannungsraum. Die Fließspannung k_f beschreibt die isotrope Verfestigung der Fließfläche. Fließen wird durch die Fließregel

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^p = \dot{p} \cdot \frac{3}{2} \frac{(s_{ij} - X_{ij})}{f(s_{ij} - X_{ij})} \quad (6)$$

bestimmt, die der Normalitätsregel gehorcht. Die nichtlineare kinematische Verfestigung kann nur durch einen Verzicht auf die assoziierte Plastizität [39] in das Stoffgesetz eingebunden werden. Das plastische Potenzial Φ dieses Stoffgesetzes ist

$$\Phi = f + \frac{3 \cdot \gamma}{4 \cdot C} \cdot X_{ij} \cdot X_{ij} \quad (7)$$

mit den Werkstoffparametern C und γ . Die Entwicklung des Rückspannungsanteils kann aus (7) abgeleitet werden. Diese ist in Abhängigkeit der akkumulierten plastischen Dehnung p für den einachsigen Fall und in der Spannungsebene in Abbildung 7 schematisch dargestellt.

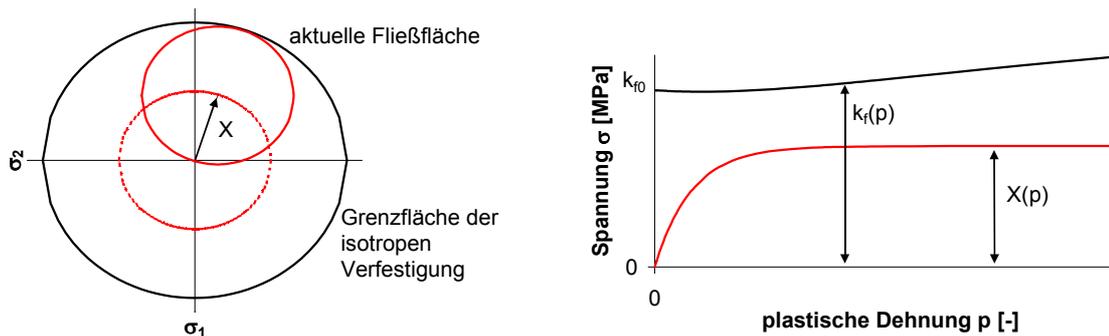


Abbildung 7: Schematische Darstellung des kinematischen Verfestigungsmodells nach Chaboche in der Spannungsebene (links) und im einachsigen Fall (rechts)

3.2.2 Beschreibung der einzelnen Komponenten

Die Annahme eines isotropen und konstanten elastischen Anteils trifft nach den Ergebnissen von Studien zur Richtungs- und Dehnungsabhängigkeit unterschiedlicher Bandstähle nicht zu. Bei diesen wurde festgestellt, dass die quer zur Walzrichtung bestimmten Modulwerte im Mittel um etwa 3,5 % größer sind als die in Walzrichtung bestimmten [59], [62], [64]. Die Abhängigkeit des Elastizitätsmoduls von plastischen Dehnungen wurde in Zugversuchen an kaltgewalztem Blech festgestellt [41], [43], [48], [56], [59], [60], [62], [63], [64]. Nach [41] kann dieses Verhalten jedoch mit metallphysikalischen Zusammenhängen nicht begründet werden. In [60] wurde die Abhängigkeit des Elastizitätsmoduls von plastischen Dehnungen an unterschiedlichen im Karosseriebau eingesetzten Werkstoffen untersucht. Demnach fällt der Elastizitätsmodul besonders bei geringen plastischen Dehnungen stark ab und strebt mit zunehmender plastischer Dehnung gegen einen Sättigungswert. Als Ursache für den Abfall des Wertes des Elastizitätsmoduls werden thermomechanische Kopplungseffekte sowie Textur- und Versetzungsveränderungen vermutet, was jedoch in [60] nicht belegt werden konnte. Die Änderung des Elastizitätsmoduls kann nach [41], [64] durch eine Sättigungsfunktion der Form

$$E(p) = E_0 - A \cdot (1 - e^{(-s \cdot p)}) \quad (8)$$

beschrieben werden. Hierin ist E_0 der Anfangswert des Elastizitätsmoduls, A und s sind Werkstoffkonstanten und p ist die akkumulierte plastische Dehnung. Die Annahme isotroper und konstanter elastischer Kennwerte ist durch die geringe Bedeutung der Anisotropie beim Walzprofilieren [8], [29], [32] jedoch gerechtfertigt.

Die Rückspannung X ergibt sich aus (7) in Abhängigkeit der akkumulierten plastischen Vergleichsdehnung p für den einachsigen Fall zu

$$X(p) = \pm \frac{C}{\gamma} + \left(X_0 \mp \frac{C}{\gamma} \right) \cdot e^{\mp \gamma (p - p_0)} \quad (9)$$

Hierin sind C und γ Werkstoffparameter, e ist die Basis des natürlichen Logarithmus, und das obere Vorzeichen bezieht sich auf eine Zug- und das unter Vorzeichen auf eine Druckbeanspruchung. Die Spannung X_0 ist die Rückspannung beim vorangegangenen Wechsel der plastischen Dehnrate an der Stelle p_0 . Nach [41] ändern sich die Parameter C und γ in Abhängigkeit von plastischen Dehnungen. Eine breite experimentelle Bestätigung dieses Sachverhalts steht jedoch noch aus. Zur Beschreibung der Abhängigkeit der Parameter von plastischen Dehnungen werden in der vorliegenden Arbeit die Sättigungsfunktionen

$$C(p) = C_0 - C_t \cdot (1 - e^{(-s \cdot p)}) \quad (10)$$

$$\gamma(p) = \gamma_0 - \gamma_t \cdot (1 - e^{(-s \cdot p)}) \quad (11)$$

verwendet. Hierin wird der Ausgangszustand mit dem Index 0 bezeichnet und der Sättigungszustand mit t. Der Kennwert s im Exponenten ist ein Sättigungsparameter.

Zur Beschreibung der isotropen Verfestigung stehen mehrere geeignete Ansätze zur Verfügung [40], zum Beispiel eine Potenzfunktion nach Ludwik oder Swift oder einer Exponentialfunktion nach Voce. In [39], [41], [52], [53] wird die isotrope Verfestigung mit einem Summenansatz nach Gleichung (12) abgebildet, der eine Erweiterung des Ansatzes nach Voce ist. Dieser Summenansatz eignet sich gut zur Anpassung an die experimentell bestimmten Fließkurven von Stahl und Aluminium. Durch die mathematisch identische Formulierung des kinematischen und des isotropen Verfestigungsanteils bietet sich die Möglichkeit, die untersuchten Werkstoffe einfacher zu vergleichen.

$$k_f(p) = k_{f0} + \sum_{i=1}^k Q_i \cdot (1 + e^{(-C_i \cdot p)}) \quad (12)$$

In Gleichung (12) ist k_{f0} der Anfangswert der Fließspannung, Q_i und C_i sind Werkstoffparameter, und e ist die Basis des natürlichen Logarithmus.

3.2.3 Anwendung in der Simulation

Das dargestellte Stoffgesetz wurde zur Beschreibung zyklischer Beanspruchungen entwickelt. Da es den Bauschinger-Effekt gut abbildet, wird es auch in der Simulation von Umformprozessen verwendet. Problematisch hierbei ist jedoch die Anpassung beider Verfestigungskomponenten an die jeweilige Simulationsaufgabe. Wegen der Abhängigkeit der Verfestigungskomponenten von der akkumulierten plastischen

Vergleichsdehnung p ist es erforderlich, die isotrope Verfestigungskomponente an den Dehnungspfad der jeweiligen Simulationsaufgabe anzupassen. Eine im Zugversuch bestimmte isotrope Verfestigungskomponente und in Lastwechselversuchen bestimmte kinematische Verfestigungskomponente ist für die Simulation des Walzprofilierens sinnvoll, da die auftretenden akkumulierten plastischen Vergleichsdehnungen in den ebenen Querschnittsteilen sehr klein sind und die Rückfederung je Umformstufe an der Biegekante kleine Dehnungsamplituden bewirkt. Allgemein kann dies auch durch eine Erweiterung des Stoffgesetzes um eine weitere Variable erreicht werden [39].

3.3 Verfahren zur Bestimmung der Kennwerte

3.3.1 Zugversuch

Die charakteristischen Kennwerte R_{eH} , R_{eL} , $R_{p0,01}$, $R_{p0,1}$, $R_{p0,2}$, R_m , A_g und A_u sowie die Fließkurve werden im genormten Zugversuch nach DIN EN 10002-1 ermittelt. Zusätzlich werden die Vorgaben in prEN ISO 6892 für Werkstoffe mit einer Zugfestigkeit R_m kleiner als die ausgeprägte Streckgrenze R_{eH} bei der Auswertung berücksichtigt. Für die hier untersuchten Bänder und Bleche werden ausschließlich nichtproportionale Proben verwendet. Für Aluminiumbänder ist nach DIN EN 485-2 eine Anfangsmesslänge $L_0 = 50$ mm bei einer Probenbreite von $b = 12,5$ mm und bei Stahlbändern ist nach DIN EN 10326 eine Anfangsmesslänge $L_0 = 80$ mm bei einer Probenbreite von $b = 20,0$ mm zu verwenden.

Die Dehngrenzen $R_{p0,01}$, $R_{p0,1}$ und $R_{p0,2}$ werden mit dem zusätzlich nach DIN EN 2002-001, Verfahren 1, bestimmten Elastizitätsmodul E ermittelt. Für die weitere Auswertung werden die technischen Dehnungen ε mit

$$\varphi = \ln(1 + \varepsilon) \quad (13)$$

in wahre Dehnungen φ und in die technischen Spannungen σ mit

$$\sigma_w = \sigma \cdot (1 + \varepsilon) \quad (14)$$

in wahre Spannungen σ_w umgerechnet. Der plastische Anteil der wahren Spannungs-Dehnungskurve wird an Gleichung (12) bei Aluminium mit $k = 2$ und bei Stahl mit $k = 3$ angepasst.

3.3.2 Quasi-statischer Lastwechselversuch

Die Parameter des nichtlinearen kinematischen Verfestigungsmodells werden in dehnungsgeregelten quasi-statischen einachsigen Lastwechselversuchen bestimmt. Da genormte Prüfverfahren für die Durchführung dieser Versuche nicht vorliegen, wurde eine Prüfvorrichtung entwickelt, die das frühzeitige seitliche Ausweichen der

Probekörper unter Druckbeanspruchung ohne Beeinträchtigung des Spannungszustands verhindert [54].

In Abbildung 8 ist das Konstruktionsprinzip schematisch dargestellt; und in Abbildung 9 ist eine Konstruktionsskizze der Prüfvorrichtung zu sehen. Die Belastung erfolgt entweder durch die Vorgabe einer Verformung du oder einer Kraft dF . Die Prüfvorrichtung besteht aus einer Führungsschiene, auf der zwei Kugelschienenführungswagen montiert sind. Auf die Kugelschienenführungswagen sind die unteren Bettungsplatten mit 4 Schrauben M6 geschraubt, die jeweils mit einer Stirnplatte verschraubt sind. An die Stirnplatten sind Kugelgelenke zur Lasteinleitung angeschraubt. Die Proben werden auf geölten PTFE-Folien zwischen den unteren und oberen Bettungsplatten eingebaut. Die oberen Bettungsplatten werden jeweils mit 4 Schrauben M6, die mit einem Drehmoment von 1 Nm angezogen werden, auf den unteren Bettungsplatten fixiert. Die Lasteinleitung in die Probe erfolgt durch Lochleibungspressung über Passbolzen. Die Bettungs- und Stirnplatten wurden aus Stahlblech mit einer Dicke von 10 mm gefertigt. Durch die geölten PTFE-Folien wird die Reibung zwischen Probe und den Bettungsplatten minimiert und die ungehinderte Querdehnung in Blechdickenrichtung ermöglicht. Die Formänderungen werden mit zwei Dehnungsaufnehmern gemessen. Durch die Vorgabe der Spaltbreite zwischen den Kugelschienenführungswagen wird die maximal erzielbare Dehnung bei Druckbeanspruchung begrenzt.

Die Probenform wurde in Anlehnung an die nichtproportionalen Proben beim Zugversuch nach DIN EN 10002-1 gewählt, wodurch ein homogener, einachsiger Spannungszustand im Messquerschnitt gewährleistet wird. Die Probenform mit den einzuhaltenden Abmessungen ist in Abbildung 10 dargestellt.

In [39] wird empfohlen, Versuche mit unterschiedlichen Dehnungsamplituden $\Delta\varepsilon_p/2$ jeweils bis zum Erreichen einer Stabilisierung bei gegebener Mitteldehnung ε_m durchzuführen. Die Auswertung der Ergebnisse der Lastwechselversuche erfolgt nach [39] in 3 Schritten, wobei die Bezeichnungen gemäß Abbildung 11 verwendet werden:

- näherungsweise Bestimmung der Fließgrenze k der zyklisch gesättigten Spannungs-Dehnungshysteresen, wobei k nicht mit der Streckgrenze R_e oder der Fließspannung k_{f0} identisch ist.
- Ermittlung von C/γ als asymptotischer Wert der Differenz $(\Delta\sigma/2) - k$ in Abhängigkeit von der plastischen Dehnung ε_p .
- Bestimmung des Koeffizienten C durch Anpassen von Gleichung (15) an die Versuchsergebnisse.

$$\frac{\Delta\sigma}{2} - k = \frac{C}{\gamma} \cdot \tanh\left(\gamma \cdot \frac{\Delta\varepsilon_p}{2}\right) \quad (15)$$

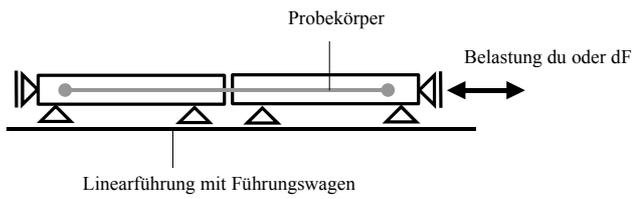


Abbildung 8: Schematische Darstellung des Konstruktionsprinzips

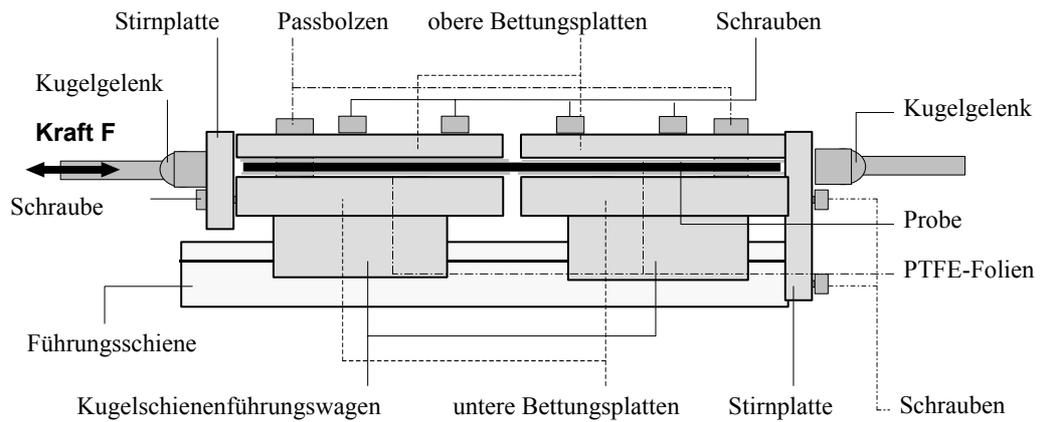
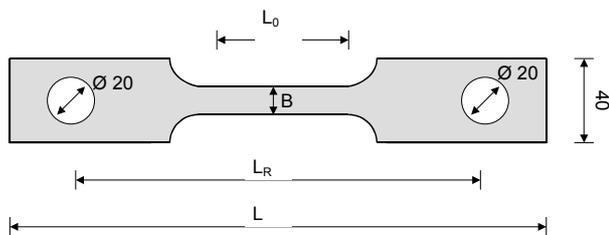


Abbildung 9: Konstruktion der Prüfvorrichtung



mit

 $L > 250 \text{ mm}$ $L_0 = 50 \text{ mm}$ $L_R > 222 \text{ mm}$ $B > 12,5 \text{ mm}$

Abbildung 10: Probenform und Vorgaben hinsichtlich der Abmessungen der Probekörper

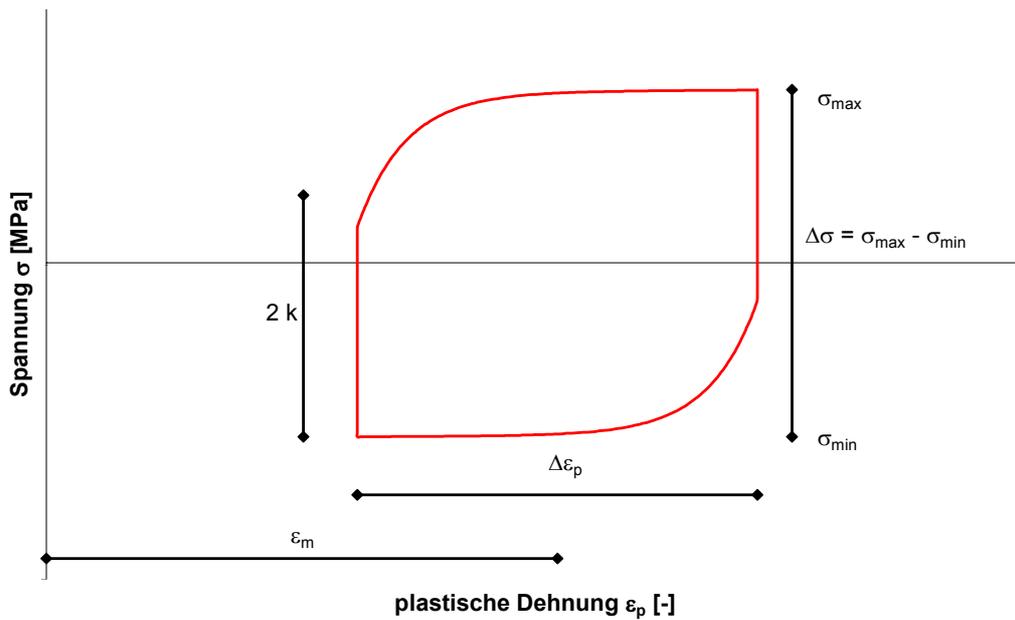


Abbildung 11: Definition der Lastwechselversuche

3.3.3 Parameteranpassung

Die Anpassung der Gleichungen (12) und (15) an die Versuchsergebnisse und die Bestimmung des Elastizitätsmoduls erfolgt jeweils mit der Methode der kleinsten Fehlerquadrate. Hierbei wird mit einer nichtlinearen Optimierung [61] die Fehlergröße χ^2 .

$$\chi^2 = \sum_{i=1}^n (y_{i,\text{exp}} - y_{i,\text{theor}})^2 \quad (16)$$

minimiert. Hierin sind $y_{i,\text{exp}}$ die experimentellen Größen und $y_{i,\text{theor}}$ die angepassten Größen.

4 Versuche zur Kennwertbestimmung

4.1 Übersicht

Die mechanischen Kennwerte und die Fließkurven der untersuchten Bandwerkstoffe werden aus an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Universität Karlsruhe (TH), vorliegenden Versuchsergebnissen bestimmt und statistisch ausgewertet. Zusätzlich werden an ausgewählten Proben ergänzende Versuche durchgeführt und die mechanischen Kennwerte bestimmt. Auf die vollständige Wiedergabe der Versuchsergebnisse wird wegen des Umfangs verzichtet. Es werden die für die weitere Abhandlung wichtigen Ergebnisse aufgeführt. Die Ergebnisse der ergänzenden Versuche sind in Anhang A vollständig aufgeführt.

4.2 Auswertung vorliegender Versuchsergebnisse

4.2.1 Vorgehen

Für die Auswertung werden Ergebnisse von Zugversuchen nach DIN EN 10002-1 aus Übereinstimmungsprüfungen [76] an Trapez- und Wellprofilen aus Stahl [77], [78], [79], [80] und Aluminium [81] verwendet. Die Versuchsdaten werden schrittweise ausgewertet und aufbereitet. Zuerst werden die charakteristischen Spannungs- und Verformungskennwerte R_{eH} , R_{eL} , $R_{p0,01}$, $R_{p0,1}$, $R_{p0,2}$, R_m , A_g und A_u sowie der Elastizitätsmodul E ermittelt, wobei je nach Auftreten die obere und untere Streckgrenze oder die Dehngrenzen bestimmt werden. Anschließend werden die Parameter Q_i und C_i zur Beschreibung der Fließkurven bestimmt. Die Güte der mathematischen Abbildung der Spannungs-Dehnungskurve durch Gleichung (12) wird durch den Verhältniswert

$$\psi_{p,x} = \frac{k_f(p)}{R_{p,x}} = \frac{k_{f0} + \sum_{i=1}^k Q_i \cdot (1 + e^{(-C_i p)})}{R_{p,x}} \quad (17)$$

beurteilt. Hierin ist $R_{p,x}$ der Spannungswert bei der vorgegebenen plastischen Dehnung x und p die akkumulierte plastische Dehnung, die hier gleich der wahren plastischen Dehnung φ_{pl} ist.

Die statistischen Kennwerte Mittelwert μ und Standardabweichung s werden jeweils unter der Annahme normalverteilter Ergebnisgrößen berechnet. Die einzelnen Spannungs-Dehnungskurven müssen für einen Vergleich durch eine geeignete

Normierung so aufbereitet werden, dass die individuellen Merkmale erhalten und der qualitative Verlauf der Spannungs-Dehnungskurven nicht verändert wird. Die Normierung erfolgt auf Grundlage der Ähnlichkeitstheorie. Unter der Annahme eines idealelastisch – idealplastischen Werkstoffverhaltens ist nach [75] eine sowohl elastostatische als auch plastostatische Ähnlichkeit zwischen zwei Werkstoffen vorhanden, wenn

$$\frac{E}{E^*} = \frac{k_{f0}}{k_f^*} \quad (18)$$

mit dem Elastizitätsmodul des Modellwerkstoffs E^* , der Fließspannung k_f^* des Modellwerkstoffs und der Fließspannung k_{f0} des realen Werkstoffs gilt. Das heißt, das Verhältnis von Fließspannung zu Elastizitätsmodul muss beim Modellwerkstoff dem des realen Werkstoffs entsprechen. Hier wird der Einfluss der individuellen Festigkeit durch eine Normierung der Spannungswerte mit

$$\sigma^* = \frac{\sigma}{k_{f0}} \quad (19)$$

eliminiert. Aus (18) ergibt sich dann für den Elastizitätsmodul E^* des Modellgesetzes

$$E^* = \frac{E}{k_{f0}} \cdot k_f^* \quad (20)$$

Der Verhältniswert

$$e_1 = \frac{E}{k_{f0}} \quad (21)$$

ist der Kehrwert der werkstoffspezifischen Tragfähigkeit, wie er in der bezogenen Plattenschlankheit λ_p' enthalten ist. Höherfeste Werkstoffe mit gleichem Elastizitätsmodul weisen demnach ein kleineres Verhältnis e_1 und somit eine größere werkstoffspezifische Tragfähigkeit auf. Aus dem Verhältnis $e_1 = E / k_{f0}$ kann auch eine qualitative Aussage zum Rückfederungsverhalten verschiedener Werkstoffe abgeleitet werden.

Zusätzlich werden folgende Verhältniswerte zur Beschreibung der Werkstoffe gebildet.

$$e_2 = \frac{R_{p0,01}}{k_{f0}} \quad (22)$$

$$e_3 = \frac{R_{p0,1}}{k_{f0}} \quad (23)$$

$$e_4 = \frac{R_{eH}}{k_{f0}} \quad (24)$$

$$e_5 = \frac{R_m}{k_{f0}} \quad (25)$$

Die Verhältniszahlen e_2 bis e_4 charakterisieren den Bereich geringer plastischer Dehnungen und der Verhältniszahl e_5 beschreibt das Verfestigungsvermögen. Die Normierung erfolgt bei Stahl mit der unteren Streckgrenze R_{eL} und bei Aluminium mit der 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$. Bei beiden Werkstoffen werden die Verhältniszahlen e_1 und e_5 berechnet. Der Verhältniszahl e_4 wird bei Stahl und die Verhältniszahlen e_2 und e_3 werden bei Aluminium bestimmt. Für die Stähle wird zusätzlich der Verhältniszahl

$$e_6 = \frac{R_m}{R_{eH}} \quad (26)$$

eingeführt. Mit diesem ist es möglich, dass bei bandbeschichteten Baustählen nach DIN EN 10326 häufiger auftretende Phänomene, dass die ausgeprägte Streckgrenze R_{eH} größer als die Zugfestigkeit R_m ist, zu erkennen und statistisch zu quantifizieren.

4.2.2 Stahlwerkstoffe

Für die Auswertung wurden die Ergebnisse von 178 Zugversuchen an Proben aus Stahl der Sorte S320 GD und 64 Zugversuche an Proben aus Stahl der Sorte S350 GD herangezogen. Alle Proben wurden längs zur Walzrichtung entnommen. In Tabelle 3 und in Tabelle 4 sind jeweils der kleinste und größte auftretende Wert, der Mittelwert μ sowie die Standardabweichung s der mechanischen Kennwerte und der Parameter von Gleichung (12) aufgeführt. Bei der Anpassung der Parameter an Gleichung (12) wurde Q_2 kleiner gleich Null als Nebenbedingung eingeführt. Hierdurch wird erreicht, dass der Krümmungswechsel im Verlauf der Fließkurve jeweils mit dem zweiten Summenglied abgebildet wird und somit einfacher verglichen werden kann.

Die Streuung der einzelnen Kennwerte ist bei beiden Stahlsorten nahezu gleich. Der Elastizitätsmodul entspricht im Mittel ungefähr dem an Stahlblechen in Längsrichtung in umfangreichen Untersuchungen [43] festgestellten Wert. In [65] wird ein Streuband von 5 GPa bei der Bestimmung des Elastizitätsmoduls von Stahl an mehreren Proben einer Charge als ausreichend genau eingestuft. Da die hier ausgewertete Population aus 242 Chargen, die in unterschiedlichen Herstellwerken

produziert wurden, stammt, liegt die ermittelte Streuung von 20,1 GPa im bei Stählen üblichen Bereich. Die spezifizierten Mindestwerte der Streckgrenze R_{eH} und der Zugfestigkeit R_m werden bei der Stahlsorte S350GD von einigen Einzelwerten geringfügig unterschritten. Ein signifikanter Unterschied zwischen den Stahlsorten S320GD und S350GD ist nicht vorhanden. Für die weitere Aufbereitung der Kennwerte werden beide Populationen zu einer zusammengefasst.

Bei etwa 4 % der untersuchten Population ist der Verhältniswert e_6 kleiner als 1, das heißt die ausgeprägte Streckgrenze R_{eH} ist größer als die Zugfestigkeit R_m . Ursache ist vermutlich eine Alterung, die infolge der Temperatur von ca. 200 °C während des Coil-Coatingprozesses auftritt. Diese wird verursacht von einem übersättigt gelösten Gehalt an Kohlenstoff [56], der bei Stählen nach DIN EN 10326 wegen der großen Toleranzen der chemischen Zusammensetzung vorhanden sein kann. Während des Bandbeschichtungsprozesses, bei dem das Band neben dem Aufbringen der organischen Beschichtung um 1 % bis 3 % gereckt wird, wird die Reckalterung zur Steigerung der Festigkeitseigenschaften - quasi als Bake-Hardening-Effekt - von einigen Herstellern planmäßig ausgenutzt. Die Güte der individuellen Anpassung von Gleichung (12) an die Versuchsergebnisse ist gut, wie der in Tabelle 2 für die Referenzspannung R_m aufgeführte Verhältniswert ψ_m zeigt.

	$e_1 = E / R_{eL}$	$e_4 = R_{eH} / R_{eL}$	$e_5 = R_m / R_{eL}$	$e_6 = R_m / R_{eH}$	ψ_m
	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]
min.	362	1,000	1,072	0,959	0,983
max.	728	1,152	1,444	1,430	1,051
μ	538	1,050	1,207	1,153	1,009
s	67	0,038	0,080	0,106	0,008

Tabelle 2: Verhältniswerte der untersuchten Stahlsorten

		E	R _{eH}	R _{eL}	R _m	A _g	A _u
		[GPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[-]	[-]
S320GD	min.	171,0	321	317	391	0,093	0,185
	max.	243,5	499	498	563	0,214	0,337
	μ	205,9	399	382	465	0,152	0,258
	s	20,5	36	31	34	0,020	0,028
S350GD	min.	168,3	344	331	407	0,076	0,152
	max.	232,0	515	508	552	0,186	0,306
	μ	200,7	410	386	446	0,135	0,231
	s	18,3	38	38	32	0,025	0,036
Stahl gesamt	min.	168,3	321	317	391	0,076	0,152
	max.	243,5	515	508	563	0,214	0,337
	μ	204,5	402	383	460	0,147	0,251
	s	20,1	37	33	35	0,022	0,032

Tabelle 3: Statistische Kennwerte der mechanischen Eigenschaften der Stahlsorten

		Q ₁	C ₁	Q ₂	C ₂	Q ₃	C ₃
		[MPa]	[-]	[MPa]	[-]	[MPa]	[-]
S320GD	min.	121	3	-67	51	5	32
	max.	266	20	-5	2482	71	2833
	μ	204	12	-25	670	10	1701
	s	30	3	15	632	12	824
S350GD	min.	109	3	-86	108	5	267
	max.	272	22	-8	2020	55	3090
	μ	172	13	-27	673	11	1870
	s	29	5	15	577	11	668
Stahl gesamt	min.	109	3	-86	51	5	32
	max.	272	22	-5	2482	71	3090
	μ	196	12	-25	671	10	1744
	s	33	3	15	617	11	789

Tabelle 4: Statistische Kennwerte der Parameter von Gleichung (12) der Stahlsorten

4.2.3 Aluminiumwerkstoffe

Für die Auswertung wurden die Ergebnisse von 16 Zugversuchen an Proben aus der Aluminiumlegierung EN AW-3005 in den Zuständen H27 und H28 und von 33 Zugversuchen im Zustand H48 sowie von 34 Zugversuchen an Proben aus der Aluminiumlegierung EN AW-3105 im Zustand H48 herangezogen. Alle Proben wurden längs zur Walzrichtung entnommen. In Tabelle 6 und in Tabelle 7 sind jeweils der kleinste und größte auftretende Wert, der Mittelwert μ sowie die Standardabweichung s der mechanischen Kennwerte und der Parameter von Gleichung (12) aufgeführt.

Die Streuung der einzelnen Kennwerte ist bei beiden Aluminiumlegierungen nahezu gleich. Die Elastizitätsmoduli liegen im Streuband zwischen 60,0 GPa und 80,0 GPa mit einem Mittelwert der leicht unterhalb des Rechenwerts nach prEN 1999-1-1 von 70,0 GPa liegt. In [65] wird ein Streuband von 2,5 GPa bei der Bestimmung des Elastizitätsmoduls von Aluminium an mehreren Proben einer Charge als ausreichend genau eingestuft. Da die hier ausgewertete Population aus 83 Chargen, die in unterschiedlichen Herstellwerken produziert wurden, stammt, liegt die ermittelte Streuung der gesamten Population von 4,8 GPa in einem bei Aluminiumlegierungen [57], [58] üblichen Bereich. Die Streuung der Festigkeitskennwerte der unterschiedlichen Legierungen ist ungefähr gleich groß. Lediglich die Streuung der Legierung EN AW-3005 in den Zuständen H27 und H28 ist etwas größer, was durch die unterschiedlich spezifizierten Mindestanforderungen an die Eigenschaften in DIN EN 485-2 begründet ist. Eine gemeinsame Auswertung ist jedoch sinnvoll, da alle Proben der Spezifikation des Anwendungsfalls entsprechen und damit auch der Zielsetzung der Arbeit, bei der die Streuung der Werkstoffeigenschaften insgesamt von Interesse ist und nicht die individuelle Streuung eines Werkstoffs in einer Erzeugnisform.

Einige Einzelwerte liegen unter den spezifizierten Mindestwerten der 0,2 % - Dehngrenze und der Zugfestigkeit. Dies ist auf die Anisotropie bei Aluminiumbändern dieser Legierungen zurückzuführen, bei denen die Festigkeitskennwerte in Walzrichtung um bis zu 15 % kleiner sind als die Werte quer zur Walzrichtung [67], [81]. Die Streuung der gesamten Population entspricht in etwa den Streuungen der individuellen Legierungen. Für die weitere Aufbereitung der Kennwerte werden die Populationen zu einer zusammengefasst.

Die Güte der individuellen Anpassung von Gleichung (12) an die Versuchsergebnisse ist gut, wie aus den in Tabelle 5 für die Referenzspannungen $R_{p0,1}$, $R_{p0,2}$ und R_m dargestellten Verhältniswerten $\psi_{p0,1}$, $\psi_{p0,2}$ und ψ_m ersichtlich ist. Eine Korrelation zwischen den Parametern und den Festigkeitskennwerten besteht jedoch nicht.

	$e_1 = E / R_{p0,2}$	$e_2 = R_{p0,01} / R_{p0,2}$	$e_3 = R_{p0,1} / R_{p0,2}$	$e_5 = R_m / R_{p0,2}$	$\psi_{p0,1}$	$\psi_{p0,2}$	ψ_m
	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]
min.	283	0,420	0,871	1,014	0,991	0,976	0,949
max.	417	0,915	0,993	1,170	1,047	1,049	1,078
μ	343	0,730	0,943	1,108	1,017	1,002	0,992
s	30	0,115	0,023	0,030	0,012	0,011	0,019

Tabelle 5: Verhältnswerte der Aluminiumlegierungen

		E	$R_{p0,01}$	$R_{p0,1}$	$R_{p0,2}$	R_m	A_g	A_u
		[GPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[-]	[-]
3005 H27 und H28	min.	60,4	80	160	178	203	0,026	0,032
	max.	77,3	189	207	216	241	0,050	0,095
	μ	67,9	128	180	194	218	0,033	0,056
	s	5,4	31	15	14	13	0,006	0,020
3005 H48	min.	59,9	91	171	180	201	0,007	0,042
	max.	77,3	193	212	217	244	0,041	0,084
	μ	68,0	153	190	202	225	0,029	0,063
	s	5,2	25	10	9	11	0,008	0,016
3105 H48	min.	60,5	95	171	180	200	0,007	0,024
	max.	75,7	174	215	220	246	0,052	0,091
	μ	68,0	146	188	198	217	0,029	0,055
	s	4,2	20	10	10	13	0,011	0,016
Aluminium gesamt	min.	59,9	80	160	178	200	0,007	0,024
	max.	77,3	193	215	220	246	0,052	0,095
	μ	68,0	145	187	199	220	0,030	0,058
	s	4,8	25	12	11	13	0,009	0,017

Tabelle 6: Statistische Kennwerte der mechanischen Eigenschaften der Aluminiumlegierungen

		Q ₁	C ₁	Q ₂	C ₂
		[MPa]	[-]	[MPa]	[-]
3005 H28	min.	25	65	22	1518
	max.	51	201	93	5328
	μ	38	158	56	2292
	s	8	45	22	860
3005 H48	min.	24	28	15	812
	max.	178	193	90	3995
	μ	42	125	43	1956
	s	27	59	18	746
3105 H48	min.	16	24	16	1143
	max.	50	216	112	5759
	μ	31	127	47	2596
	s	8	58	19	1350
Aluminium gesamt	min.	16	24	15	812
	max.	178	216	112	5759
	μ	37	133	47	2299
	s	18	57	20	1093

Tabelle 7: Statistische Kennwerte der Parameter von Gleichung (12) von Aluminium

4.2.4 Diskussion der Ergebnisse

Der Verhältniswert $e_1 = E / k_{f0}$ ist bei den untersuchten Stählen im Mittel um ungefähr 50% größer als bei den Aluminiumlegierungen. Der Übergang zu plastischen Dehnungen ist bei den untersuchten Werkstoffen gänzlich unterschiedlich. Die Stähle weisen mit wenigen Ausnahmen eine ausgeprägte Streckgrenze auf. Der un stetige Übergang zu plastischen Dehnungen wird durch den Verhältniswert $e_4 = R_{eH} / R_{eL}$ beschrieben. Die Spannung fällt nach Überschreiten der oberen Streckgrenze R_{eH} um maximal 15 % auf die untere Streckgrenze R_{eL} ab. Die Aluminiumlegierungen weisen einen kontinuierlichen Übergang zu plastischen Dehnungen auf, der charakterisiert wird durch die Verhältniswerte $e_2 = R_{p0,01} / R_{p0,2}$ und $e_3 = R_{p0,1} / R_{p0,2}$. Die Verhältniswerte stimmen mit in [66] aufgeführten Ergebnissen von über 1800 Zugversuchen an unterschiedlichen Aluminiumlegierungen überein. Das Verhältnis $e_5 = R_m / k_{f0}$ ist bei Stahl um etwa 10 % größer als bei Aluminium. In Verbindung mit der im Mittel 3,5 mal größeren Gleichmaßdehnung bei Stahl wird das erheblich größere Verfestigungspotenzial der untersuchten Stähle deutlich.

Bemerkenswert ist die Tatsache, dass sich auch die Aluminiumlegierungen in der Regel problemlos, das heißt rissfrei, zum Walzprofilieren eignen, obwohl die gemessenen Gleichmaß- und Bruchdehnungen sehr gering sind und deutlich unter den in [8], [15] empfohlenen Mindestwerten liegen.

Mit den vorliegenden Daten stehen für die weitere Untersuchung statistische Kenngrößen zur Verfügung, die es ermöglichen, die Parameter der verwendeten Stoffgesetze in einer Sensitivitätsanalyse realistisch zu variieren.

Abbildung 12 und Abbildung 13, in denen die Fließkurven der Grundgesamtheit aller Zugversuche je Werkstoff in einer normierten Form dargestellt sind, verdeutlichen diese Aussage. Die mit dem jeweiligen Minimum und Maximum von e_5 berechneten Grenzkurven stellen die Einhüllende der Grundgesamtheit dar. Die scheinbaren Abweichungen zwischen berechneten und experimentell bestimmten Fließkurven beim Übergang zu plastischen Dehnungen in Abbildung 13 sind durch die Normierung bedingt. Bei der Anpassung der Parameter an Gleichung (12) wurde als Fließgrenze $k_{f0} = R_{p0,01}$ und nicht die 0,2 % - Dehngrenze $R_{p0,2}$ verwendet.

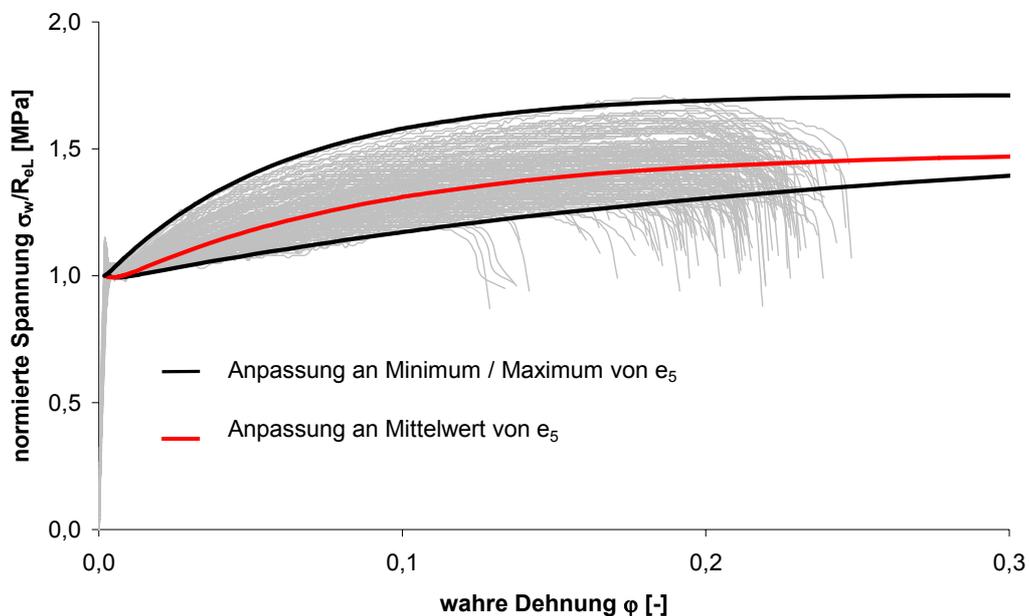


Abbildung 12: Fließkurven und rechnerisch angepasste Kurven bei Stahl

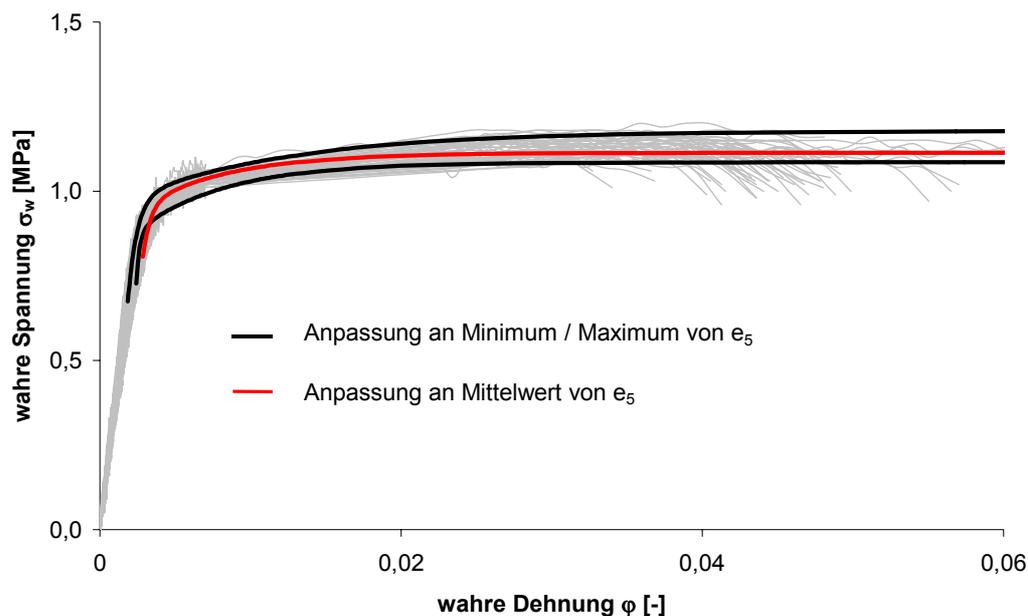


Abbildung 13: Fließkurven und rechnerisch angepasste Kurven bei Aluminium

4.3 Eigene ergänzende Versuche

4.3.1 Versuchswerkstoffe

Zur Bestimmung der Parameter des nichtlinearen Verfestigungsanteils wurden Proben aus 6 Stahlbändern der Sorte S320GD und 4 Aluminiumbändern der Legierung EN AW-3005 aus der Grundgesamtheit entnommen. Die Auswahl erfolgte hinsichtlich der Verhältniszerte e_1 bis e_6 , wobei darauf geachtet wurde, dass die individuellen Verhältniszerte der Proben im Intervall $\mu - s$ bis $\mu + s$ der jeweiligen Grundgesamtheit liegen. Hierdurch ist es möglich, die in den großen Stichproben im Zugversuch ermittelte statistische Verteilung auf die Parameter C und γ zu übertragen und somit konsistente Eingabedaten für die Stoffgesetze bei den numerischen Simulationsberechnungen zu erhalten.

In Tabelle 8 sind die Versuchswerkstoffe und die an Zugversuchen in Walzrichtung bestimmten Verhältniszerte aufgeführt. Die Stahlbänder haben eine zusätzliche organische Beschichtung in einem Coil-Coatingprozess erhalten. Die Aluminiumproben im Zustand H28 haben eine stucco-dessinierte Oberfläche. Die Stahlproben stammen aus 4 unterschiedlichen Herstellwerken und die Aluminiumproben stammen aus 3 unterschiedlichen Herstellwerken.

Bezeichnung	Werkstoff	t_N	$e_1 = E / k_{f0}$	$e_2 = R_{p0,01} / k_{f0}$	$e_3 = R_{p0,1} / k_{f0}$	$e_4 = R_{eH} / k_{f0}$	$e_5 = R_m / k_{f0}$	$e_6 = R_m / k_{f0}$
		[mm]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]
ab11	EN AW-3005 H48	1,00	374	0,886	0,957	-	1,095	-
ab12	EN AW-3005 H48	1,00	358	0,684	0,927	-	1,107	-
as20	EN AW-3005 H28	1,00	348	0,797	0,947	-	1,111	-
as23	EN AW-3005 H28	1,00	353	0,799	0,951	-	1,132	-
sa01	S320GD+Z275	0,88	411	0,679	0,953	-	1,231	-
sa02	S320GD+Z275	0,88	593	-	-	1,047	1,114	1,064
sa05	S320GD+Z275	1,00	489	-	-	1,047	1,258	1,202
sa07	S320GD+Z275	1,00	615	-	-	1,106	1,221	1,104
sa10 ¹⁾	S320GD+Z275	1,00	565	-	-	1,090	1,095	1,004
sa11 ¹⁾	S320GD+Z275	1,25	587	-	-	1,070	1,126	1,052

¹⁾ Proben wurden quer zur Walzrichtung geprüft.

Tabelle 8: Untersuchte Werkstoffe

4.3.2 Zugversuche

Für die Zugversuche werden nichtproportionale Proben A_{50mm} nach DIN EN 10002-1 verwendet. Abweichend von den Vorgaben in DIN EN 10002-1 werden die Versuche entsprechend den Angaben zur Fließkurvenermittlung in SEP 1240 mit einer konstanten Dehngeschwindigkeit von 0,004 / s durchgeführt. Die Versuche werden auf einer 300 kN Universalprüfmaschine Fabrikat UTS durchgeführt. Die Längenänderung wird mit einem Feindehnmesser Fabrikat UTS gemessen. Die Versuchswerkstoffe werden längs und quer zur Walzrichtung geprüft. Hierdurch wird die vorhandene Anisotropie der mechanischen Werkstoffeigenschaften näherungsweise erfasst. Auf eine genauere Bestimmung der Anisotropie nach ISO 10113 wird aufgrund des geringen Einflusses beim Walzprofilieren jedoch verzichtet. An den Proben sa10 und sa11 werden jedoch lediglich Proben quer zur Walzrichtung geprüft.

4.3.3 Quasi-statische Lastwechselversuche

Für die Lastwechselversuche werden Proben entsprechend Abbildung 10 mit einer Breite $B = 12,5$ mm verwendet. Dies entspricht den Abmessungen von nichtproportionalen Proben A_{50mm} nach DIN EN 10002-1, wodurch ein eventuell vorhandener Größeneinfluss auf die Ergebnisse der unterschiedlichen Prüfungen vermieden wird. Die Lastwechselversuche werden mit einer konstanten Dehngeschwindigkeit von $3,3 \cdot 10^{-4} \cdot 1/s$ durchgeführt. Die Versuche werden auf einer 10 kN Universalprüfmaschine Fabrikat Schenck durchgeführt. Die Längenänderung wird mit einem Feindehnmesser Fabrikat HBM gemessen. Alle Proben werden quer

zur Walzrichtung ausgearbeitet. Es werden Versuche mit unterschiedlichen Dehnungsamplituden $\Delta\varepsilon_p/2$ jeweils bis zum Erreichen einer Stabilisierung durchgeführt. Eine Abhängigkeit der Parameter von der Mitteldehnung ε_m wird durch Prüfungen auf unterschiedlichen Dehnungshorizonten erfasst.

Die für das Walzprofilieren zu erwartenden Dehnungsamplituden werden mit Hilfe der elementaren Biegetheorie unter Verwendung der Definition des Rückfederungsverhältnisses k_R [73] abgeschätzt. Die Lage der neutralen Faser r_n ist beim Biegen mit kleinen Biegeradien nicht identisch mit der Mittelfaser des Querschnitts [8]. Die Lage der neutralen Faser kann beim querkraftfreien Biegen unter der Voraussetzung des Ebenbleibens der Querschnitte und der Verwendung eines starr-plastischen Werkstoffverhaltens zu

$$r_n = \sqrt{r_i \cdot r_a} \quad (27)$$

berechnet werden. Hierin ist r_i der Biegeradius an der Innenfaser und r_a der Biegeradius an der Außenfaser. Der Einfluss der Verschiebung der neutralen Faser von der Mittellinie des Blechs vor dem Biegen wird unter Verwendung der bei Trapezprofilen üblichen r_i/t – Verhältnissen abgeschätzt. Stellt man in Gleichung (27) den Radius r_a in Abhängigkeit des r_i/t – Verhältnisses dar, so ergibt sich für die Lage der neutralen Faser

$$r_n = \sqrt{r_i \cdot \left(r_i + \frac{r_i}{\eta} \right)} = r_i \cdot \sqrt{1 + \frac{1}{\eta}} \quad (28)$$

mit $\eta = r_i/t$ und somit die maximale prozentuale Abweichung f_r von der Mittellinie zu

$$f_r = \left(1 - \frac{\sqrt{1 + \frac{1}{\eta}}}{1 + \frac{1}{2 \cdot \eta}} \right) \cdot 100 \% \quad (29)$$

Setzt man in (29) $\eta = 2$, ergibt sich $f_r \approx 2 \%$ und für $\eta = 4$, ergibt sich $f_r \approx 0,6 \%$. Die Verschiebung der neutralen Faser kann demnach vernachlässigt werden. Die aus der Biegung resultierende Randdehnung $\varepsilon_{R,W}$ des Blechs im Werkzeug ergibt sich dann aus dem Krümmungsradius zu

$$\varepsilon_{R,W} = \frac{t}{2 \cdot \left(r_j + \frac{t}{2} \right)} \quad (30)$$

mit dem Biegeradius r_j der j -ten Umformstufe und der Blechdicke t . Die Randdehnung $\varepsilon_{R,R}$ des Blechs nach Verlassen eines Werkzeugs wird mit der Definition des Rückfederungsverhältnisses

$$k_R = \frac{r_R}{r_W} = \frac{\alpha_R}{\alpha_W} \quad (31)$$

mit dem Krümmungsradius r und dem Biegewinkel α - der Index W zeigt den Zustand im Werkzeug und der Index R den Zustand nach Verlassen des Werkzeugs an - berechnet zu

$$\varepsilon_{R,R} = \frac{t}{2 \cdot \left(\frac{r_j}{k_R} + \frac{t}{2} \right)} \quad (32)$$

Der experimentell abzusichernde Bereich der auftretenden Dehnungsamplituden $\Delta\varepsilon_p/2$ kann somit mit Gleichungen (30) und (32) aus der Dehnungsdifferenz

$$\Delta\varepsilon_R = \left| \varepsilon_{R,W} - \varepsilon_{R,R} \right| \quad (33)$$

gemäß Abbildung 14 abgeschätzt werden.

Mit Angaben für den Rückfederungskoeffizienten k_R aus [73] und den Ergebnissen von Simulationsberechnungen des Verlaufs des Biegewinkels während des Herstellprozesses eines U-Profils [34] können die zu erwartenden Dehnungsamplituden abgeschätzt werden. In Abbildung 15 sind die mit dem Finite-Element-Modell aus [34] mit Stahl und Aluminium berechneten Verläufe des Biegewinkels dargestellt. Die Biegewinkeldifferenz nach der letzten Umformstufe stimmt qualitativ mit Angaben in [8] für Stähle mit vergleichbaren mechanischen Eigenschaften überein.

Nach Tabelle 9 ergibt sich bei Stahl in der ersten Umformstufe ein Rückfederungskoeffizient $k_R \approx 0,52$ und in der letzten Stufe ein Rückfederungskoeffizient $k_R \approx 0,99$. Bei Aluminium ergibt sich in der ersten Umformstufe ein Rückfederungskoeffizient $k_R \approx 0,33$ und in der letzten Stufe ein Rückfederungskoeffizient $k_R \approx 0,93$.

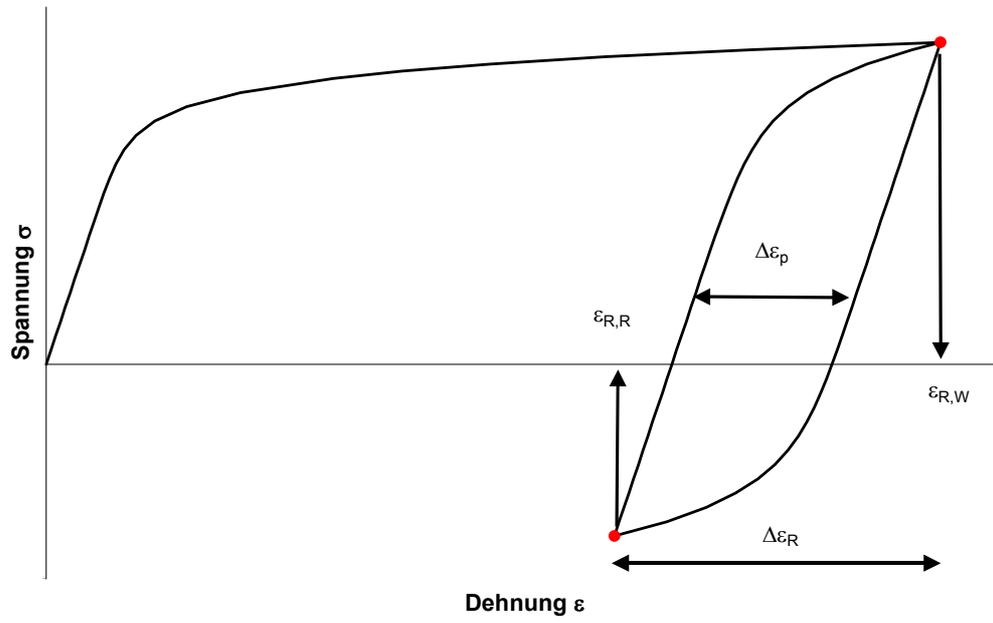


Abbildung 14: Abschätzung der Dehnungsamplitude

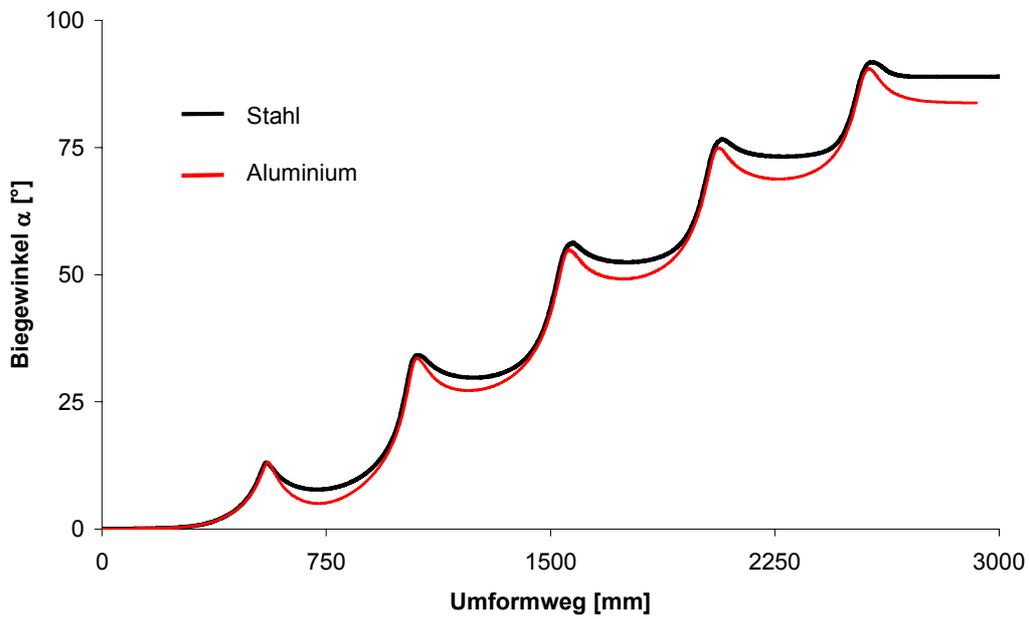


Abbildung 15: Verlauf des Biegewinkels während des Herstellprozess eines U-Profiles aus Stahl und Aluminium

Dieser Unterschied ist in Abbildung 15 ersichtlich und kann auch aus dem Verhältniswert $e_1 = E / k_{f0}$ der Grundgesamtheit abgelesen werden, der bei Stahl im Mittel 1,5 mal größer als bei Aluminium ist. Mit den Rückfederungskoeffizienten ergibt sich unter Verwendung eines Biegeradius in der ersten Stufe von $r_1 = 20$ mm eine maximale Dehnungsdifferenz $\Delta\varepsilon_R \approx 1,7$ %. Hieraus ergeben sich bei Berücksichtigung der Mittelwerte des Elastizitätsmoduls und der Streck- oder 0,2 %-Dehngrenze als Maximalwert der Dehnungsamplitude bei Stahl und bei Aluminium $\Delta\varepsilon_p/2 \approx 0,50$ %. Die bei den Versuchen verwendeten Prüfparameter ε_m und $\Delta\varepsilon_p/2$ sind in Abbildung 16 dargestellt. Beim Festlegen der Dehnungsamplituden wurden in [55] dokumentierte Ergebnisse berücksichtigt, wonach zur Beschreibung der kinematischen Verfestigung bei Baustählen nach DIN EN 10326 besonders kleine Dehnungsamplituden von Bedeutung sind, da diese bereits bei kleinen Dehnungsamplituden in einen stabilisierten Zustand übergehen. Vergleichbare Ergebnisse liegen für die untersuchten Aluminiumlegierungen nicht vor. In [67] sind in Einzelversuchen bestimmte Parameter angegeben, bei denen sich ein stabilisierter Zustand ebenfalls bereits nach der ersten Hysterese einstellte.

	Winkel α_W	[°]	15,0	35,0	55,0	75,0	90,0
Stahl	Winkel α_R	[°]	7,8	29,7	52,4	73,2	88,9
	Koeffizient k_R	[-]	0,52	0,85	0,95	0,98	0,99
	Winkel α_R	[°]	5,0	27,2	49,1	68,8	83,8
Aluminium	Koeffizient k_R	[-]	0,33	0,78	0,89	0,92	0,93

Tabelle 9: Rückfederungskoeffizienten

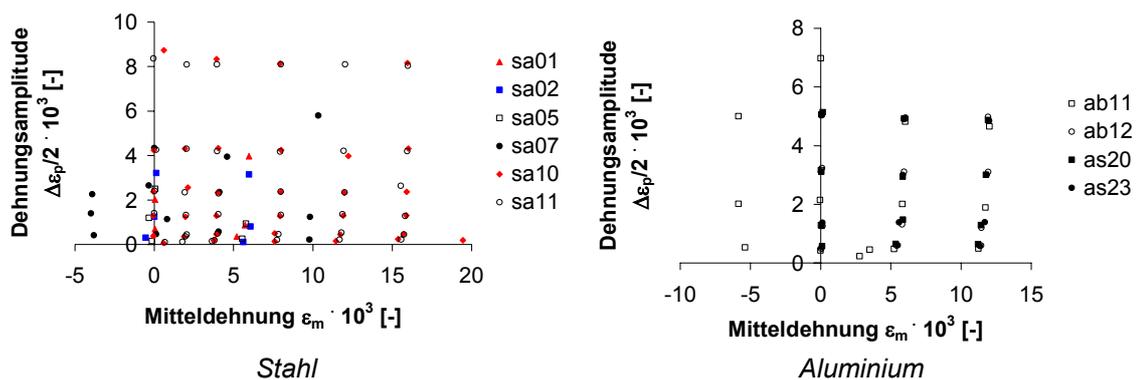


Abbildung 16: Parameterspektrum der durchgeführten Lastwechselversuche

4.3.4 Ergebnisse für die Stahlwerkstoffe

Die im Zugversuch ermittelten Kennwerte sind in Tabelle 10 aufgeführt. An den Proben sa10 und sa11 wurden lediglich Proben quer zur Walzrichtung geprüft. Die Spannungs-Dehnungskurven weisen mit Ausnahme der Probe sa01 eine ausgeprägte Streckgrenze auf. Der Übergang zu plastischen Dehnungen erfolgt bei Probe sa01 stetig. Die Fließkurven der untersuchten Stähle können mit Gleichung (12) sehr gut angepasst werden. Die zugehörigen Parameter sind in Tabelle 11 aufgeführt. Bei Spannungs-Dehnungskurven, die eine geringe Lüdersdehnung aufweisen und anschließend stark verfestigen, ist die Anpassung dieses Übergangs problematisch. In Abbildung 17 ist der Bereich einer große Fehlerquadratsumme dargestellt, der mit dem Ende der Lüdersdehnung und der beginnenden Verfestigung zusammenfällt. Die große Fehlerquadratsumme beruht auf der Differenz der Gradienten der Spannungs-Dehnungskurve an dieser Unstetigkeitsstelle. Mit größer werdendem Betrag der Lüdersdehnung nimmt die Güte der Anpassung in diesem Bereich zu. Die Abweichung zwischen gemessenem zu prognostiziertem Verlauf der Fließkurve sind im Vergleich zu den bei Stählen oft verwendeten Ansätze nach Ludwik oder Swift [40] bei kleinen Dehnungen jedoch gering, wie aus der Gegenüberstellung in Abbildung 17 zu sehen ist. Eine Extrapolation dieser Ansätze nähert die Fließkurve vor der alterungsbedingten Entstehung der ausgeprägten Streckgrenze im Bereich kleiner Dehnungen gut an. Im Gegensatz hierzu kann mit dem hier verwendeten Summenansatz der Krümmungswechsel in der Fließkurve abgebildet werden.

		E [GPa]	R _{eH} [MPa]	R _{eL} [MPa]	R _m [MPa]	A _g [-]	A _u [-]
sa01 *	L	174,2	424	288	522	0,186	0,255
	Q	198,0	414	292	521	0,133	0,242
sa02	L	228,8	416	386	428	0,188	0,284
	Q	225,3	498	413	435	0,233	0,316
sa05	L	187,4	401	383	482	0,171	0,315
	Q	227,5	388	374	484	0,197	0,275
sa07	L	219,4	395	356	436	0,151	0,247
	Q	218,3	423	383	438	0,163	0,243
sa10	Q	221,0	426	391	428	0,116	0,204
sa11	Q	219,3	401	374	421	0,095	0,200

* keine ausgeprägte Streckgrenze, R_{eL} entspricht R_{p0,01} und R_{eH} entspricht R_{p0,2}

Tabelle 10: Charakteristische mechanische Kennwerte der untersuchten Stahlwerkstoffe

		Q_1 [MPa]	C_1 [-]	Q_2 [MPa]	C_2 [-]	Q_3 [MPa]	C_3 [-]
sa01	L	198	7	-1	6968	50	51
	Q	198	11	-1	5559	26	2475
sa02	L	226	8	-59	43	6	43
	Q	234	5	-50	88	5	88
sa05	L	245	11	-460	508	435	540
	Q	235	11	-135	623	123	689
sa07	L	179	13	-18	219	5	2426
	Q	162	12	-27	219	6	1457
sa10	Q	174	19,8	-83	55	3,7	2116
sa11	Q	157	18,6	-53	100	1,2	2091

Tabelle 11: Parameter für Gleichung (12) der untersuchten Stahlwerkstoffe

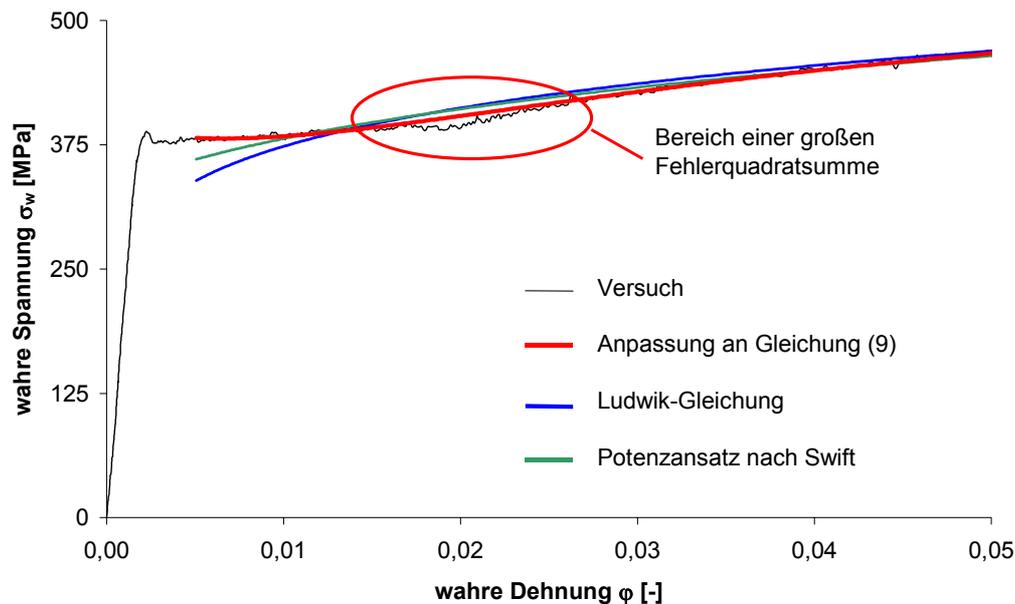


Abbildung 17: Anpassung an die Fließkurve im Bereich der Lüdersdehnung und Vergleich mit verschiedenen Ansätzen zur Beschreibung der Fließkurve –Probe sa05Q

Bei den Lastwechselversuchen führte bei einer Mitteldehnung $\varepsilon_m \approx 0$ und kleinen Dehnungsamplituden das Auftreten einer ausgeprägten Streckgrenze zu Problemen. Der Spannungsabfall führte aufgrund der Trägheit bei der Regelung der Prüfmaschine zu einer größeren Dehnung als die nach Versuchsplan vorgesehene. Daher musste in diesen Fällen die erste Hysterese mit einer größeren Dehnungsamplitude als dem eigentlichen Versuchsparameter durchgeführt werden. In Abbildung 18 ist die erste Hysterese eines Versuchs bei einer Mitteldehnung $\varepsilon_m = 0$ und einem Stahl mit

ausgeprägter Streckgrenze zu sehen. Die gewollte Dehnungsamplitude wurde in diesen Fällen ab der zweiten Hysterese eingestellt. Die Änderung der Steigung des elastischen Anteils in Abhängigkeit der akkumulierten Dehnungen ε_{akk} ist in bezogener Darstellung für die Proben sa01 und sa02 auf Abbildung 19 zu sehen. Die ermittelten Steigungen an der Probe sa01, die keine ausgeprägte Streckgrenze und ein hohes Verfestigungsvermögen aufweist, nehmen mit zunehmender akkumulierter Dehnung ab. Bei der Probe sa02, die eine stark ausgeprägte Streckgrenze und ein geringeres Verfestigungsvermögen hat, ist diese Tendenz hingegen nur schwach ausgeprägt. Auffällig bei allen Proben ist, dass die Steigung bei abnehmender Spannung geringer als bei zunehmender Spannung ist. Eine zufriedenstellende Anpassung der Ergebnisse an den Ansatz (8) ist mir nicht gelungen. In Abbildung 20 ist der Einfluss der Mitteldehnung ε_m auf das Verfestigungsverhalten am Beispiel zweier Versuche mit stufenweise gesteigerter plastischer Dehnungsamplitude $\Delta\varepsilon_p/2$ zu sehen. Bei einer Mitteldehnung $\varepsilon_m = 0,00$ sind die Spannungs-Dehnungshysteresen symmetrisch zum Ursprung. Abweichend hiervon zeigt sich bei einer Mitteldehnung $\varepsilon_m \approx 0,009$ der Einfluss der kinematischen Verfestigung deutlich. Der elastische Bereich ist verschoben und der Versatz verringert sich mit zunehmender Dehnungsamplitude, bis er bei $\Delta\varepsilon_p/2 \approx 0,01$ verschwindet.

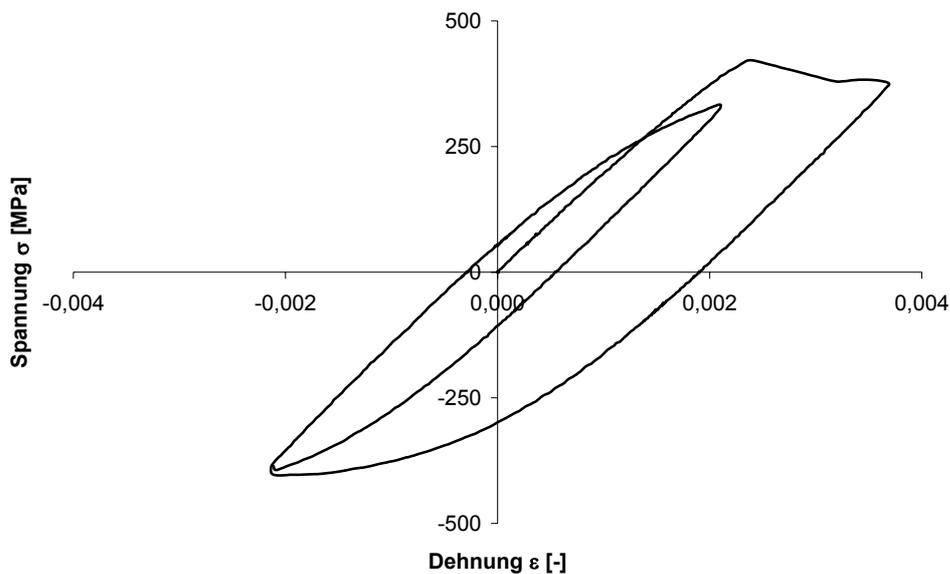


Abbildung 18: Kleine Dehnungsamplitude bei Mitteldehnung $\varepsilon_m \approx 0$ bei einem Stahl mit ausgeprägter Streckgrenze

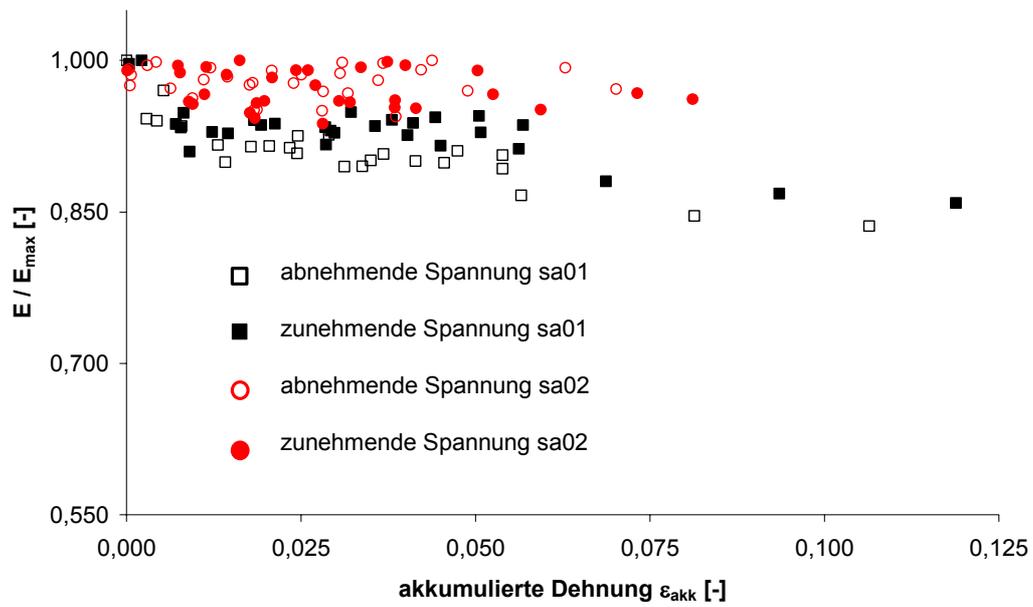


Abbildung 19: Steigung des elastischen Anteils in Abhängigkeit der akkumulierten Dehnung

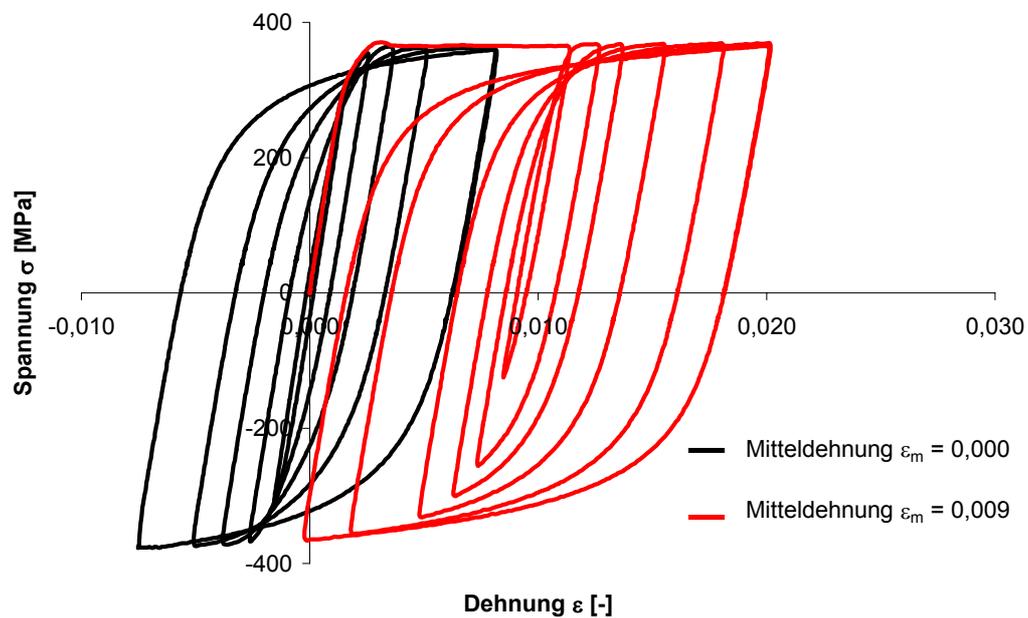


Abbildung 20: Einfluss der Mitteldehnung auf das Verfestigungsverhalten

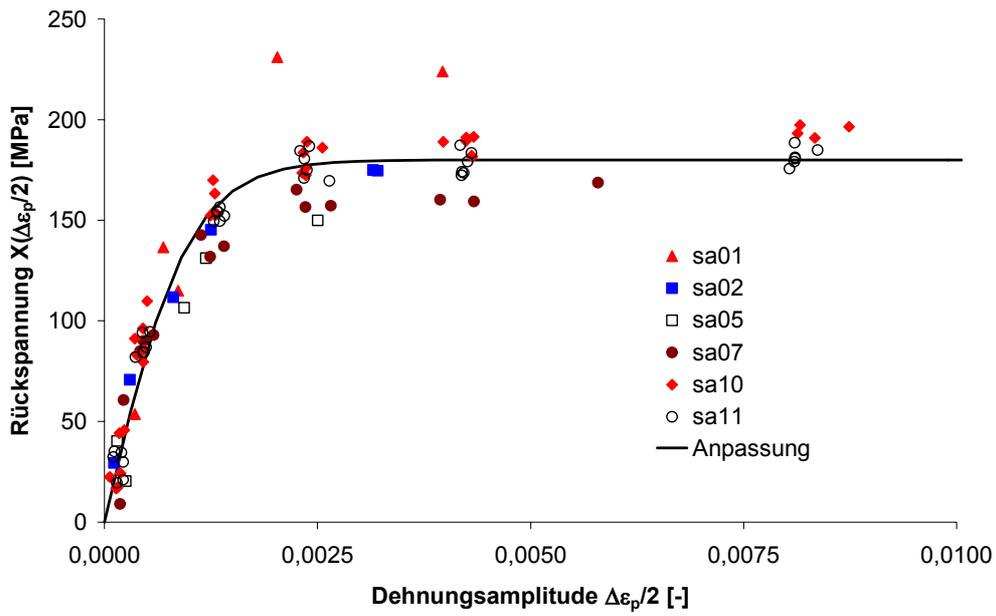


Abbildung 21: Rückspannung X in Abhängigkeit der Dehnungsamplitude $\Delta\epsilon_p/2$

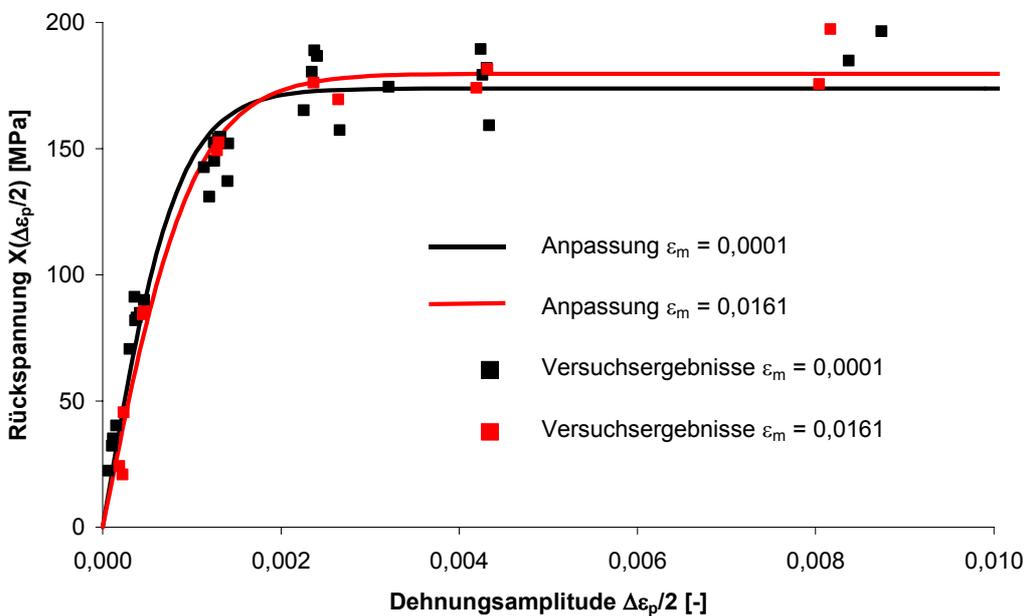


Abbildung 22: Rückspannung X in Abhängigkeit der Dehnungsamplitude $\Delta\epsilon_p/2$ bei unterschiedlicher Mitteldehnung ϵ_m

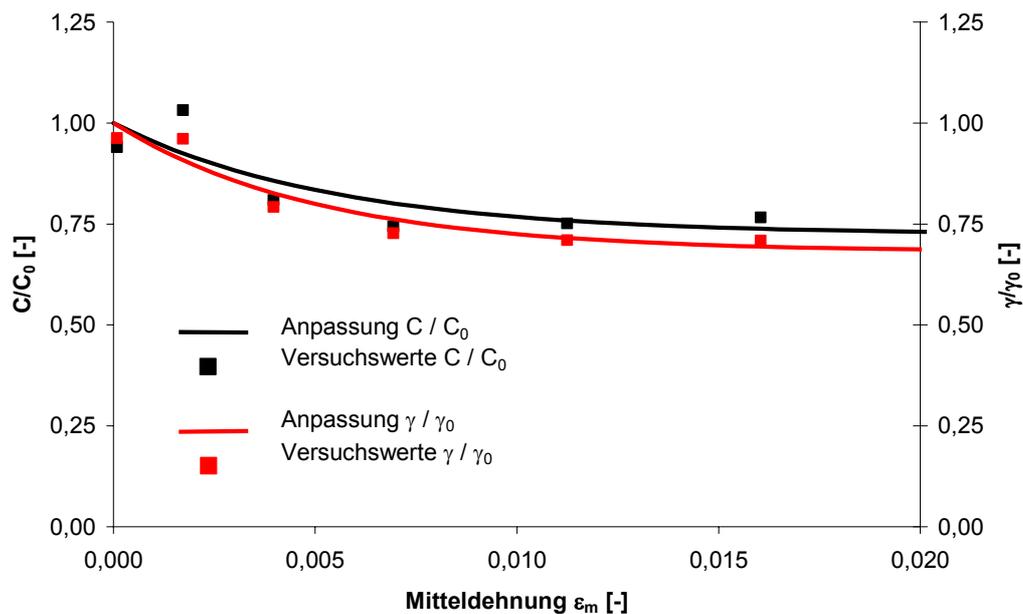


Abbildung 23: Änderung der Parameter C und γ in Abhängigkeit der Mitteldehnung ϵ_m

Die Bestimmung der Parameter C und γ des Chaboche-Modells aus der Gesamtheit aller vorliegenden Lastwechselversuche ist in Abbildung 21 zu sehen. Die an den Proben sa02, sa05, sa07, sa10 und sa11 bestimmten Ergebnisse liegen in einem engen Streuband. Die Ergebnisse der Probe sa01 weichen besonders bei mittleren Dehnungsamplituden hiervon deutlich ab. Die Ursache hierfür ist der unterschiedliche Verlauf der Spannungs-Dehnungskurven. Die Parameter ergeben sich zu $C = 188,1$ GPa und $\gamma = 1056$. Obwohl die Fehlerquadratsumme durch die Ergebnisse der Probe sa01 deutlich steigt, ändern sich die Parameter nur geringfügig wenn diese berücksichtigt werden. Eine getrennte Auswertung erfolgt daher nicht.

In Abbildung 22 ist die Entwicklung der Rückspannung X in Abhängigkeit der Mitteldehnung ϵ_m dargestellt. Hierbei wurden die Ergebnisse der Probe sa01 nicht berücksichtigt, da sich hier die abweichende Charakteristik der Fließkurve auf die Anpassung auswirkt. Die Parameter C und γ bei der Mitteldehnung $\epsilon_m = 0,0001$ wurden aus den Ergebnissen von Mitteldehnungen zwischen $-0,004$ und $0,002$ und die bei der Mitteldehnung $\epsilon_m = 0,0161$ wurden aus den Ergebnissen von Mitteldehnungen zwischen $0,015$ und $0,019$ bestimmt. Bei der Mitteldehnung $\epsilon_m = 0,0001$ ergibt sich der Parameter $C = 211,3$ GPa und $\gamma = 1216$ und bei der Mitteldehnung $\epsilon_m = 0,0161$ ergibt sich der Parameter $C = 177,7$ GPa und $\gamma = 989$.

Die an den Proben sa02, sa05, sa07, sa10 und sa12 bestimmten Parameter C und γ sind in Abhängigkeit des Betrags der Mitteldehnung ϵ_m in Abbildung 23 in einer normierten Form dargestellt. Die Streuung der Parameter bei einer Mitteldehnung wurde hierbei durch Mittelwertbildung der probenspezifischen Parameter eliminiert. Zusätzlich sind in Abbildung 23 die an die Sättigungsfunktionen (10) und (11)

angepassten Kurven eingezeichnet. Die Anpassung an Gleichung (10) ergibt die Kennwerte $C_0 = 231,1$ GPa, $C_t = 63,9$ GPa und $s = 183$. Die Anpassung an Gleichung (11) ergibt die Kennwerte $\gamma_0 = 1391$, $\gamma_t = 444$ und $s = 198$.

4.3.5 Ergebnisse für die Aluminiumwerkstoffe

Die im Zugversuch ermittelten Kennwerte der Aluminiumproben sind in Tabelle 12 und in Tabelle 13 aufgeführt. Die Kennwerte weisen keine signifikanten Besonderheiten auf. Der Übergang zu plastischen Dehnungen wird bei Verwendung von zwei Summengliedern in Gleichung (12) ebenso gut abgebildet wie der Bereich größerer Dehnungen. Dies ist exemplarisch am Beispiel der Anpassung von Gleichung (12) an die in und quer zur Walzrichtung bestimmten Fließkurven der Probe ab12 in Abbildung 24 dargestellt.

Die Änderung der Steigung des elastischen Anteils in Abhängigkeit der akkumulierten Dehnungen ε_{akk} ist in bezogener Darstellung auf Abbildung 25 zu sehen. Die Steigungen nehmen mit zunehmender akkumulierter Dehnung ab. Einen signifikanten Unterschied zwischen der Steigung bei zunehmender und abnehmender Spannung besteht im Gegensatz zu den Stahlproben nicht. Eine zufriedenstellende Anpassung der Ergebnisse an den Ansatz (8) ist mir nicht gelungen.

		E	$R_{p0,01}$	$R_{p0,1}$	$R_{p0,2}$	R_m	A_g	A_u
		[GPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[-]	[-]	[MPa]
ab11	L	79,0	187	202	211	231	0,026	0,036
	Q	75,5	188	211	219	246	0,029	0,036
ab12	L	73,8	141	191	206	228	0,026	0,036
	Q	75,3	176	204	216	234	0,028	0,034
as20	L	72,0	165	196	207	230	0,023	0,029
	Q	75,1	178	206	218	241	0,036	0,047
as23	L	72,0	163	194	204	231	0,022	0,025
	Q	71,2	174	199	213	235	0,028	0,037

Tabelle 12: Charakteristische mechanische Kennwerte der untersuchten Aluminiumlegierungen

		Q ₁ [MPa]	C ₁ [-]	Q ₂ [MPa]	C ₂ [-]
ab11	L	33	107	17	1867
	Q	32	80	28	2180
ab12	L	40	167	51	3419
	Q	30	127	32	2800
as20	L	33	127	36	1501
	Q	32	94	38	1413
as23	L	33	141	34	1657
	Q	30	100	38	1164

Tabelle 13: Parameter für Gleichung (12) der untersuchten Aluminiumlegierungen

In Abbildung 26 ist der Einfluss der Mitteldehnung ε_m auf das Verfestigungsverhalten am Beispiel zweier Versuche mit stufenweise gesteigerter Dehnungsamplitude $\Delta\varepsilon_p/2$ zu sehen. Bei einer Mitteldehnung $\varepsilon_m = 0,000$ sind die Spannungs-Dehnungshysteresen symmetrisch zum Ursprung. Abweichend hiervon zeigt sich bei einer Mitteldehnung $\varepsilon_m = 0,012$ der Einfluss der kinematischen Verfestigung deutlich. Der elastische Bereich ist verschoben und der Versatz verringert sich mit zunehmender Dehnungsamplitude, bis er bei $\Delta\varepsilon_p/2 \approx 0,01$ verschwindet.

Die Bestimmung der Parameter C und γ des Chaboche-Modells aus der Gesamtheit aller vorliegenden Lastwechselversuche ist auf Abbildung 27 zu sehen. Alle Ergebnisse liegen in einem engen Streuband, wobei das Streuband mit zunehmender Dehnungsamplitude kleiner wird. Die Parameter ergeben sich zu $C = 51,9$ GPa und $\gamma = 481$. In Abbildung 28 ist die Entwicklung der Rückspannung X in Abhängigkeit der Mitteldehnung ε_m dargestellt. Bei der Mitteldehnung $\varepsilon_m = 0,000$ ergeben sich die Parameter $C = 80,5$ GPa und $\gamma = 767$ und bei der Mitteldehnung $\varepsilon_m = 0,012$ ergeben sich die Parameter $C = 40,1$ GPa und $\gamma = 358$. Die an der Gesamtheit aller Ergebnisse bestimmten Parameter C und γ sind in Abhängigkeit des Betrags der Mitteldehnung ε_m in Abbildung 29 in einer normierten Form dargestellt. Zusätzlich sind in Abbildung 29 die an die Sättigungsfunktionen nach Gleichung (10) und Gleichung (11) angepassten Kurven eingezeichnet. Die Anpassung an Gleichung (10) ergibt die Kennwerte $C_0 = 75,3$ GPa, $C_t = 36,1$ GPa und $s = 273$. Die Anpassung an Gleichung (11) ergibt die Kennwerte $\gamma_0 = 772$, $\gamma_t = 376$ und $s = 289$.

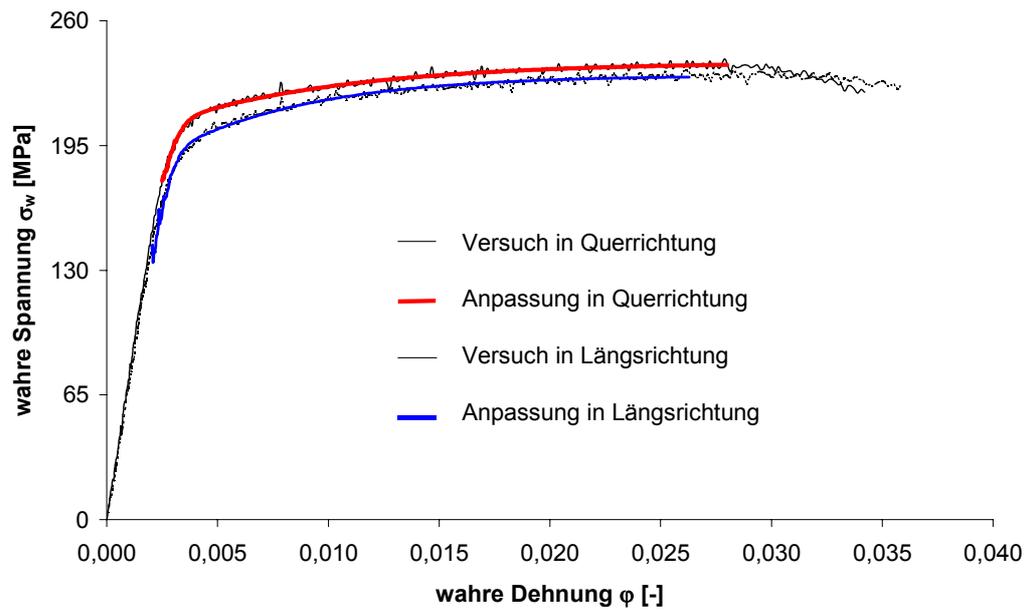


Abbildung 24: Fließkurven der Probe ab12

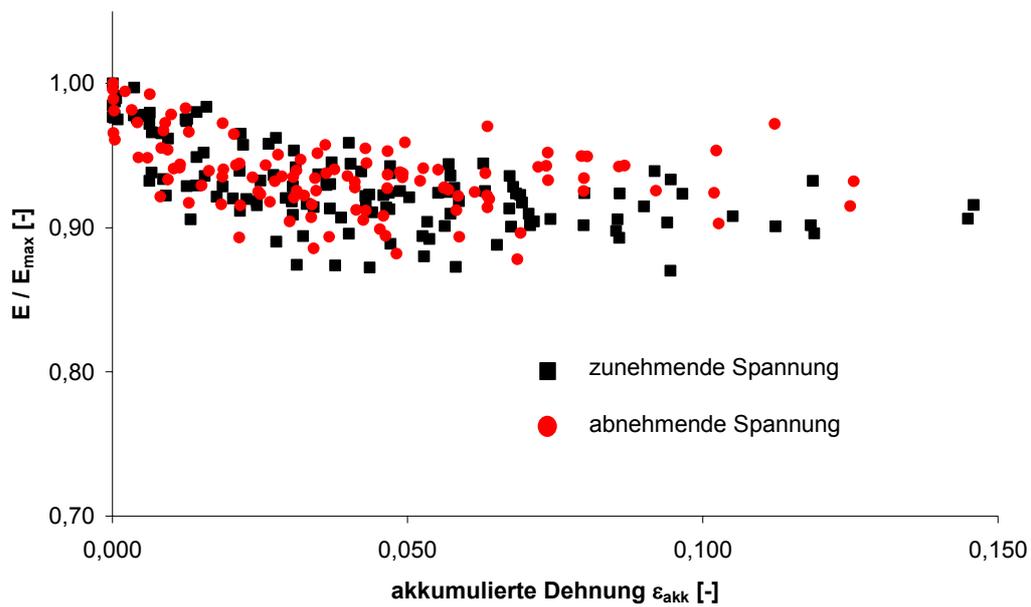


Abbildung 25: Steigung des elastischen Anteils in Abhängigkeit der akkumulierten Dehnung

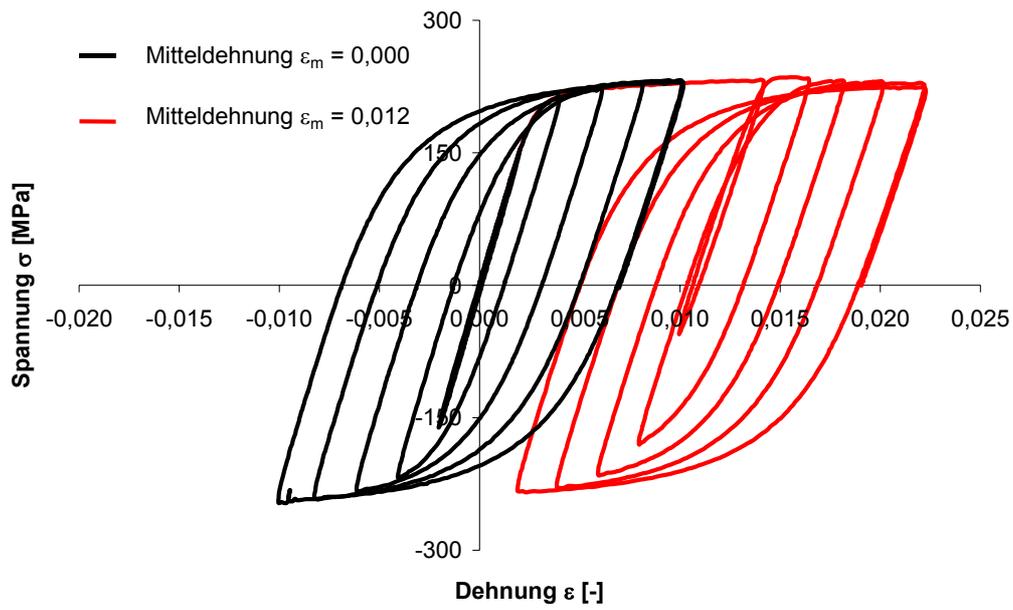
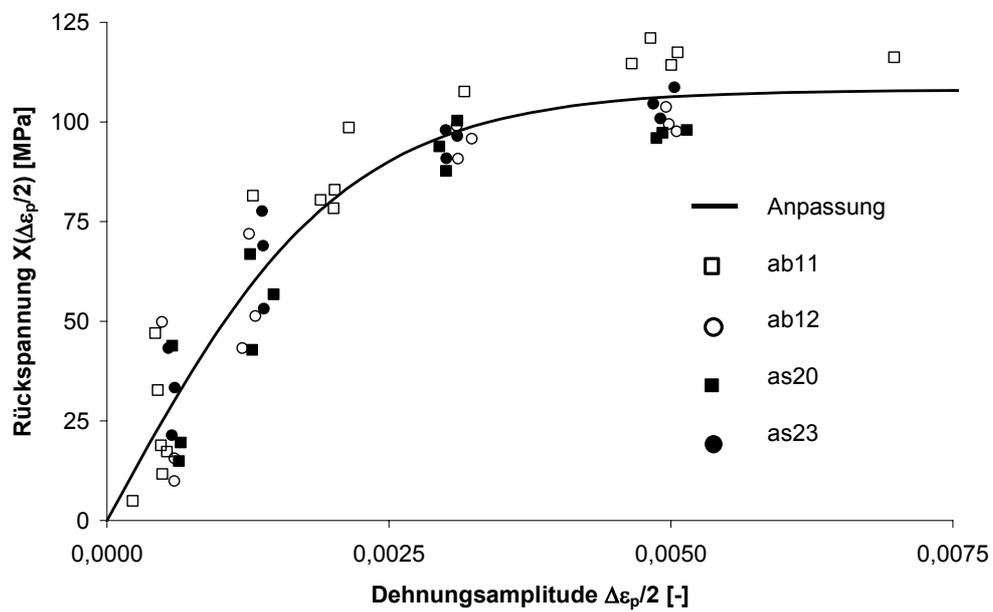


Abbildung 26: Einfluss der Mitteldehnung auf das Verfestigungsverhalten

Abbildung 27: Rückspannung X in Abhängigkeit der Dehnungsamplitude $\Delta\varepsilon/2$

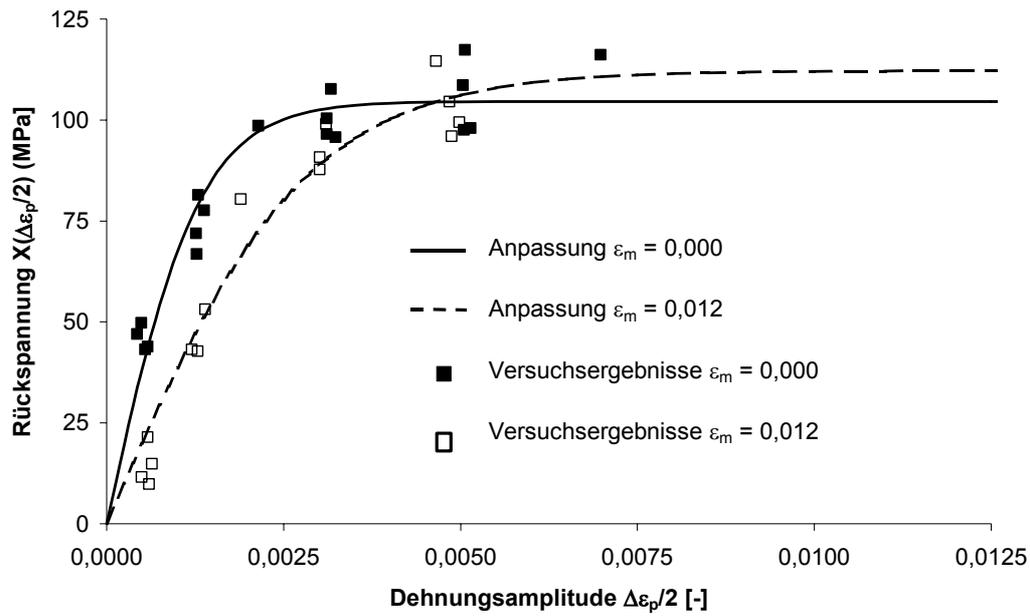


Abbildung 28: Rückspannung X in Abhängigkeit der Dehnungsamplitude $\Delta\epsilon/2$ bei unterschiedlicher Mitteldehnung ϵ_m

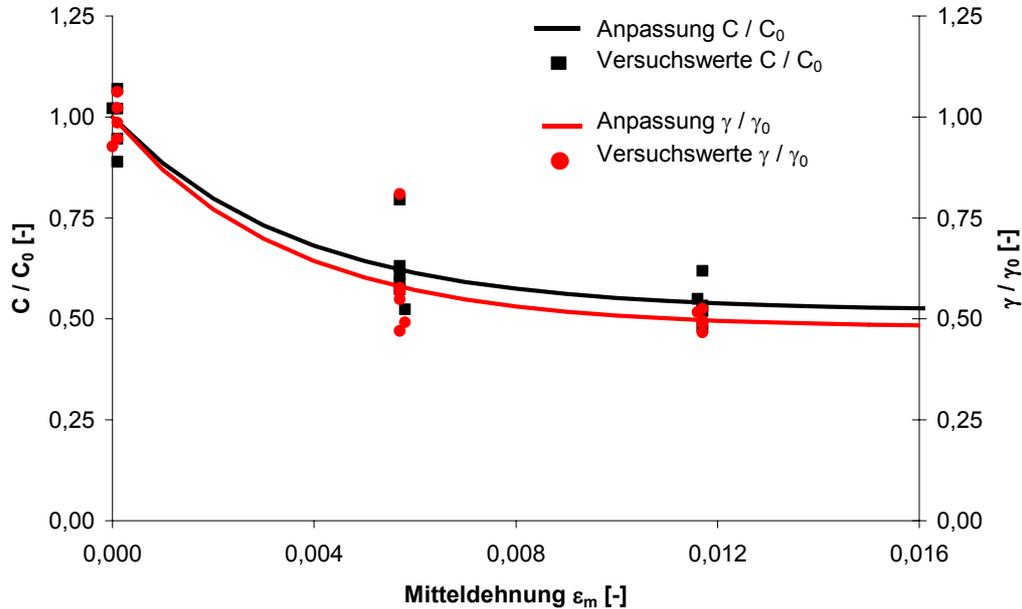


Abbildung 29: Änderung der Parameter C und γ in Abhängigkeit der Mitteldehnung ϵ_m

4.3.6 Numerische Verifikation

Die Güte der Anpassung der Parameter an die Versuchsergebnisse wird durch Vergleichsberechnungen mit dem Finite-Element Programm ABAQUS [68] überprüft. Hierzu werden die Lastwechselfersuche unter Verwendung der ermittelten Werkstoffparameter berechnet und mit den in den Lastwechselfersuchen erhaltenen Spannungs-Dehnungshysteresen verglichen.

Das Finite-Element-Modell bildet unter Ausnutzung der Symmetrie ein Viertel des Messbereichs der Probekörper ab. Zur Diskretisierung wird das lineare Schalenelement S4R [69] verwendet. Dieses hat 4 Knoten und einen Integrationspunkt. Die Belastung erfolgt verformungsgeregelt durch eine Translation des freien Randes mit der Belastungsgeschichte des jeweiligen Versuchs. Bei der Simulation wurden die Parameter der isotropen Verfestigungskomponente aus den individuellen Zugversuchen verwendet und die Parameter der kinematischen Verfestigungskomponente auf Grundlage der Auswertung der Grundgesamtheit zugrundegelegt. Mit diesem Vorgehen soll geprüft werden, ob mit dieser Vereinfachung das kinematische Verfestigungsverhalten der hier untersuchten Werkstoffe hinreichend genau beschrieben werden kann.

Die auf unterschiedlichen Dehnungsamplituden und Mitteldehnungen berechneten Spannungs-Dehnungshysteresen und die zugehörigen experimentell bestimmten Hysteresen sind beispielhaft für einige Stahlproben in Abbildung 30 bis Abbildung 32 zu sehen. Die Spannungs-Dehnungshysteresen werden bei größeren Dehnungsamplituden gut wiedergegeben, wie der Vergleich in Abbildung 30 und Abbildung 31 zeigt. Die Anpassung an die Probe sa05 ist besser als die Anpassung an die Probe sa02. Die Ursache hierfür ist der geringere Verhältniswert $e_5 = R_m / R_{eL}$ der Probe sa02, der zu einem größeren kinematischen Verfestigungsmodul C führt.

Deutlich problematischer erweist sich die Anpassung bei sehr kleinen Dehnungsamplituden, wie aus Abbildung 32 ersichtlich ist. Das Auftreten plastischer Dehnungen nach Lastumkehr wird bei dem beispielhaft dargestellten Versuch bei einer betragsmäßig etwas zu kleinen Spannung berechnet. Signifikant ist jedoch die Abweichung bei Erreichen des Ausgangspunktes vor Durchfahren der Hystereseschleife. Ursache hierfür ist die Bestimmung der Parameter der isotropen Verfestigungskomponente im Zugversuch statt in einem der individuellen Lastwechselfersuche. Eine bessere Anpassung dieses Bereichs ist generell möglich, dies führt dann jedoch zu vergleichbaren Abweichungen in dem Entlastungsast der Hystereseschleife.

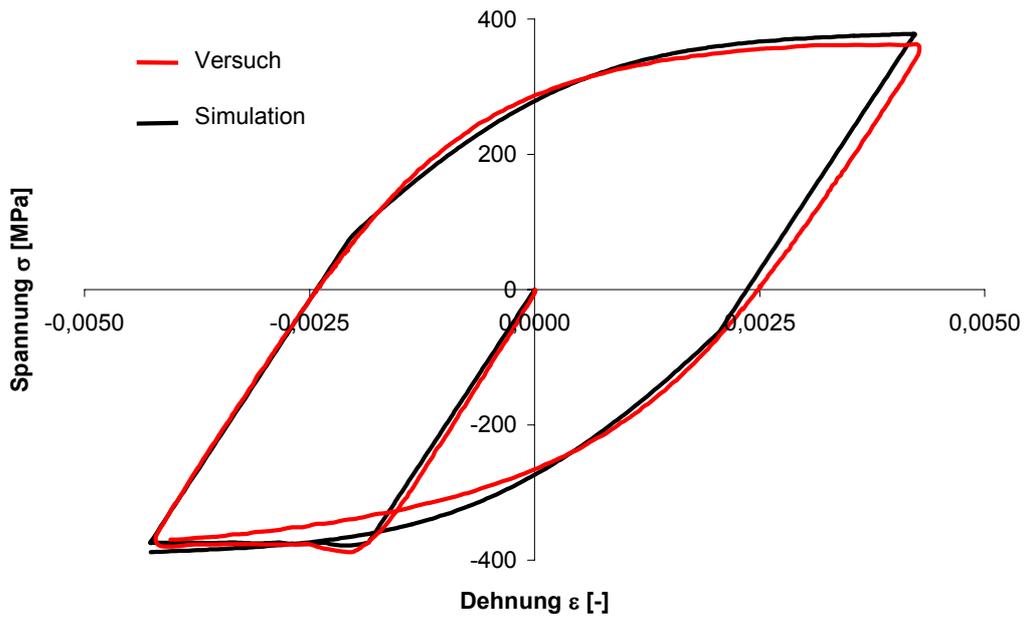


Abbildung 30: Vergleich berechneter und experimentell bestimmter Spannungs-Dehnungshysterese an Stahlprobe sa05

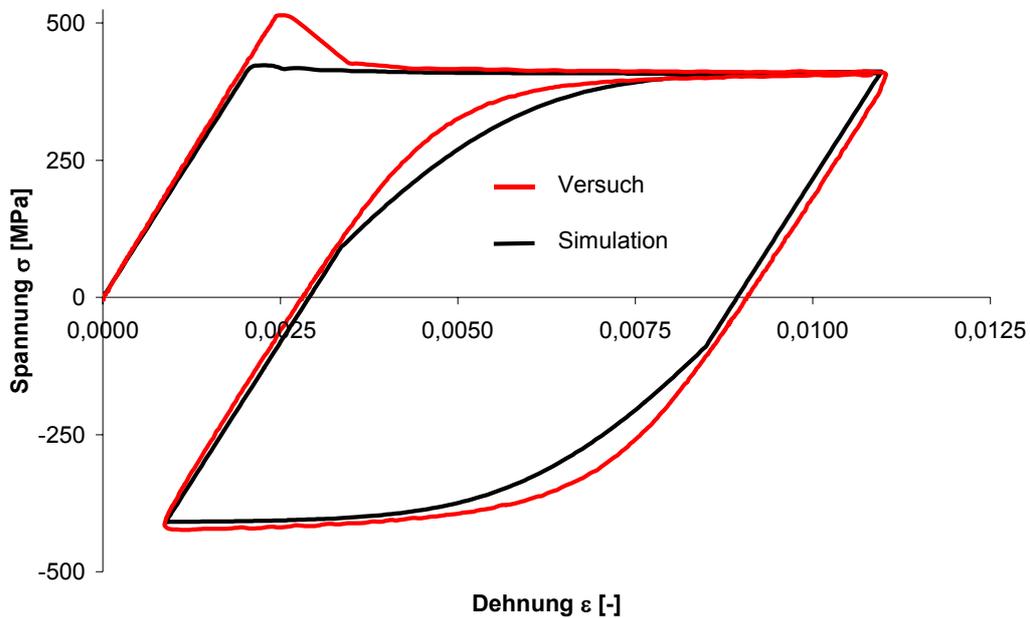


Abbildung 31: Vergleich berechneter und experimentell bestimmter Spannungs-Dehnungshysterese an Stahlprobe sa02

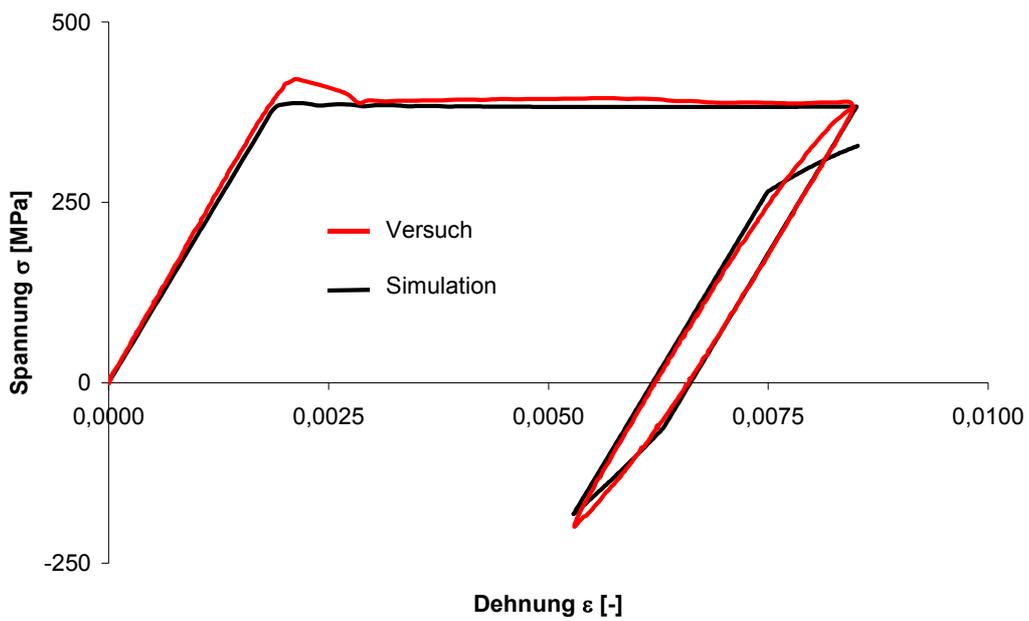


Abbildung 32: Vergleich berechneter und experimentell bestimmter Spannungs-Dehnungshysterese an Stahlprobe sa07

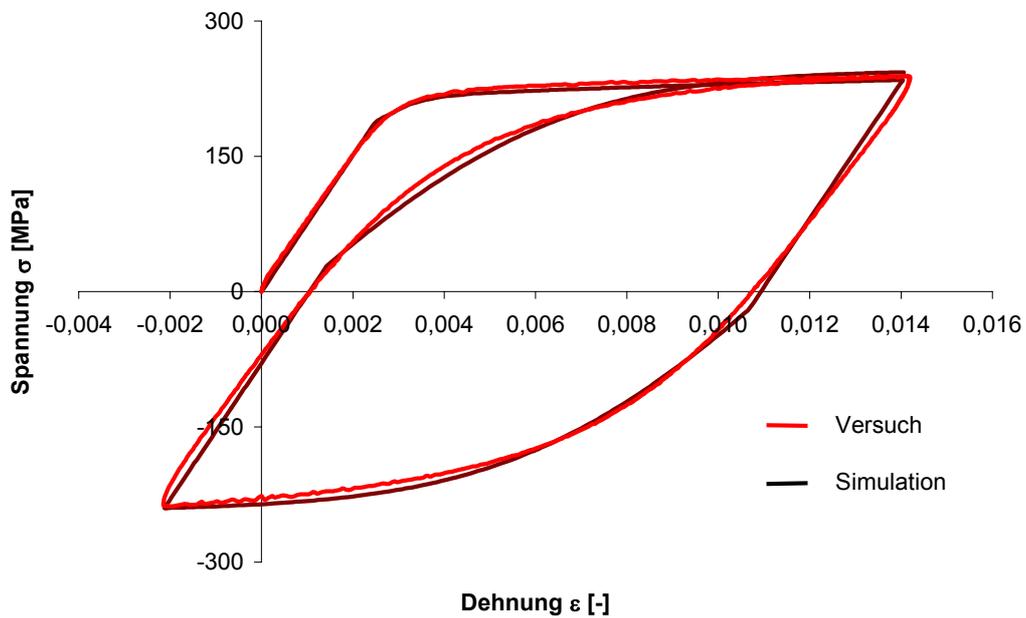


Abbildung 33: Vergleich berechneter und experimentell bestimmter Spannungs-Dehnungshysterese an Aluminiumprobe ab11

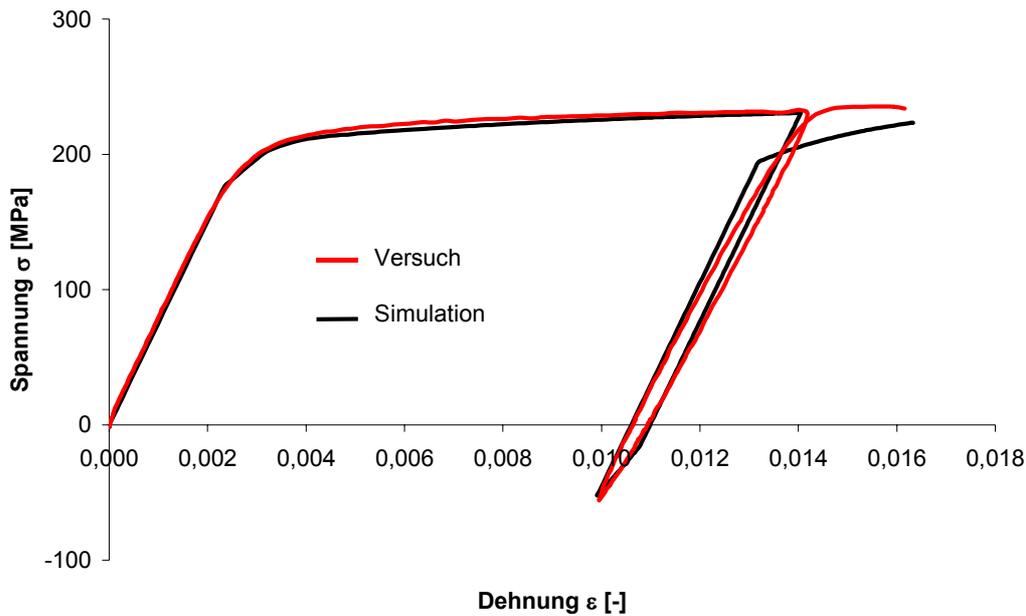


Abbildung 34: Vergleich berechneter und experimentell bestimmter Spannungs-Dehnungshysterese an Aluminiumprobe ab12

In Abbildung 33 und Abbildung 34 sind zum Vergleich experimentell bestimmte Spannungs-Dehnungshysterese von Aluminiumproben und die mit den aus der Grundgesamtheit abgeleiteten Parametern berechneten Kurven dargestellt. Die berechneten Kurven geben das Verfestigungsverhalten der untersuchten Proben gut wieder. Signifikante Unterschiede im individuellen Verfestigungsverhalten der Aluminiumproben bestehen im Gegensatz zu den Stahlproben nicht. Bei kleinen Dehnungsamplituden wird das Spannungsniveau bei Lastumkehr zu gering berechnet, was aus den in Abbildung 34 dargestellten Kurven ersichtlich ist. Dies wurde bereits bei Stahl festgestellt und wird auf dieselben Ursachen zurückgeführt.

Der Übergang von der Belastungsgeschichte der Lastwechselversuche zur Belastungsgeschichte beim Walzprofilieren ist in Abbildung 35 bis Abbildung 38 dargestellt. Die Ergebnisse der Simulation eines Lastwechselversuchs mit konstanter Dehnungsamplitude $\Delta\varepsilon_p/2$ um die Mitteldehnung ε_m sind in Abbildung 35 zu sehen. Die berechnete zyklische Verfestigung stimmt nicht mit den Versuchsergebnissen überein, bei denen sich ein zyklisch stabilisierter Zustand meist bereits in der ersten Hysterese einstellt. Die prognostizierte zyklische Verfestigung resultiert aus der Kopplung der isotropen Verfestigungskomponente mit der akkumulierten plastischen Dehnung p im Stoffgesetz und der Anpassung der isotropen Verfestigungskomponente an die im Zugversuch ermittelte Fließkurve. In Abbildung 36 ist der Verlauf der Fließkurve und der Rückspannung X in Abhängigkeit der akkumulierten plastischen Dehnung p zur Veranschaulichung dargestellt.

Der in Abbildung 37 dargestellte Verlauf der Spannungs-Dehnungskurve zeigt, dass die kombinierte Anpassung der einzelnen Verfestigungskomponenten für die Simulation des Walzprofilierens zielführend ist. Die vergleichsweise kleinen Dehnungsamplituden führen zu keiner signifikanten Zunahme der akkumulierten plastischen Dehnung p und somit auch nicht zu einer nennenswerten isotropen Verfestigung. Der in Abbildung 38 dargestellte Verlauf der Fließkurve und der Rückspannung X in Abhängigkeit der akkumulierten plastischen Dehnung p veranschaulicht dies. Mit zunehmender Blechdicke nimmt jedoch bei gleichbleibenden Biegeradien die Dehnungsamplitude $\Delta\varepsilon_p/2$ zu, was bei diesem Ansatz zu einer größeren Verfestigung der Grenzfließfläche führt. Das heißt, die isotrope Verfestigung ist dann entsprechend an die Belastungsgeschichte anzupassen.

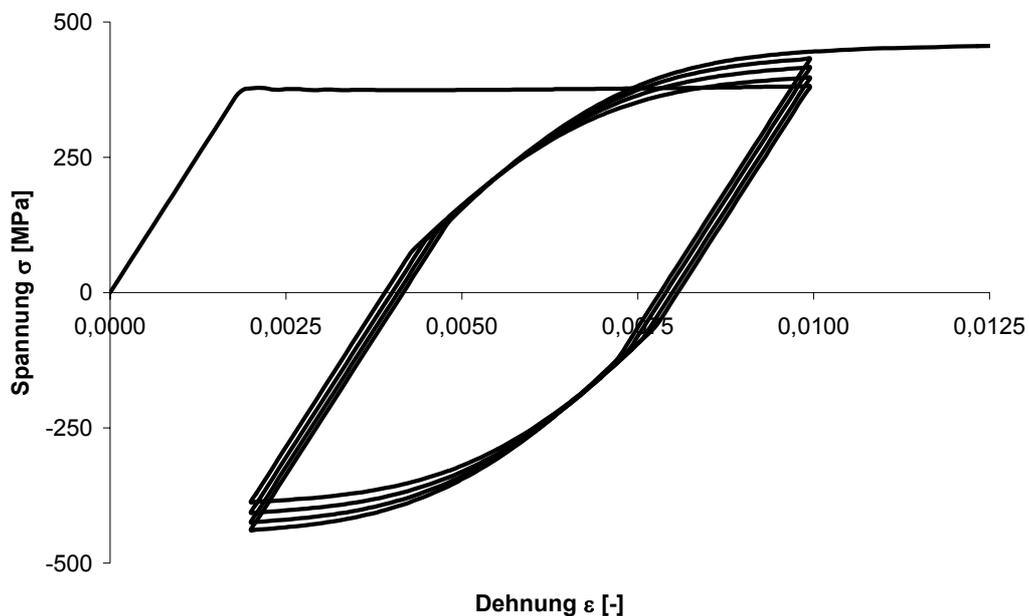


Abbildung 35: Anpassung der isotropen Verfestigungskomponente an Zugversuch

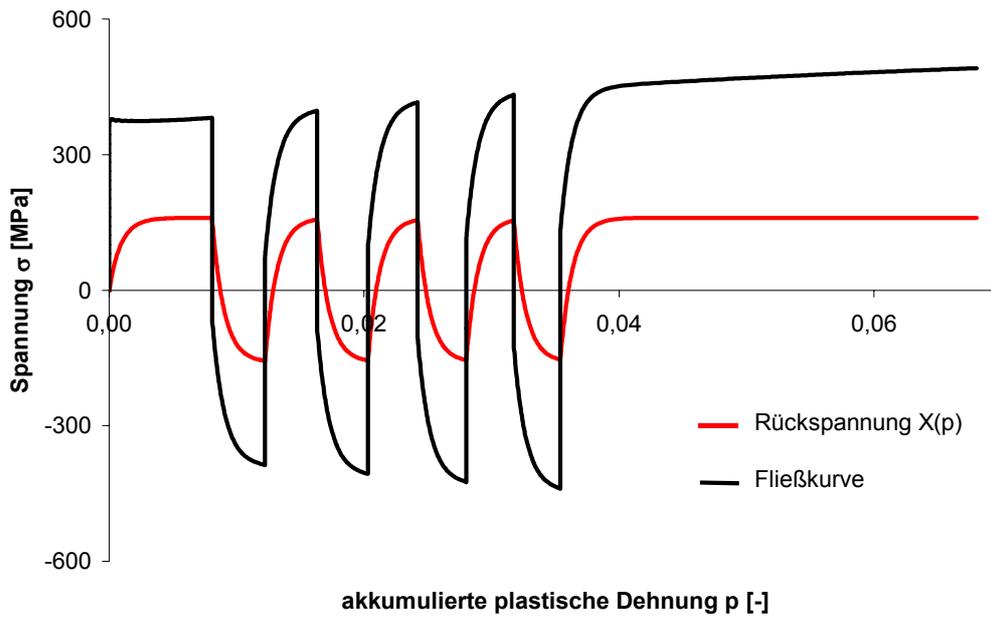


Abbildung 36: Verlauf der Fließkurve und der Rückspannung X in Abhängigkeit der akkumulierten plastischen Dehnung

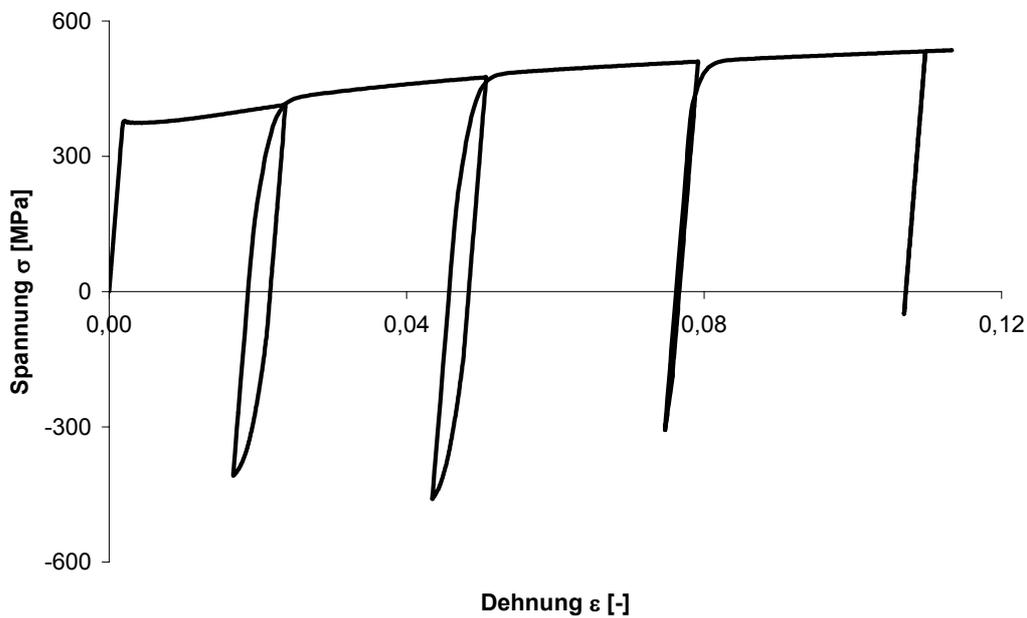


Abbildung 37: Anpassung der isotropen Verfestigungskomponente an den Umformprozess

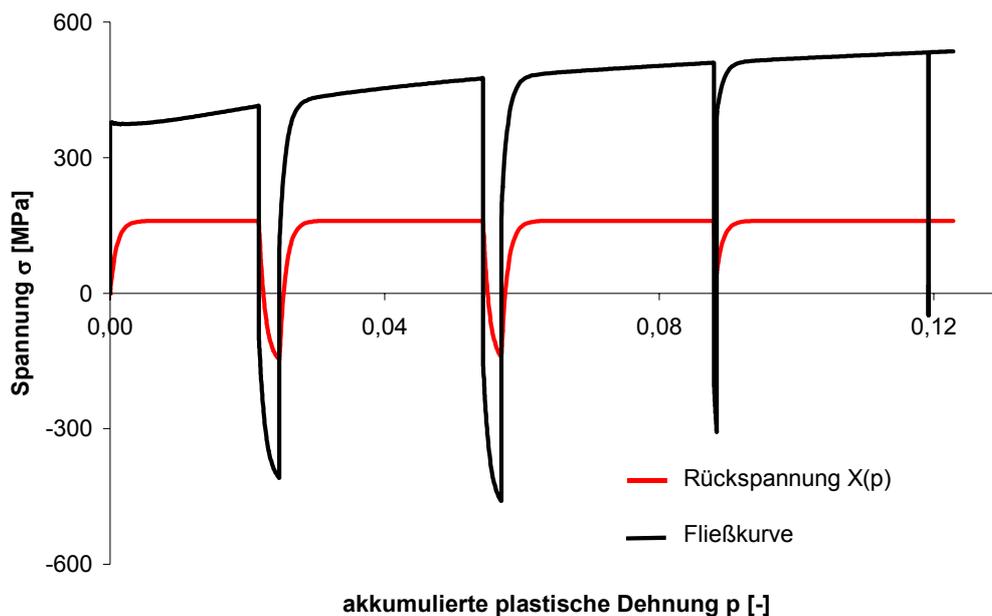


Abbildung 38: Verlauf der Fließkurve und der Rückspannung X in Abhängigkeit der akkumulierten plastischen Dehnung

Der Einfluss der Rückspannungskomponente im Stoffgesetz auf den Verlauf der Fließkurve wird zusätzlich an einen aus dem Anwendungsfall resultierenden zweiachsigen Beanspruchungszustand untersucht. Zum Vergleich werden die mit einem isotropen Stoffgesetz berechneten Ergebnisse herangezogen.

In Abbildung 39 sind der Verlauf der Dehnung ε_1^* in Profilierrichtung und der Dehnung ε_2^* quer zur Profilierrichtung an der Biegekante aus einer Simulation eines U-Profils beim Durchlaufen eines Gerüsts und die daraus für die Verifikation abgeleiteten Verformungen u_1^* und u_2^* jeweils in einer bezogenen Form dargestellt. Die charakteristischen Merkmale beim Walzprofilieren sind hierin erfasst.

Die resultierenden Fließkurven sind in Abbildung 40 zu sehen. Die mit dem Stoffgesetz nach Chaboche berechnete Kurve weist eine Unstetigkeitsstelle auf, die physikalisch nicht begründbar ist. Ursache hierfür ist der große Unterschied der Gradienten der Rückspannungen X_{11} und X_{22} sowie der Spannungen σ_{11} und σ_{22} . Bei der Berechnung der Vergleichsfließspannung überlagern sich die Spannungsdifferenzen, wodurch der Sprung in der Fließkurve entsteht. Da keine signifikanten Unterschiede im weiteren Verlauf der beiden Fließkurven auftreten, wird diese Abweichung in der Untersuchung als numerischer Einfluss untergeordneter Bedeutung akzeptiert.

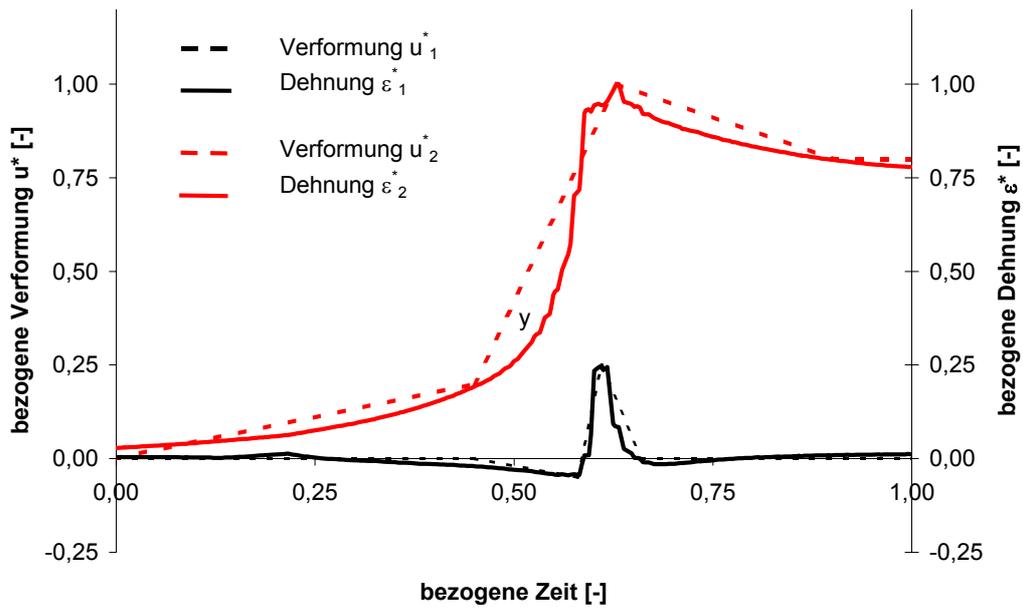


Abbildung 39: Übergang von einem ein- auf einen mehrachsigen Spannungszustand

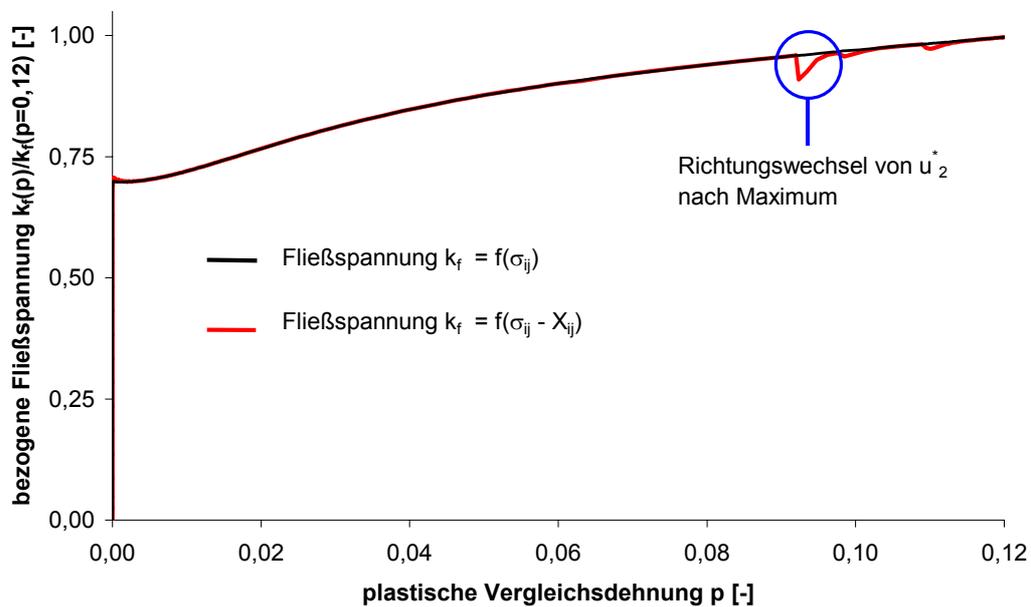


Abbildung 40: Verlauf der Fließspannung k_f in Abhängigkeit des Stoffgesetzes

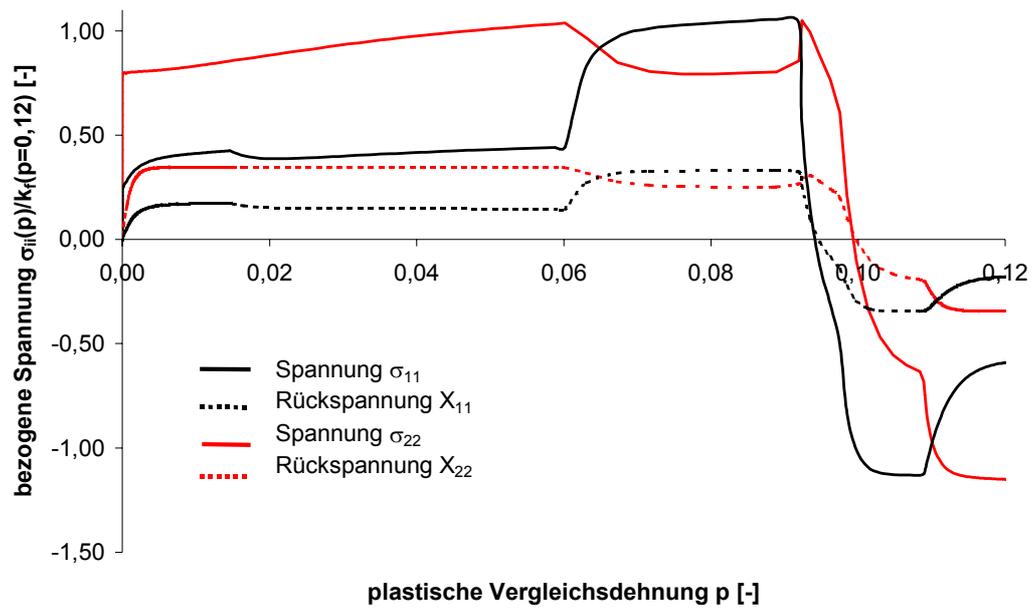


Abbildung 41: Verlauf der Spannungskomponenten σ_{ii} und der Rückspannungskomponenten X_{ii}

4.4 Aufbereitung der Kennwerte für die Simulation und Diskussion

Die experimentell bestimmten Kennwerte werden für die Verwendung in einer Parameterstudie bei der Simulation hinsichtlich folgender Kriterien aufbereitet:

- Der elastische Anteil des Stoffgesetzes wird mit dem Elastizitätsmodul auf Grundlage der Verhältniszahlen $e_1 = E / k_{f0}$ und der Querkontraktionszahl $\nu = 0,3$ beschrieben. Der jeweilige Betrag eines Elastizitätsmoduls wird durch Multiplikation von e_1 mit dem Mittelwert von R_{eL} bei Stahl und $R_{p0,2}$ bei Aluminium für die Simulation berechnet.
- Der charakteristische Verlauf der Fließkurve eines Werkstoffs wird auf Grundlage der Verhältniszahlen $e_5 = R_m / k_{f0}$ bestimmt. Die Kennwerte Q_i und C_i zur Beschreibung der Fließkurve werden dem jeweiligen Verhältniszahl e_5 für den zugehörigen Versuch entnommen. Als Fließgrenze k_{f0} wird bei Stahl der Mittelwert von R_{eL} eingeführt. Hiervon abweichend ist die Fließgrenze k_{f0} bei Aluminium derart angepasst, dass bei allen Fließlinien die 0,2 %-Dehngrenze mit dem Mittelwert von $R_{p0,2}$ übereinstimmt.
- Das kinematische Verfestigungsverhalten wird mit den aus der Grundgesamtheit eines Werkstoffs bestimmten Parametern C und γ beschrieben. Eine Änderung des Betrags der Parameter C und γ in Abhängigkeit plastischer Dehnungen wird nicht berücksichtigt, weil das in ABAQUS implementierte Stoffgesetz dies nicht zulässt und eine Implementierung den Rahmen dieser Arbeit überschreitet.

Durch die Verwendung der Verhältniszahlen e_1 und e_5 ist es möglich, die werkstoffspezifische Streuung der Eigenschaften ohne die teilweise erheblichen Unterschiede der individuellen Festigkeit eines Werkstoffs zu erfassen. Hiermit wird diese zusätzliche Einflussgröße in der Berechnung eliminiert. Die Aussagefähigkeit der Ergebnisse wird durch die elasto-plastische Ähnlichkeit der realen Fließkurven und den Fließkurven im Modell nicht eingeschränkt.

5 Finite-Element-Modell

5.1 Übersicht

Die Bestimmung charakteristischer Spannungs- und Formänderungszustände während des Herstellprozesses erfolgt durch Berechnungen mit der Finite-Element-Methode. Die Berechnungen werden unter Berücksichtigung der Richtlinie ASME V&V 10-2006 zur Verifikation und Validierung numerischer Simulationen durchgeführt. Dies umfasst die Schritte Entwicklung, Verifikation und Validierung des Modells. Die Entwicklung besteht aus der Abstraktion eines realen Systems zu einem Modell, das die für die Aufgabenstellung erforderlichen Parameter erfasst. Das Modell ist hierbei von einer konzeptionellen Form in eine diskrete Form zu überführen, die die physikalischen und numerischen Parameter enthält. Unter die numerischen Parameter fallen zum Beispiel die Elementformulierung, die Netzfeinheit oder die Wahl des Lösungsalgorithmus. Die Verifikation des Modells enthält die Überprüfung, ob das verwendete Programm die gestellte Aufgabe generell mathematisch korrekt löst und die spezifische Lösung des mathematischen Problems richtig ist. Bei komplexen Problemen sind hierunter zum Beispiel Konvergenzuntersuchungen bezüglich der Netzfeinheit zu verstehen. Hieran schließt sich die Validierung des Modells an, wobei mit dem verifizierten Modell berechnete Ergebnisse mit experimentell bestimmten verglichen und hinsichtlich deren Übereinstimmung beurteilt werden. Hierbei ist besonders wichtig, dass diese Berechnungen auf Grundlage der spezifischen Daten und Parametern des Versuchs durchgeführt werden.

5.2 Konzeption und Aufbau des Modells

Die Berechnungen werden mit dem Programm ABAQUS [68] durchgeführt. Aufgrund der vorwiegend dynamischen Beanspruchung während des Herstellprozesses wird der explizite Lösungsalgorithmus verwendet. Die Berechnungen erfolgen auf einem Parallelrechner des Systems HP XC 4000 [74] unter Nutzung von bis zu 16 Prozessoren. Die explizite Integration ist bei der Nutzung eines Parallelrechners im Vergleich zur impliziten Integration vorteilhaft, da sich die Gleichungssysteme einfach in unterschiedliche Domänen unterteilen lassen [70]. Ein weiterer Vorteil gegenüber einer impliziten Berechnung ist die einfachere Formulierung und Lösung von Kontaktproblemen [69].

Das Finite-Element-Modell ist in zwei Bereiche unterteilt. Der erste Bereich umfasst die Profilierwalzen, die aufgrund ihrer großen Steifigkeit gegenüber dem Blechband als Starrkörper abgebildet werden. Die Werkzeuge besitzen jeweils 6 Freiheitsgrade - 3

Translationen und 3 Rotationen - die an einem Referenzknoten auf der Mittenachse der Werkzeuge definiert sind. Der zweite Bereich besteht aus dem Blechband, das als deformierbarer Körper abgebildet wird.

Die Elementbibliothek von ABAQUS stellt zur Diskretisierung des Blechbandes verschiedene Elementtypen zur Verfügung. Aufgrund der großen b/t - Verhältnisse der untersuchten Bauteile wird zur Modellierung das Schalenelement S4R verwendet. Das Schalenelement S4R ist ein lineares Element mit 4 Knoten und einer auf einen Integrationspunkt reduzierten Integration [69]. Im Bereich der Biegekanten werden 9 Integrationspunkte über die Dicke und in den ebenen Teilflächen 5 Integrationspunkte über die Dicke verwendet, wobei zur Integration die Newton-Cotes-Quadratur angewandt wird. Hierdurch kann die Spannungsverteilung über die Blechdicke gut abgebildet werden [34], [48]. Die Kantenlänge der Elemente beträgt in ebenen Querschnittsteilen 3 x 3 mm und in den Biegebereichen 1 x 3 mm [34].

Der Kontakt zwischen den Profilierwalzen und dem Blechstreifen wird mit dem „*general contact algorithm*“ von ABAQUS abgebildet, der das Penalty-Verfahren verwendet. Die Verwendung des „*general contact algorithm*“ ist bei der Nutzung eines Parallelrechners vorteilhaft, da dieser keine Restriktionen hinsichtlich der Bildung der Domänen für die Berechnung enthält [69]. Es wird das Coulombsche Reibungsgesetz verwendet, bei dem die resultierende tangential Reibkraft proportional zur Kontaktnormalkraft ist. Der Betrag der tangentialen Reibkraft berechnet sich mit dem Reibungskoeffizienten μ_R aus der Kontaktnormalkraft.

Im realen Profiliervorgang durchlaufen entweder Blechbänder mit quasi unendlicher Länge oder Bleche mit im Vergleich zum Gerüstabstand großer Länge die Umformwerkzeuge. Da vor allem am Bandedinlauf, das heißt am vorderen freien Ende des Blechstreifens, die größten Beanspruchungen auf den Werkstoff einwirken, wird im Modell ein Blechstreifen mit einer Länge abgebildet, der ein Vielfaches des Gerüstabstands ist. Die Knoten am Ende des Blechstreifens werden in 1-Richtung gekoppelt. Am gesamten Modell wird die Symmetrie ausgenutzt. Die Werkzeuge werden im Raum durch Festhalten aller translatorischen Freiheitsgrade fixiert. Zusätzlich werden die Rotationsfreiheitsgrade rechtwinklig zur Blechebene und in Profilierrichtung festgehalten. Der Rotationsfreiheitsgrad um die Walzenachse ist – sofern der Einfluss der Reibung bei der Berechnung berücksichtigt wird – frei. Aus numerischen Gründen ist es dann erforderlich, den Starrkörpern eine Massenträgheit zuzuweisen. Hierzu werden an den Referenzknoten Elemente des Typs ROTARYI eingesetzt, die jeweils an den Referenzknoten der Werkzeuge angeordnet werden. Die Massenträgheit der Werkzeugwalzen wird mit der Massenträgheit eines Kreiszyinders

$$I_x = \frac{\rho \cdot \pi \cdot r^4 \cdot h}{2} \quad (34)$$

mit der Dichte ρ , dem Walzenradius r und der Länge der Walzenachse h , abgeschätzt. Der Umformvorgang wird durch eine Verschiebung des Blechstreifens mit konstanter Geschwindigkeit in 1-Richtung durchgeführt. Zur Minimierung von Oszillationen im Blechband wird die Belastung über die Smooth-Step Option von ABAQUS, die stetige Übergänge in der Belastungsgeschichte erzeugt, aufgebracht. Zusätzlich besteht die Möglichkeit, numerisch induzierte Schwingungen mit der Rayleighschen Dämpfung in bestimmten Moden zu unterdrücken. Die Matrix der Rayleighschen Dämpfung hat die Form

$$C = \alpha \cdot M + \beta \cdot K \quad (35)$$

wobei α und β Konstanten sind, M ist die Massenmatrix und K ist die Steifigkeitsmatrix. Die Konstante β der Steifigkeitsmatrix K dämpft höhere Moden und die Konstante α der Massenmatrix M dämpft niedrige Moden. Hierbei werden die höheren Moden deutlich stärker gedämpft als die niedrigen [71]. In [69] wird empfohlen, bei der Simulation von Umformprozessen die Massendämpfung nicht zu nutzen, da der Einfluss auf die Ergebnisgrößen nicht quantitativ bestimmbar ist.

5.3 Verifikation des Modells

Die Verifikation des Finite-Element-Modells wird an einem Profil U 35 / 100 / 35 in Blechdicke 1,00 mm durchgeführt. Das Profil wird in 5 Umformstufen mit der Stufenfolge 15°, 35°, 55°, 75° und 90° hergestellt. Alle Stufen bestehen aus einer oberen und einer unteren Profilierwalze. In den Stufen 55°, 75° und 90° ist zusätzlich jeweils eine seitliche Profilierwalze angeordnet. Der Gerüstabstand l_G ist jeweils 500 mm. Das Modell des Rollformers ist in Abbildung 42. dargestellt.

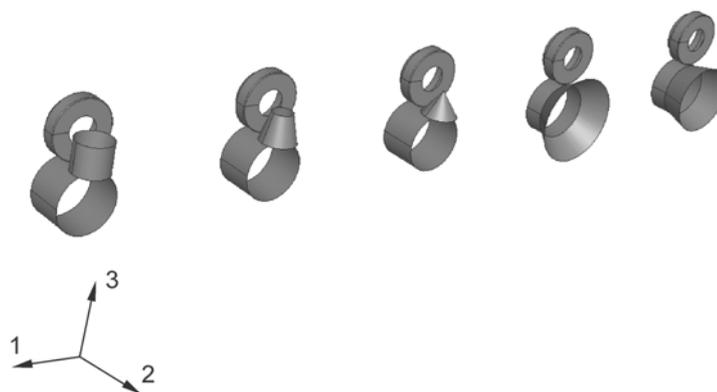


Abbildung 42: Modell des Rollformers

Es wird ein Stoffgesetz mit isotroper Verfestigung verwendet. Die Fließkurve wird mit dem Mittelwert des Verhältniswertes e_5 aus Tabelle 2 unter Verwendung von Gleichung (12) berechnet. Mit diesem Modell des Rollformers wurden Untersuchungen hinsichtlich der erforderlichen Diskretisierung und der Annahmen bezüglich der Randbedingungen durchgeführt [34]. Weiterhin wurde der Einfluss der Verwendung der Rayleighschen Dämpfung und die Effizienz bei Nutzung des Parallelrechners untersucht.

Der Verlauf der Energiebilanzen und der Verlauf des Verhältnisses

$$\Psi_1 = \frac{E_k}{W_{\text{int}}} \quad (36)$$

über die Berechnungsdauer wird zur Beurteilung der Güte der berechneten Ergebnisse herangezogen. Hierin ist E_k die kinetische Energie und W_{int} die interne Energie. Bei quasi-statisch dynamischen Simulationen sollte das Verhältnis Ψ_1 kleiner als 5 % sein [69]. Zur Identifikation von Bereichen im Modell, in denen dynamische Effekte die quasi-statische Lösung beeinträchtigen, werden nach [72] die inkrementellen Energieverläufe in unterschiedlichen Teilbereichen des Modells analysiert. Hierbei werden die Teilbereiche A, B und C entsprechend Abbildung 43 verwendet. Für die Beurteilung wird das Verhältnis Ψ_2 der inkrementellen Energien

$$\Psi_2 = \left| \frac{dE_k}{dW_{\text{int}}} \right| \quad (37)$$

eingeführt. Nach [72] sollte das Verhältnis Ψ_2 über die gesamte Berechnungsdauer für jeden Teilbereich klein sein, ein spezifischer Grenzwert wird jedoch nicht angegeben. Treten während der Simulation Entlastungszustände auf, sollte zusätzlich das Verhältnis

$$\Psi_3 = \frac{E_k}{W_{\text{int}}^{\text{el}}} \quad (38)$$

klein sein. In Gleichung (38) ist $W_{\text{int}}^{\text{el}}$ die interne elastische Energie. Aus dem Verhältnis Ψ_3 wird ersichtlich, inwieweit ein Energietransfer von kinetischer zu elastischer Energie den Spannungszustand bei der Entlastung beeinflusst [72].

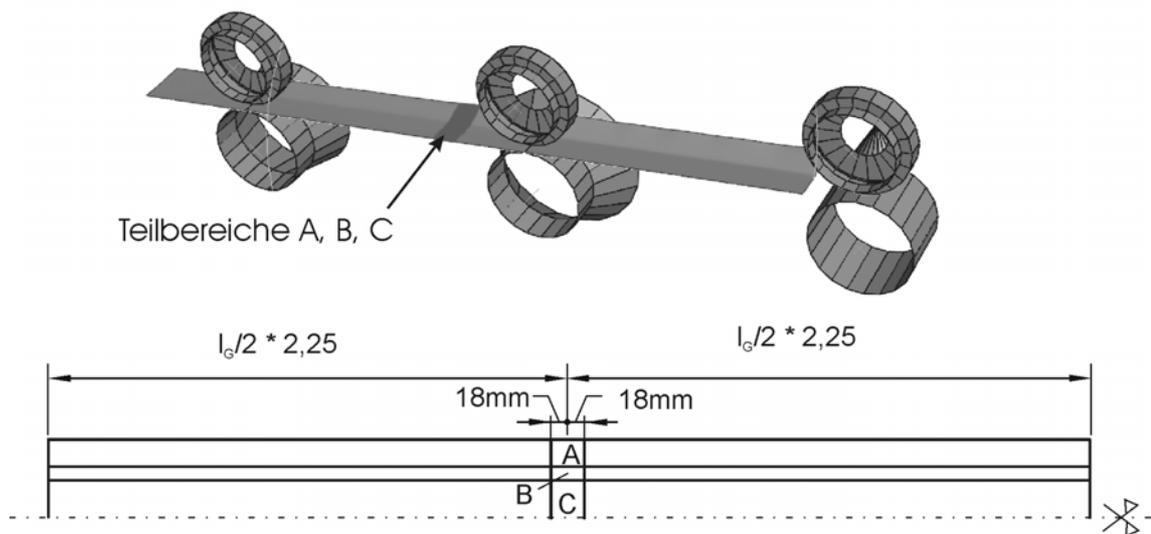


Abbildung 43: Lage der Teilbereiche im Blech – Modell (oben) und Draufsicht (unten)

Weiterhin werden die aus dem betrachteten Problem resultierenden Kriterien Verlauf der Längsdehnung am Profilrand während des Profilierens, der Verlauf des Biegewinkels α während der Umformung sowie der Grad der Kaltverfestigung über den Querschnitt nach der Umformung zur Beurteilung der Güte der Simulationsergebnisse herangezogen. Der Grad der Kaltverfestigung über die abgewickelte Länge des Querschnitts wird unter Verwendung der Verfestigung nach Gleichung (12) mit der plastischen Vergleichsdehnung p über die Fließgrenze

$$f_{y,fem}(p) = k_{f0} + \sum_{i=1}^k Q_i \cdot (1 + e^{(-C_i \cdot p)}) \quad (39)$$

beurteilt, wobei $k = 3$ für Stahl verwendet wird. Die Bewertung der Verhältnisse Ψ_1 , Ψ_2 und Ψ_3 sowie des Verlauf des Biegewinkels erfolgt jeweils anhand der Ergebnisse von Simulationen der ersten 3 Umformstufen, der Grad der Kaltverfestigung wird nach 5 Umformstufen ermittelt.

Die Vorgabe für das Verhältnis Ψ_1 wird beim vorliegenden Problem selbst bei größter Diskretisierung erfüllt. Der Verlauf des Verhältnisses Ψ_2 ist für die Teilbereiche A, B und C in Abbildung 44 zu sehen. Die Verhältnismerte Ψ_2 sind zu Beginn der Berechnung groß und oszillieren stark. Dies ist bedingt durch die schwache Einspannung des Bandes in die Werkzeuge beim Einlaufen in die erste Stufe. Bereits in der zweiten Stufe ist der Verhältnismerte Ψ_2 in Teilbereich A kleiner als 0,10 und in Teilbereich B nahezu null. Lediglich der Teilbereich C zeigt über den gesamten Verlauf Verhältnismerte Ψ_2 größer als 0,20. Das empfindliche Verhalten gegenüber Veränderungen der kinetischen Energie in diesem Teilbereich ist mit der hier kleinen geleisteten Umformarbeit erklärbar. Wie aus Abbildung 45 ersichtlich, werden diese

Oszillationen durch Festhalten des Freiheitsgrads in 3-Richtung in der Symmetrieebene am Band stark reduziert. Gleiches gilt für die Verläufe der Verhältnismerte Ψ_3 , die in Abbildung 46 dargestellt sind. Diese weisen in den Teilbereichen A und C starke Schwingungen auf. Im Gegensatz hierzu ist Ψ_3 in Teilbereich B ab der zweiten Stufe immer kleiner 0,03, was auf eine geringe Beeinflussung des Spannungszustandes nach der Entlastung durch einen Transfer von kinetischer zu elastischer Energie hindeutet. Die großen Verhältnismerte Ψ_3 in den Teilbereichen A und C werden durch Festhalten des Freiheitsgrades in 3-Richtung in der Symmetrieebene stark reduziert, wie ein Vergleich der in Abbildung 46 und Abbildung 47 dargestellten Verläufe zeigt.

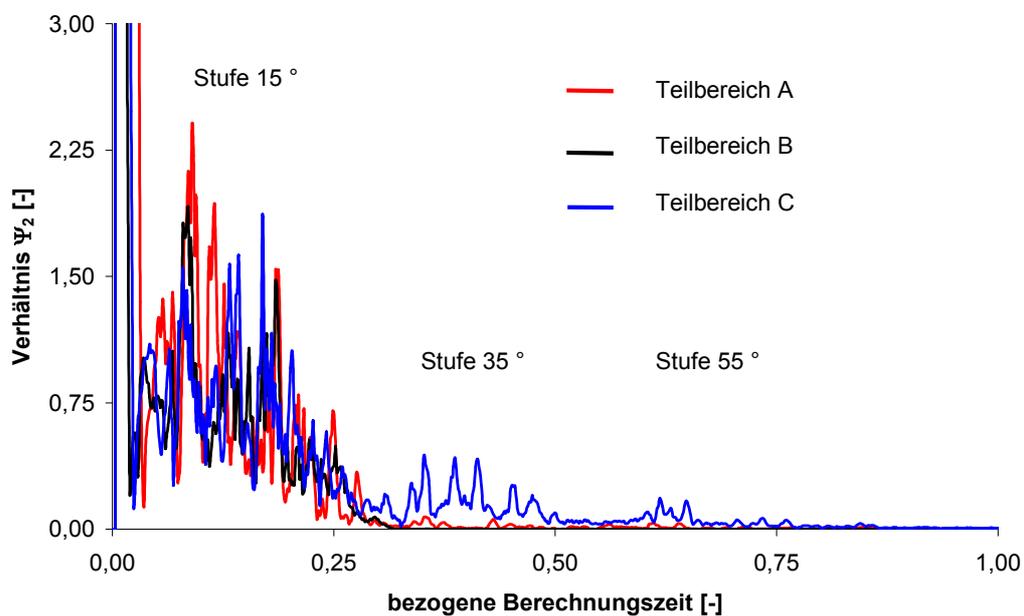


Abbildung 44: Verlauf des Verhältnisses Ψ_2 –nur Symmetriebedingungen

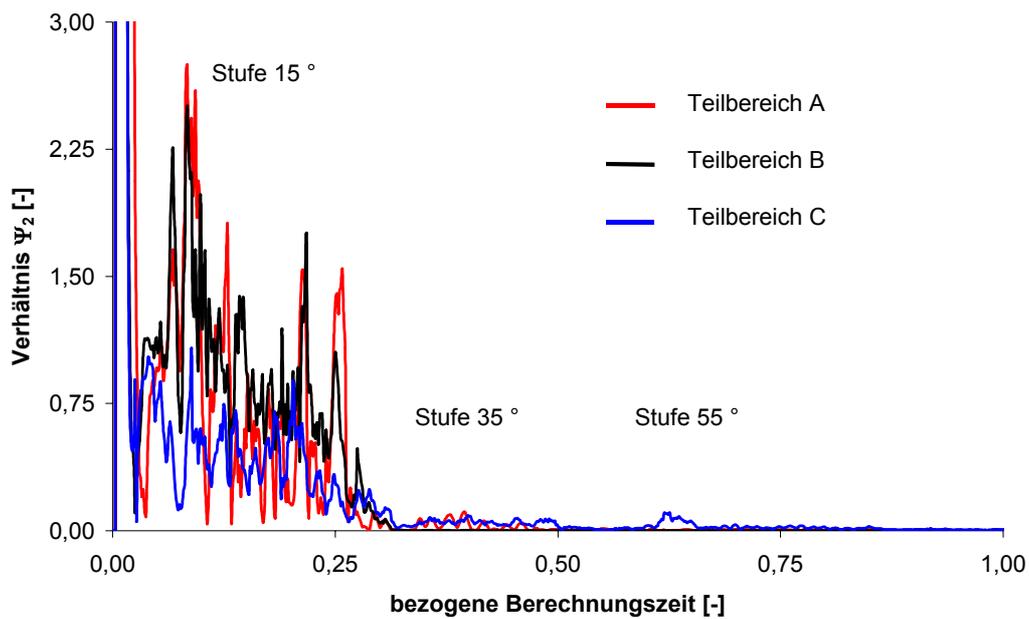


Abbildung 45: Verlauf des Verhältnisses Ψ_2 – Symmetriebedingungen und Freiheitsgrad in 3 – Richtung gehalten

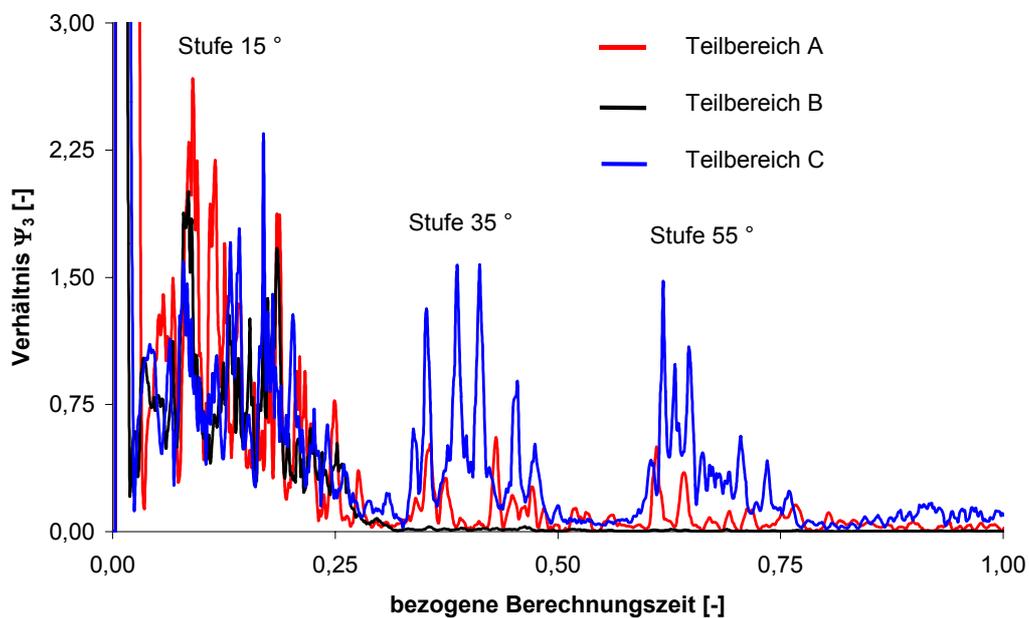


Abbildung 46: Verlauf des Verhältnisses Ψ_3 – nur Symmetriebedingungen

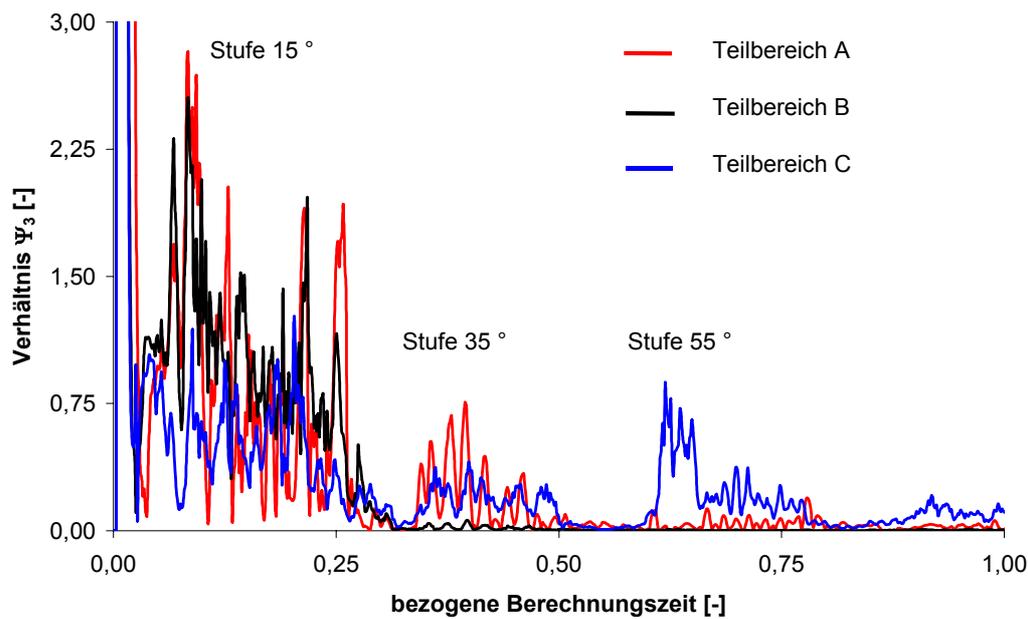


Abbildung 47: Verlauf des Verhältnisses Ψ_3 – Symmetriebedingungen und Freiheitsgrad in 3 – Richtung gehalten

Die Verwendung der Rayleighschen Dämpfung reduziert die Oszillationen in den Verläufen nicht. In Abbildung 49 ist der Verlauf des Biegewinkels in Abhängigkeit unterschiedlicher Randbedingungen und bei Verwendung der Rayleighschen Dämpfung dargestellt. Der charakteristische wellenförmige Verlauf des Biegewinkels während des Umformprozesses wird jedoch gut wiedergegeben, wie der Vergleich mit Abbildung 48 zeigt. Die Oszillationen im Verlauf des Biegewinkels korrelieren mit den in den Teilbereichen A und C auftretenden Schwingungen in den Energiebilanzen. Ursache hierfür ist der stetige Wechsel der Kontaktflächen [72]. Die berechneten Verläufe der Längsdehnung am Profilrand während des Profilierens weisen den beim Walzprofilen charakteristischen Verlauf auf und entsprechen qualitativ dem Verlauf im Schrifttum dokumentierter Ergebnisse von Messungen mit Dehmessstreifen an vergleichbaren Profilen [19], [20], [26]. Quantitative Abweichungen sind auf abweichende Blechdicken, Werkstoffcharakteristika und Werkzeuggeometrien in den Versuchen zurückzuführen.

Die Energiebilanzen werden auch hinsichtlich technologischer Vorgaben überprüft. Der Verlauf der bezogenen internen Energie

$$W_{\text{int}}^*(t^*) = \frac{W_{\text{int}}(t^*)}{W_{\text{int}}(t^* = 1,0)} \quad (40)$$

in Abhängigkeit der Länge des Blechabschnitts ist in Abbildung 50 zu sehen. In Gleichung (40) ist t^* die auf die gesamte Berechnungsdauer bezogene Zeit. Der

unstetige Verlauf der Energiebilanz bei einem kurzen Blechabschnitt im Modell resultiert aus ständig wechselnden Randbedingungen an den Enden des Blechabschnitts. Mit zunehmender Länge des Blechabschnitts im Modell verschwinden diese Unstetigkeitsstellen. Die Gegenüberstellung zeigt, dass eine Länge des Blechabschnitts im Modell mit dem 2,25 - fachen Gerüstabstand realistisch abgebildet wird.

Der Verlauf der Fließgrenze nach dem Umformprozess über die abgewickelte Länge des Querschnitts ist in Abbildung 51 und Abbildung 52 dargestellt. Der Verlauf wird maßgebend von der Elementgröße im Biegebereich bestimmt, wobei ab einer Kantenlänge von 1 mm keine signifikanten Änderungen mehr auftreten. Mit steigender Anzahl von Integrationspunkten wird der berechnete Verlauf der Fließgrenze etwas zu höheren Spannungen verschoben. Im Schrifttum [86], [87], [92] werden mit Zugproben, die entlang der Abwicklung entnommen wurden, bestimmte Festigkeitsverläufe dargestellt. Der qualitative Verlauf stimmt mit den berechneten überein. Ein direkter Vergleich ist jedoch nicht möglich, da im Schrifttum meist nur die mechanischen Kennwerte Streckgrenze und Zugfestigkeit angegeben werden und keine detaillierten Angaben zum Herstellprozess vorliegen.

Die Effizienz des Parallelrechners wird mit dem Speed-Up Faktor beurteilt, der als Verhältnis der Berechnungsdauer bezogen auf die Berechnungsdauer bei Nutzung eines Prozessors definiert ist. Der Speed-Up Faktor ist in Abbildung 53 dargestellt. Die Effizienz nimmt mit zunehmender Anzahl der genutzten Prozessoren ab.

Die Ergebnisse der Verifikation zeigen, dass das entwickelte Finite-Element-Modell für die Simulation des Walzprofilierens geeignet ist und den Umformprozess mit hinreichender Genauigkeit abbildet.



Abbildung 48: Wellenförmiger Verlauf des Biegewinkels (Versuchsanlage PtU, TU Darmstadt)

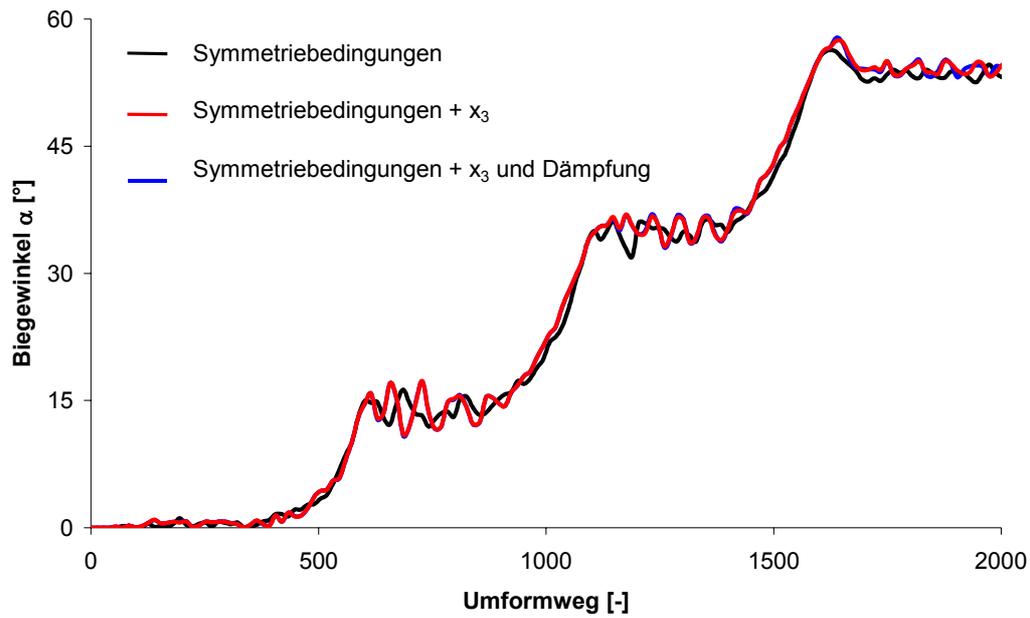


Abbildung 49: Einfluss der Randbedingungen und der Dämpfung auf den Verlauf des Biegewinkel

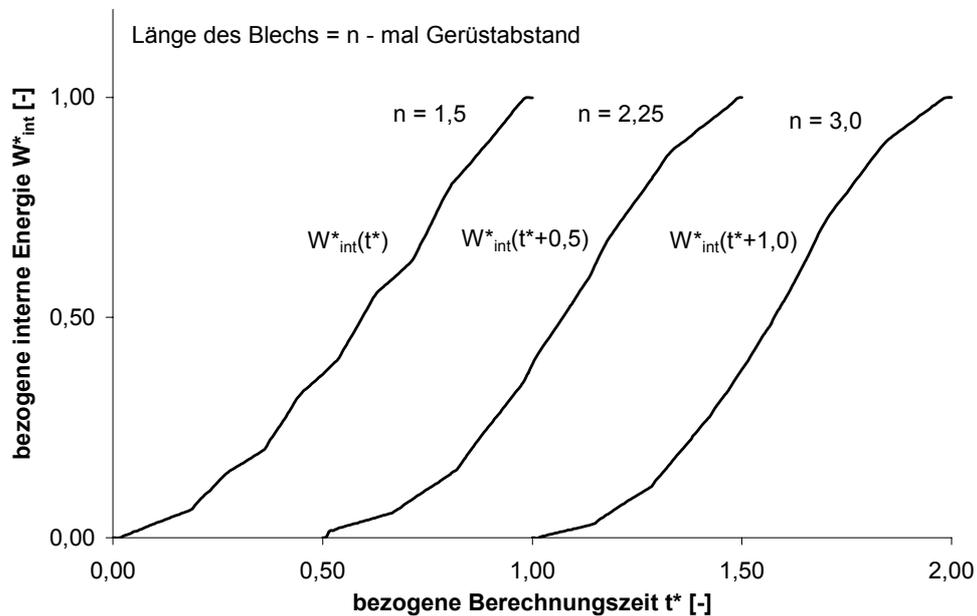


Abbildung 50: Einfluss der Länge des Blechabschnitts im Modell auf den Verlauf der bezogenen internen Energie

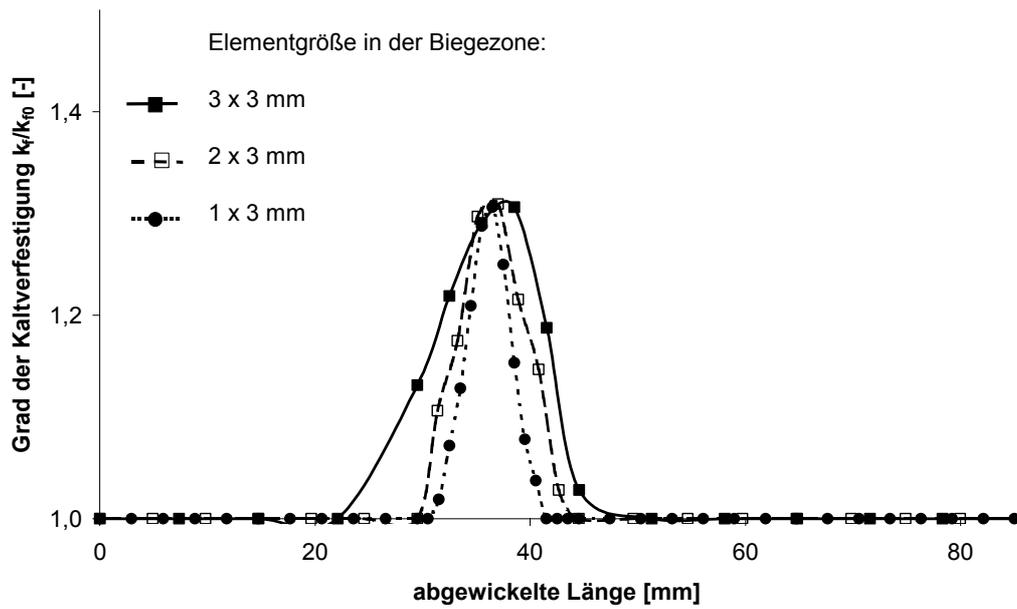


Abbildung 51: Grad der Kaltverfestigung in Abhängigkeit der Elementgröße

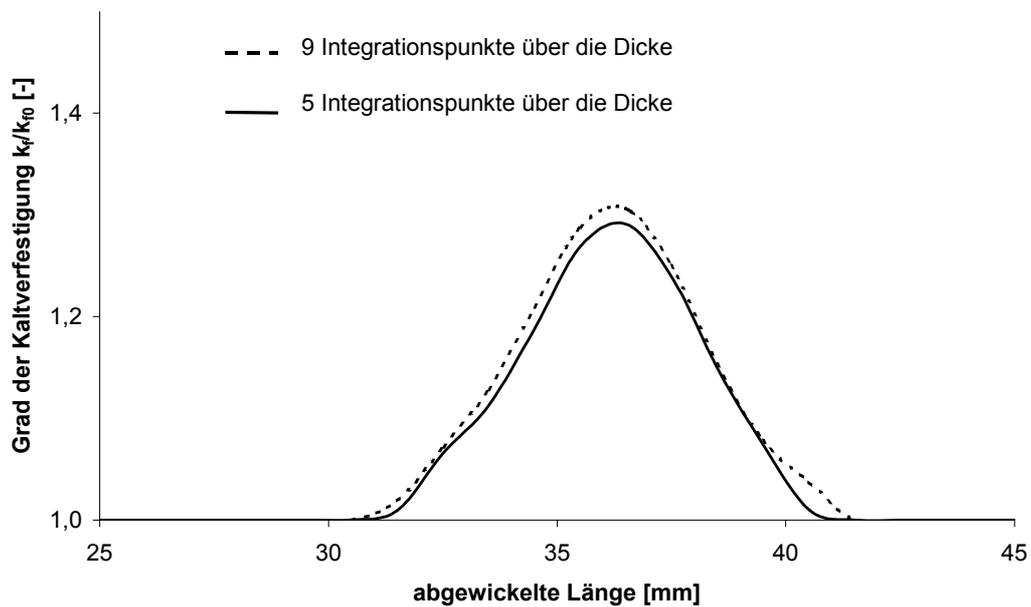


Abbildung 52: Grad der Kaltverfestigung in Abhängigkeit der Anzahl der Integrationspunkte

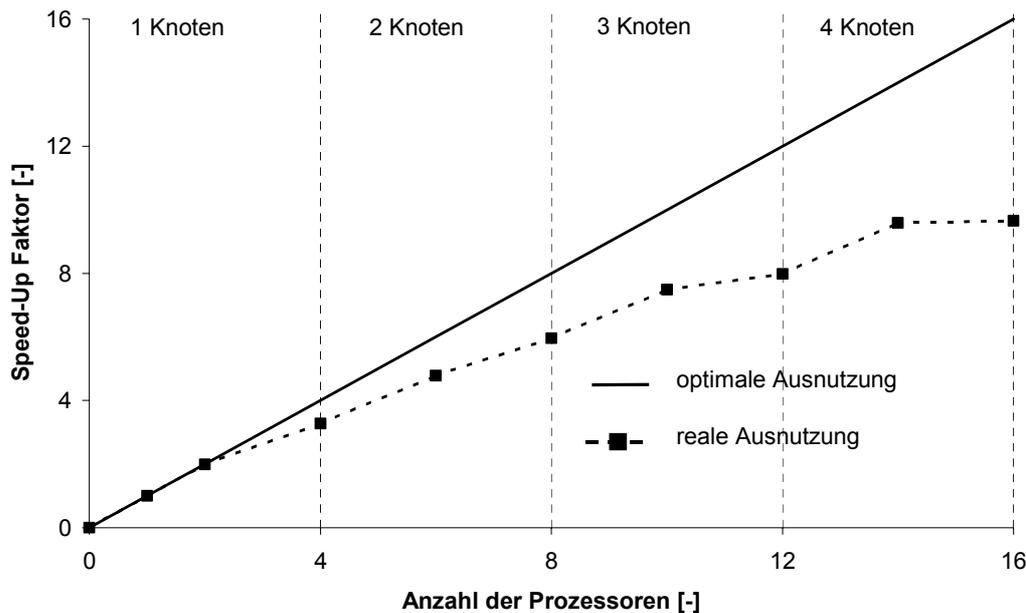


Abbildung 53: Effizienz des Parallelrechners

5.4 Validierung des Modells

Zur Validierung des Modells wurden Versuche auf einer Profilieranlage des Instituts für Produktionstechnik und Umformmaschinen (PtU) der Technischen Universität Darmstadt mit folgenden Merkmalen durchgeführt:

- Querschnitt: U 50 / 80 / 50 in den Blechdicken 1,00 mm und 1,25 mm
- Stufenfolge: 13° / 29° / 47° / 65° / 83° / 92°
- Biegeradien: 3 mm und 5 mm (unsymmetrisch)
- Stufenabstand jeweils 560 mm
- Werkstoff: S320GD+Z275 mit organischer Beschichtung Polyester 25 µm

Die Eingabedaten zur Beschreibung der Fließkurven in der Simulation sind in Tabelle 11 mit den Probenbezeichnungen sa10 und sa11 aufgeführt. Die Parameter C und γ der kinematischen Verfestigungskomponente werden auf Grundlage der Auswertung der Grundgesamtheit aller Stahlproben verwendet.

Der Rollformer ist in Abbildung 54 und die Profilblume des Querschnitts ist in Abbildung 55 zu sehen.



Abbildung 54: Ansicht der Profileranlage des PtU (links) und Blech bei Austritt aus der 4. Biegestufe (rechts)

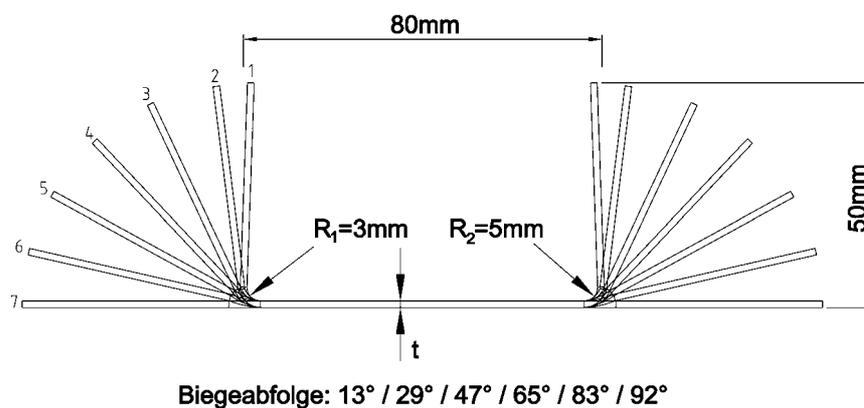


Abbildung 55: Profilblume, nach [17]

Bei den Versuchen wurden die Formänderungen nach dem Profiliervorgang an einem Querschnitt mit Hilfe des optischen Messsystems ARGUS Fabrikat Gom mbH bestimmt. Hierzu wird ein regelmäßiges Punktraster mit Punktabstand 1,0 mm x 1,0 mm vor dem Profilieren auf die Blechplatte aufgebracht. In Abbildung 56 ist die Lage des Punktrasters auf dem Blechabschnitt zu sehen. Das verformte Punktraster wird nach dem Profilieren mit einer hochauflösenden CCD-Kamera von unterschiedlichen Positionen aufgenommen, und anschließend werden die Formänderungen mit einem photogrammetrischen Verfahren ausgewertet. Der Ablauf der Formänderungsmessung ist in Abbildung 57 schematisch dargestellt. Eine ausführliche Beschreibung der Messsystems ARGUS und des Auswerteverfahrens

enthält [88]. Aus messtechnischen Gründen war die Bestimmung der Formänderungen nur an der Außenseite des Profils möglich.

Mit einem lasergestützten Messsystem wurden die Biegewinkel α_1 und α_2 entsprechend Abbildung 58 kontinuierlich in einem Abstand 1210 mm nach Verlassen dem letzten Gerüst gemessen. Eine ausführliche Darstellung des Messverfahrens enthält [16]. Die eingesetzte Messtechnik ist in [89] beschrieben.

In Ergänzung zur kontinuierlichen Messung der Biegewinkel wurden die Winkel α_1 und α_2 sowie die Radien R_1 und R_2 nach dem Profilieren, das heißt im vollständig entspannten Zustand, mit einem Winkelmesser und Radienlehren manuell gemessen.

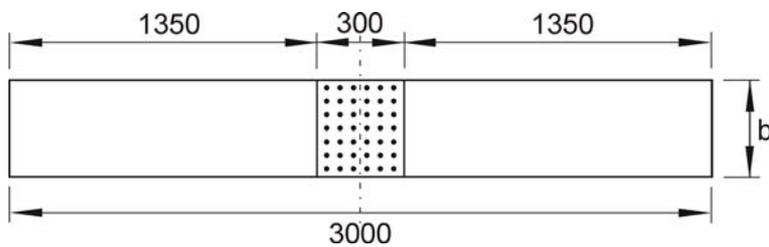


Abbildung 56: Lage der Formänderungsmessung

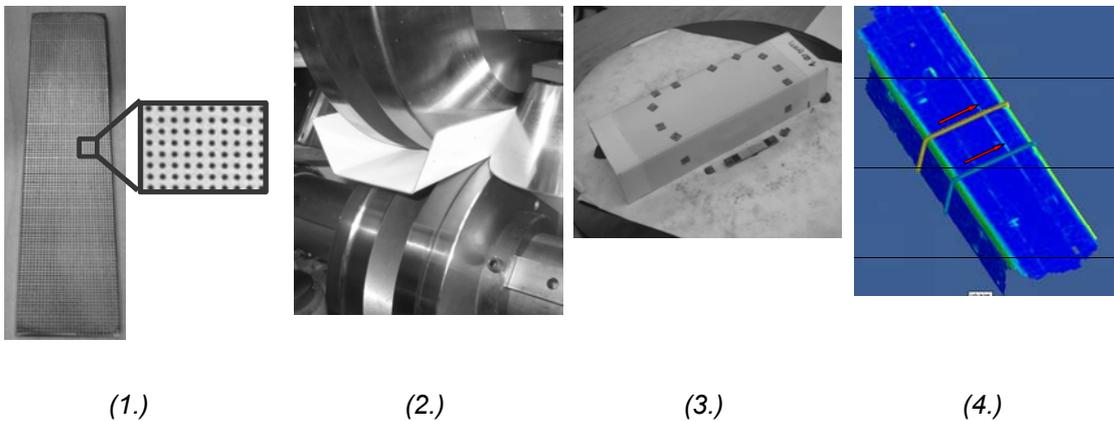


Abbildung 57: Blechplatte mit Punktraster (1.), Umformprozess (2.), Abschnitt des umgeformten Blechs mit Messmarken (3.) und ermittelte Formänderungen (4.)

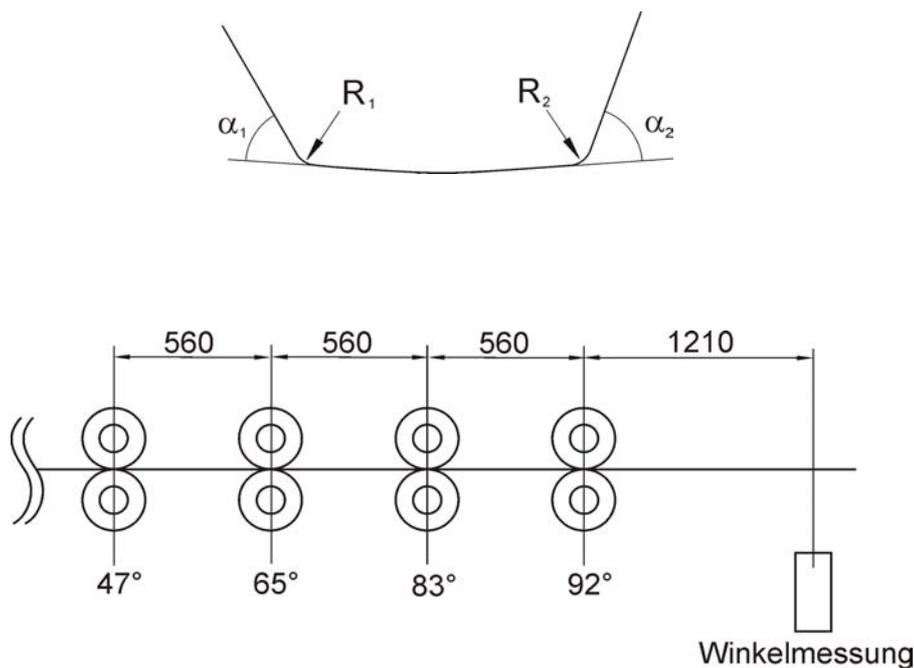


Abbildung 58: Definition der Biegewinkel (oben) und Messstelle für die kontinuierliche Messung der Biegewinkel (unten)

Der Vergleich berechneter und gemessener Formänderungen an der Profilaußenseite ist für die Blechdicke 1,00 mm in Abbildung 59 und für die Blechdicke 1,25 mm in Abbildung 60 dargestellt. Der qualitative Verlauf der Dehnungen wird von der Simulation gut wiedergegeben. Die am Radius R_2 berechneten Maximalwerte der Dehnungen sind jedoch jeweils kleiner als die gemessenen. Am Radius R_1 hingegen stimmen die berechneten Maximalwerte der Dehnung gut mit den gemessenen überein, wobei diese jedoch bei Blechdicke $t_N = 1,00$ mm leicht überschätzt werden. Eine Gegenüberstellung der berechneten Biegewinkel und Radien mit den manuell gemessenen enthält Tabelle 14. Ein Vergleich der Biegeradien erklärt die Ursache für die Unterschiede zwischen Simulations- und Messergebnissen bei den Formänderungen. Die an den realen Profilen gemessenen Biegeradien R_2 sind bei beiden Blechdicken kleiner als die in der Simulation ermittelten. Im Gegensatz hierzu liegt der berechnete Biegeradius R_1 sehr nahe bei den gemessenen Werten.

Die Rückfederung, ausgedrückt durch die Winkel α_1 und α_2 , wird bei der Simulation etwas unterschätzt, wobei dies am kleineren Biegeradius ausgeprägter ist. Die Güte der Simulationsergebnisse wird auch vom verwendeten Stoffgesetz bestimmt. Im vorliegenden Fall stimmen die mit einem isotrop verfestigenden Stoffgesetz berechneten Ergebnisse besser mit den experimentell bestimmten Werten überein als die mit einem kinematisch/isotrop verfestigenden Stoffgesetz berechneten Ergebnisse.

Die Gegenüberstellung der Messwerte mit den berechneten Werten zeigt, dass mit dem entwickelten Finite-Element-Modell die Formänderungen und Dehnungen sowohl

qualitativ als auch quantitativ in Übereinstimmung mit dem realen Umformprozess berechnet werden können.

Blechkennwerte	1,00			1,25		
	exp. ¹⁾	FE _{iso} ²⁾	FE _{kin} ²⁾	exp. ¹⁾	FE _{iso} ²⁾	FE _{kin} ²⁾
Radius R ₁ [mm]	2,50 - 2,75 ³⁾	2,28	2,36	2,25 - 2,50 ³⁾	2,33	2,42
Radius R ₂ [mm]	2,75 - 3,00 ³⁾	4,15	4,29	2,75 - 3,00 ³⁾	3,78	4,05
Winkel α ₁ [°]	87,0	88,2	89,1	88,0	88,9	89,6
Winkel α ₂ [°]	85,0	85,4	86,8	87,0	86,8	87,2

¹⁾ Ergebnisse der manuellen Messung

²⁾ FE_{iso} bezeichnet die mit isotrop verfestigendem Stoffgesetz und FE_{kin} die mit kinematisch/isotrop verfestigendem Stoffgesetz berechneten Ergebnisse

³⁾ Intervall entsprechend der Abstufung der zur Messung verwendeten Radienlehren

Tabelle 14: Ermittelte Biegeradien und Biegewinkel nach Rückfederung

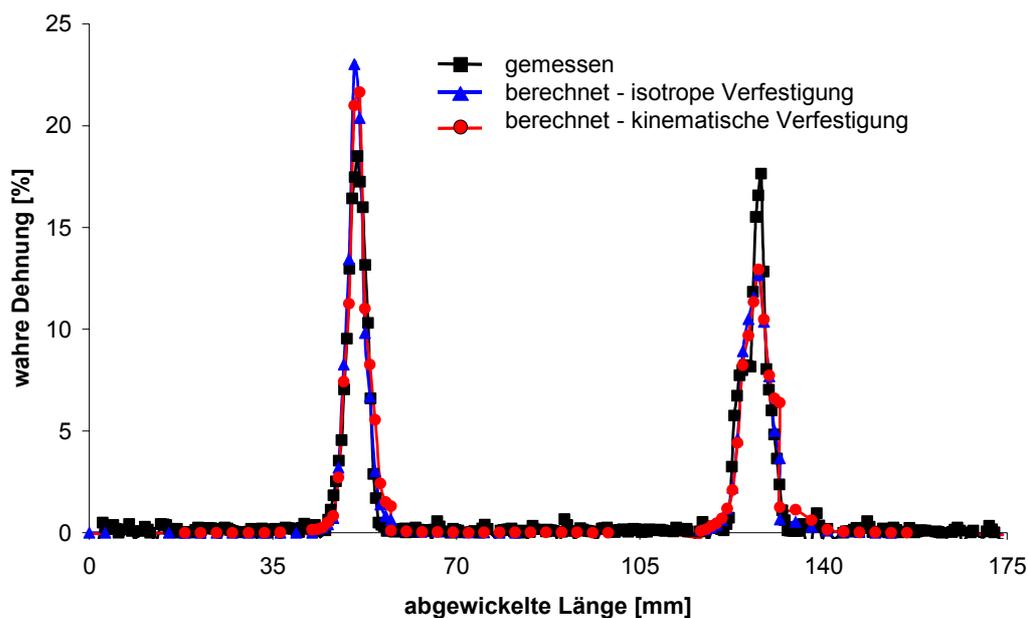


Abbildung 59: Formänderungen an Profilaußenseite in Blechdicke 1,00 mm

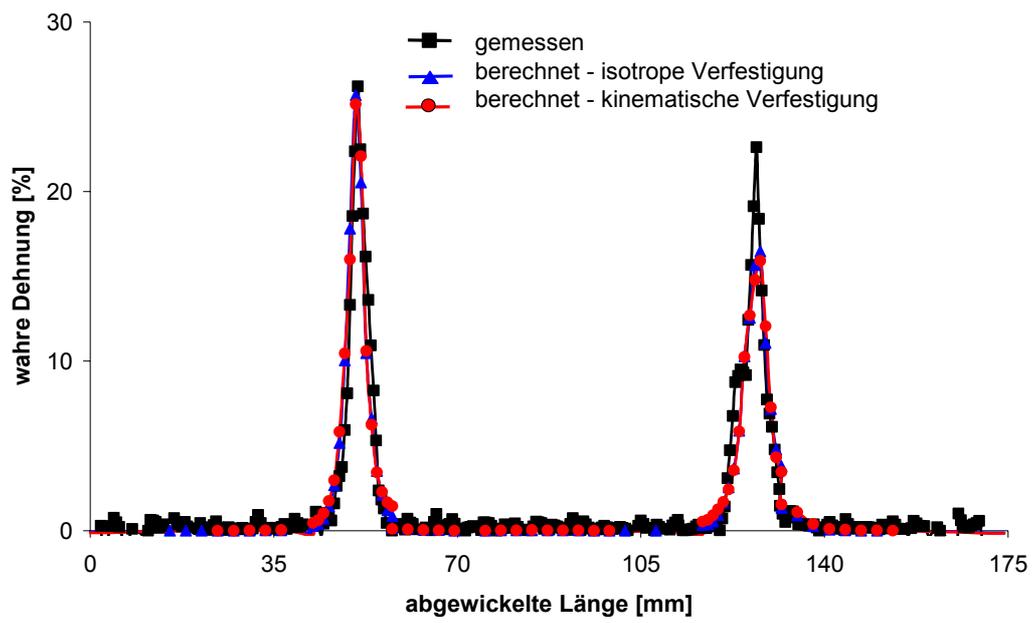


Abbildung 60: Formänderungen an Profilaußenseite in Blechdicke 1,25 mm

6 Übergang zu Breitbandprofilen

6.1 Vorgehen

Die Profilierung von Breitbandprofilen weist Unterschiede zum Profilieren von Schmalbandprofilen auf, deren Einfluss auf die Ergebnisse der numerischen Simulation untersucht wird. Es werden daher ergänzende Untersuchungen mit dem Trapezprofil des Typs 35/207 mit der in Abbildung 61 dargestellten Geometrie durchgeführt. Das Trapezprofil 35/207 ist ein Standardprofil vieler Hersteller [3], womit ein qualitativer Vergleich der Ergebnisse mit dem realen Profilierprozess ermöglicht wird. Die Breite b_V des Vormaterials ist bei diesem Profil 1250 mm.

Im ersten Schritt werden die verwendeten Werkzeugkonzepte und der zur Berechnung der Werkzeuggeometrien verwendete Algorithmus erläutert. Mit den entworfenen Rollformern wird dann der Einfluss technologischer Aspekte auf die Umformung untersucht.

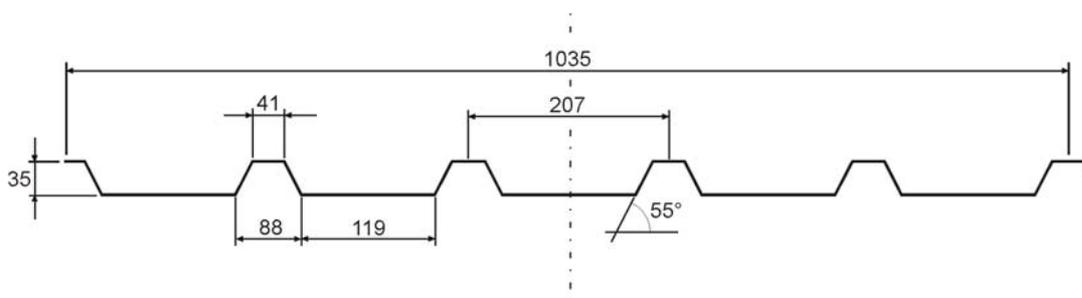


Abbildung 61: Nominelle Abmessungen des Trapezprofils Typ 35/207

6.2 Werkzeugentwurf

Die Berechnung der Werkzeuge erfolgt auf Grundlage zweier unterschiedlicher Konzepte, die schematisch in Abbildung 62 dargestellt sind. Bei Werkzeugentwurf A wird von der Mitte beginnend eine Rippe in vier Stufen vollständig ausgeformt, bevor die Ausformung der nächsten Rippen beginnt. Im Gegensatz hierzu wird bei Werkzeugentwurf B jede Rippe sukzessiv von der Mitte beginnend ausgeformt. Das heißt, jedem Umformschritt einer Rippe folgt die gleiche Umformung der benachbarten Rippe, bevor der nächste Umformschritt bei der erstgenannten Rippe vorgenommen wird.

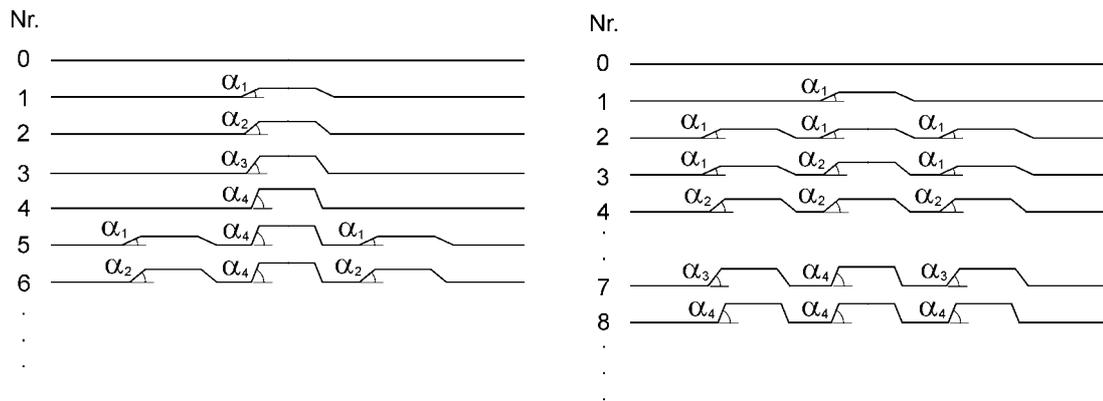


Abbildung 62: Werkzeugentwurf A (links) und Werkzeugentwurf B (rechts)

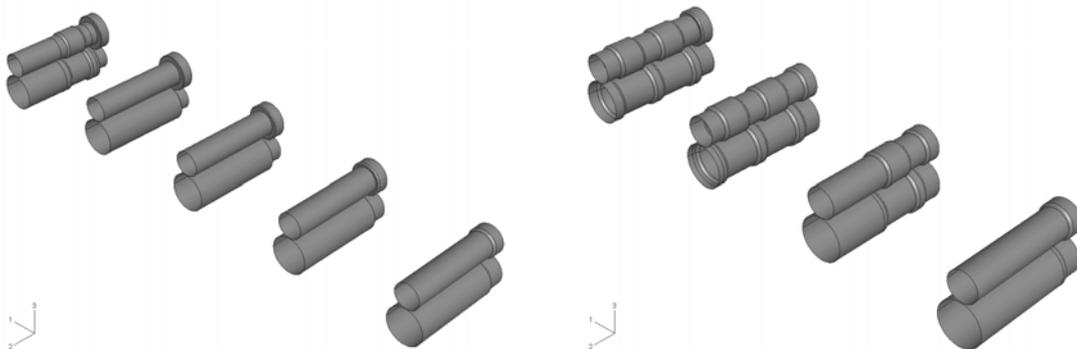


Abbildung 63: Umsetzung der Werkzeugentwürfe im Modell – Werkzeuge des Entwurfs A (links) und Werkzeuge des Entwurfs B (rechts)

Die Geometrien der einzelnen Werkzeuge für den virtuellen Rollformer werden auf Grundlage der Kreisbogenkalibrierung berechnet. Die periodische Abfolge gleicher Querschnittsteile bei Trapezprofilen ermöglicht die Berechnung der Abmessungen der Profilwerkzeuge mit einem allgemeinen Berechnungsalgorithmus [8], [9]. In beiden Entwürfen wird eine Rippe jeweils in vier Stufen vollständig ausgeformt. Der verwendete Kalibrieralgorithmus und die berechneten Werkzeuggeometrien sind in Anhang B aufgeführt.

In Abbildung 63 sind exemplarisch die Werkzeuge der ersten Stufe und das erste Werkzeug der zweiten Stufe im Finite-Element-Modell beider Entwürfe gegenübergestellt. Der Gerüstabstand l_G beträgt bei beiden Entwürfen 750 mm. Die bei der Simulation des Herstellprozesses des U-Profiles gewonnenen Erkenntnisse werden auf die Simulation des Herstellprozesses von Breitbandprofilen übertragen. Das heißt, die Netzfeinheit und die Anzahl der Integrationspunkte über die Blechdicke wird entsprechend verwendet.

6.3 Untersuchung technologischer Einflüsse

Neben dem Einfluss des Werkzeugkonzepts wird der Einfluss der Reibung auf die Ergebnisse untersucht. Im Gegensatz zu den Schmalbandprofilen entsteht bei der Profilierung von Breitbandprofilen aufgrund des seitlichen Bänderzuges eine Querspannungbeanspruchung. Hierzu werden Berechnungen mit unterschiedlichen Reibungskoeffizienten mit den in Abbildung 63 dargestellten Werkzeugen durchgeführt und die Ergebnisse verglichen. Als Referenz dienen die Ergebnisse einer Berechnung mit reibfreiem Kontakt zwischen Werkzeug und Blech. Die übrigen Berechnungen erfolgen mit einem Reibungskoeffizient $\mu_R = 0,10$. Es wird ein Stoffgesetz mit isotroper Verfestigung verwendet. Die Fließkurve wird mit dem Mittelwert des Verhältnisses e_5 aus Tabelle 2 unter Verwendung von Gleichung (12) berechnet.

Die Ergebnisse werden hinsichtlich des Verlaufs der Biegewinkel α_1 und α_2 an der Mittelrippe und der Reaktionskraft F_2 in Symmetrieebene im Bereich des Bänderzuges entsprechend Abbildung 64 verglichen und beurteilt. Zusätzlich wird die Verteilung der Membranspannung σ_{m2} in 2-Richtung in dem Referenzabschnitt nach Abbildung 64 zur Beurteilung des Einflusses der Reibung auf die Ergebnisse herangezogen. Die Länge des Referenzabschnitts umfasst mit einer Länge von 200 mm den Bereich der größten Beanspruchung am Bänderzug. Hierdurch ist es möglich, eine quantitative Aussage über die Beanspruchung des Werkstoffs beim Einlauf in die ersten Umformstufen zu erhalten.

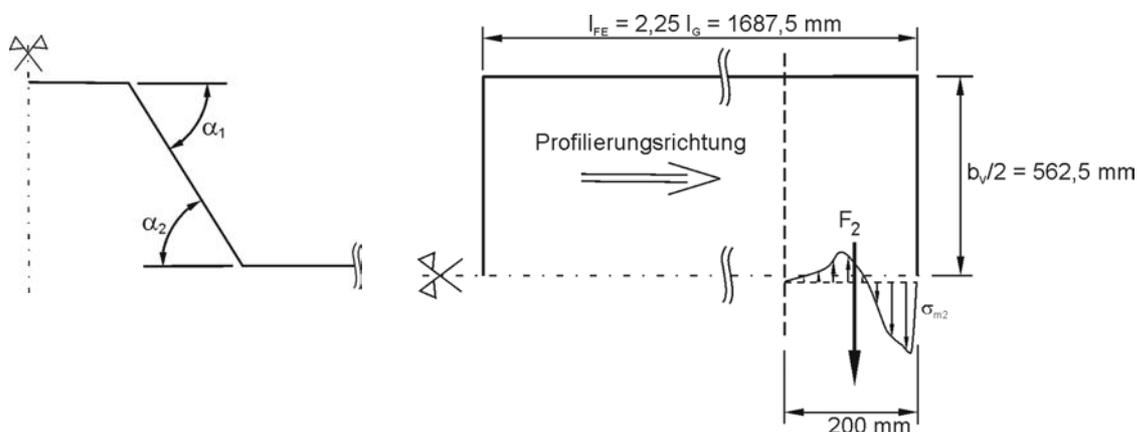


Abbildung 64: Definition der Biegewinkel α_1 und α_2 (links) und der Reaktionskraft F_2 im Bereich des Bänderzuges (rechts)

Für den Werkzeugentwurf A ist der Verlauf des Biegewinkels α_1 in Abbildung 65 und der Verlauf des Biegewinkels α_2 in Abbildung 66 zu sehen. Für den Werkzeugentwurf B ist der Verlauf des Biegewinkels α_1 in Abbildung 67 und der Verlauf des Biegewinkels α_2 in Abbildung 68 dargestellt. In beiden Fällen sind die Verläufe der

Biegewinkel im Gegensatz zum Profilieren von U - Profilen nicht wellenförmig. Dies ist bedingt durch die große Steifigkeit der noch nicht umgeformten Blechscheibe. Der Verlauf des Biegewinkels α_2 bei Werkzeugentwurf B weist einen Richtungswechsel auf. Dieser wird durch den Eingriff des Werkzeugs an der nächstanliegenden Rippe verursacht, wodurch der untere ebene Gurt eine Rotation erfährt. Nachdem die zweite Rippe ausgeformt ist, nimmt der Biegewinkel α_2 wieder den im Entwurf vorgesehenen Betrag an.

Der Verlauf der Reaktionskraft F_2 in Symmetrieebene im Bereich des Bandeinlaufs ist in Abbildung 69 und in Abbildung 70 zu sehen. Die maximale Beanspruchung des Blechs tritt erwartungsgemäß beim Einlauf des Blechs in die erste Umformstufe auf, wobei der Betrag der Reaktionskraft F_2 aufgrund der identischen Werkzeuggeometrien bei beiden Werkzeugentwürfen gleich ist. Im weiteren Verlauf ergeben sich jedoch deutliche Unterschiede. Der Verlauf der Querkzugbelastung bei Werkzeugentwurf A weist in der ersten und zweiten Stufe nahezu gleichgroße Maximalwerte auf und nimmt in den folgenden Stufen deutlich ab. Die bei Werkzeugentwurf B nach der ersten Stufe auftretenden Maximalwerte sind nur halb so groß, das heißt die Werkstoffbelastung ist bei diesem deutlich geringer. Die in der fünften Stufe bei Entwurf A beginnende Umformung der benachbarten Rippe und die in der vierten Stufe bei Entwurf B fortgesetzte Umformung der Mittelrippe führt zu der Zunahme der Reaktionskraft F_2 in diesen Umformstufen.

Die zeitliche Änderung der Membranspannungsverteilung beim Durchlaufen der ersten Stufe im Referenzabschnitt ist exemplarisch für den Werkzeugentwurf A bei reibfreier Berechnung in Abbildung 71 dargestellt. Das Maximum der Membranspannung entspricht hierbei immer dem Ort des aktiven Werkzeugeingriffs zur jeweils dargestellten Zeit. Nachdem zur Zeit $t = 0,20$ s die Verteilung der Membranspannung einen Vorzeichenwechsel innerhalb der Referenzlänge aufweist, stellt sich ab der Zeit $t = 0,25$ s ein quasi-stationärer Zustand ein.

Der Verlauf der Membranspannungen in 2-Richtung im Referenzquerschnitt ist für Werkzeugentwurf A in Abbildung 72 und für Werkzeugentwurf B in Abbildung 73 zu sehen. In beiden Abbildungen wurde jeweils der Zustand beim Einlauf in die ersten drei Stufen dargestellt. Dies entspricht den Umformzeiten $t = 0,25$ s, $t = 1,25$ s und $t = 2,25$ s. Während bei Werkzeugentwurf A die Membranspannungen ihr Maximum beim Einlauf in die zweite Stufe erreichen, fallen bei Werkzeugentwurf B die Membranspannungen von Stufe zu Stufe ab und wechseln in der dritten Stufe sogar ihr Vorzeichen. Die Zunahme der Beanspruchung bei Entwurf A resultiert aus den veränderten Einspannverhältnissen des Bandes. Der Eingriff an der jeweils benachbarten Rippe führt bei Entwurf B zu einer Abnahme der Membranspannungen, da hierdurch erzeugte Bandeeinzug der Beanspruchung in der Symmetrieachse entgegenwirkt.

Ein signifikanter Einfluss der Reibung auf die Ergebnisse ist bei allen untersuchten Kriterien nicht erkennbar.

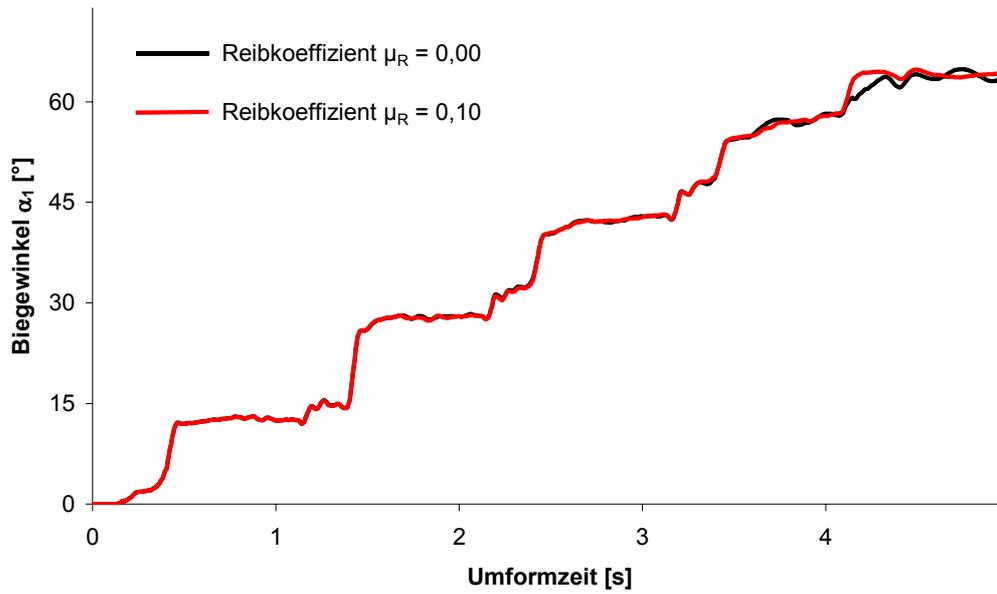


Abbildung 65: Verlauf des Biegewinkels α_1 bei Entwurf A

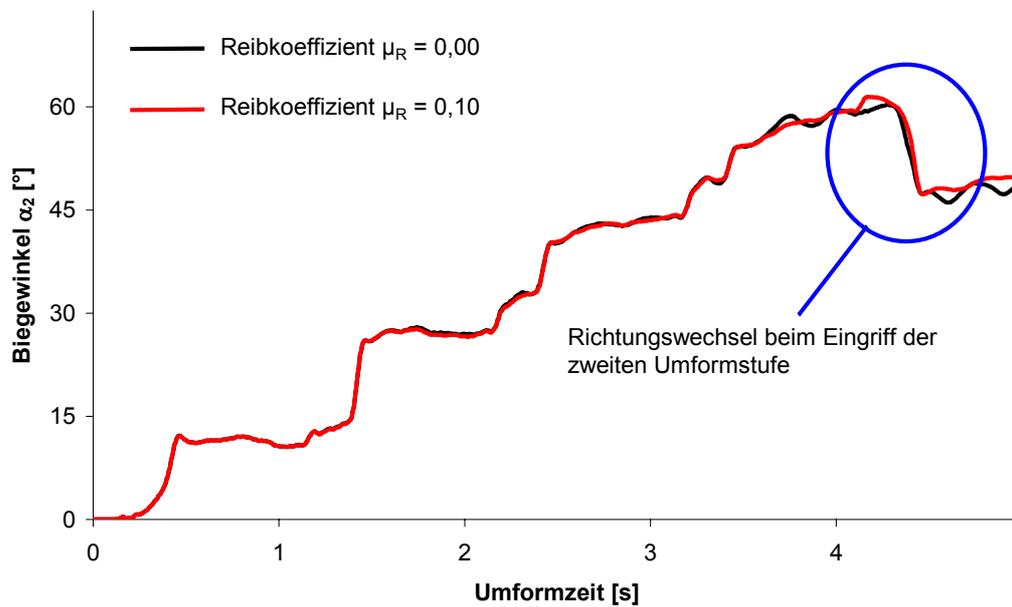


Abbildung 66: Verlauf des Biegewinkels α_2 bei Entwurf A

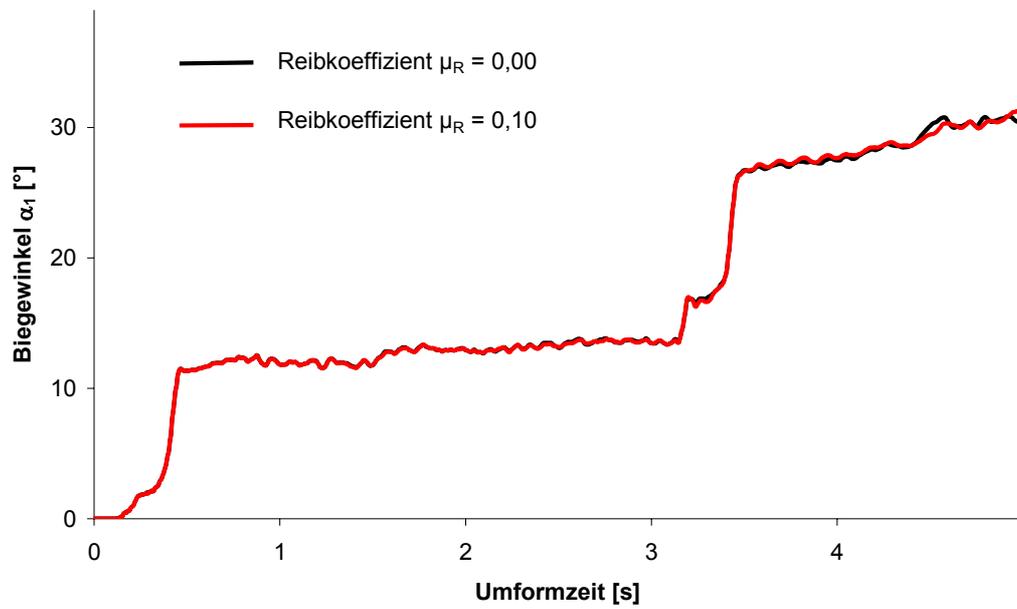


Abbildung 67: Verlauf des Biegewinkels α_1 bei Entwurf B

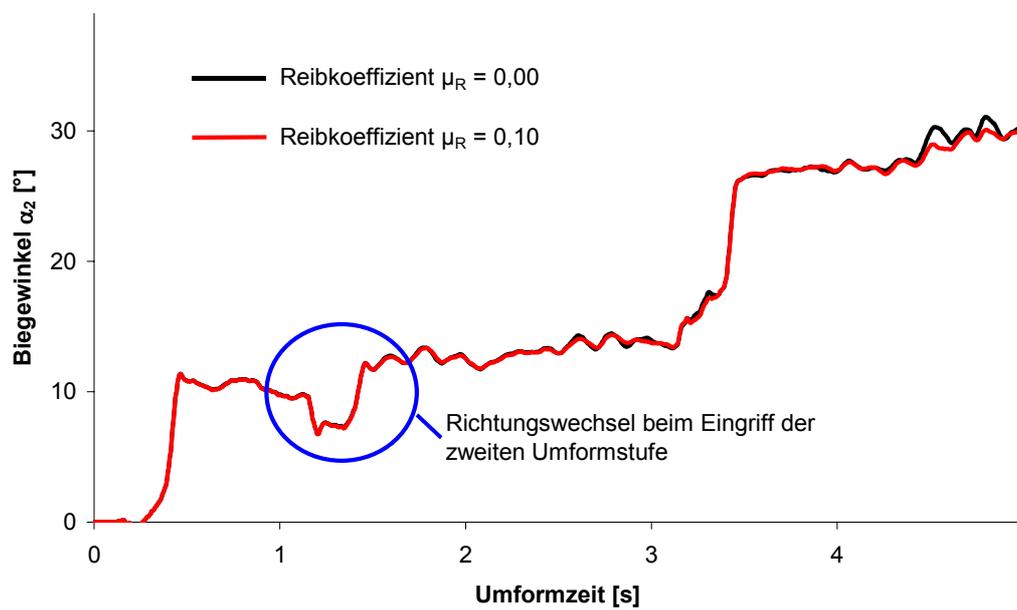


Abbildung 68: Verlauf des Biegewinkels α_2 bei Entwurf B

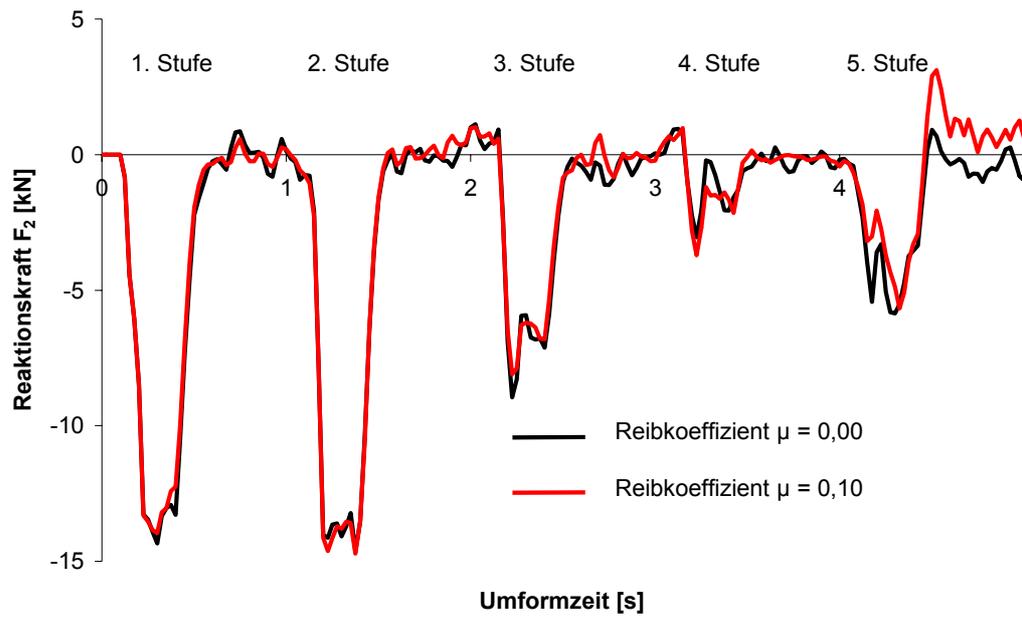


Abbildung 69: Verlauf der Reaktionskraft F_2 bei Entwurf A

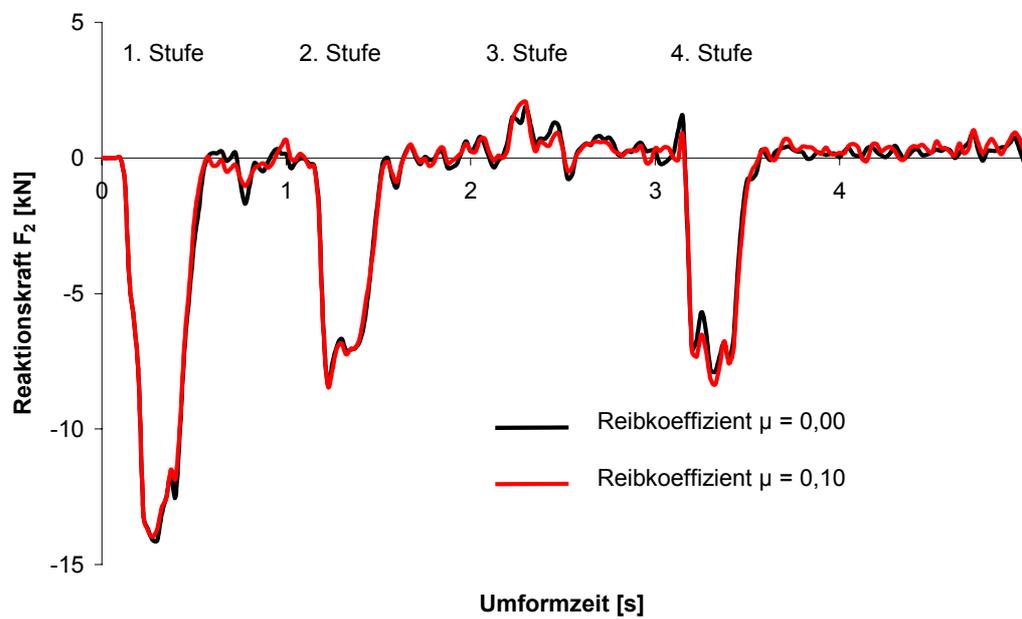


Abbildung 70: Verlauf der Reaktionskraft F_2 bei Entwurf B

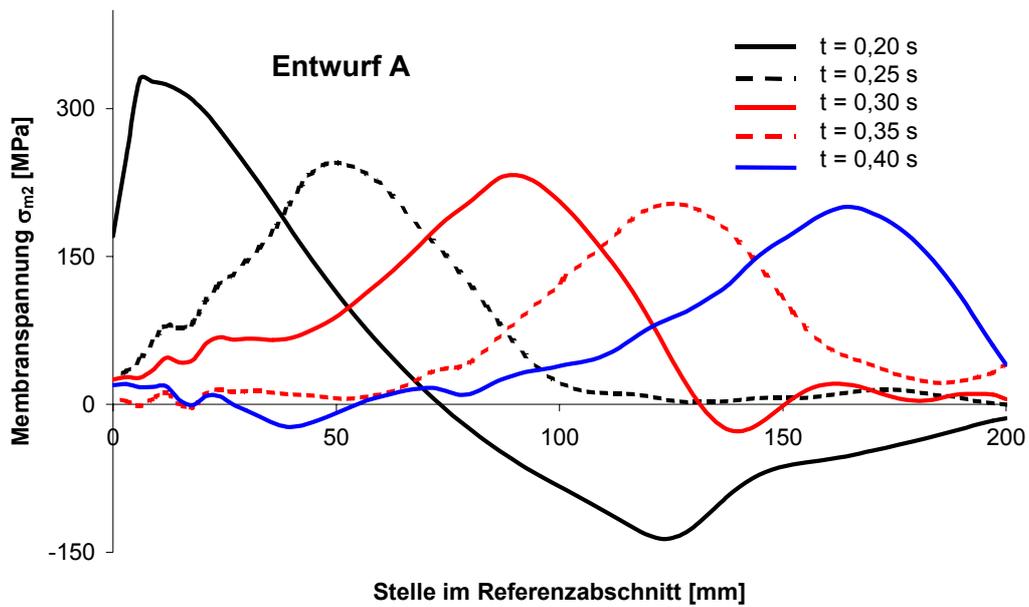


Abbildung 71: Zeitliche Änderung des Verlaufs der Membranspannung

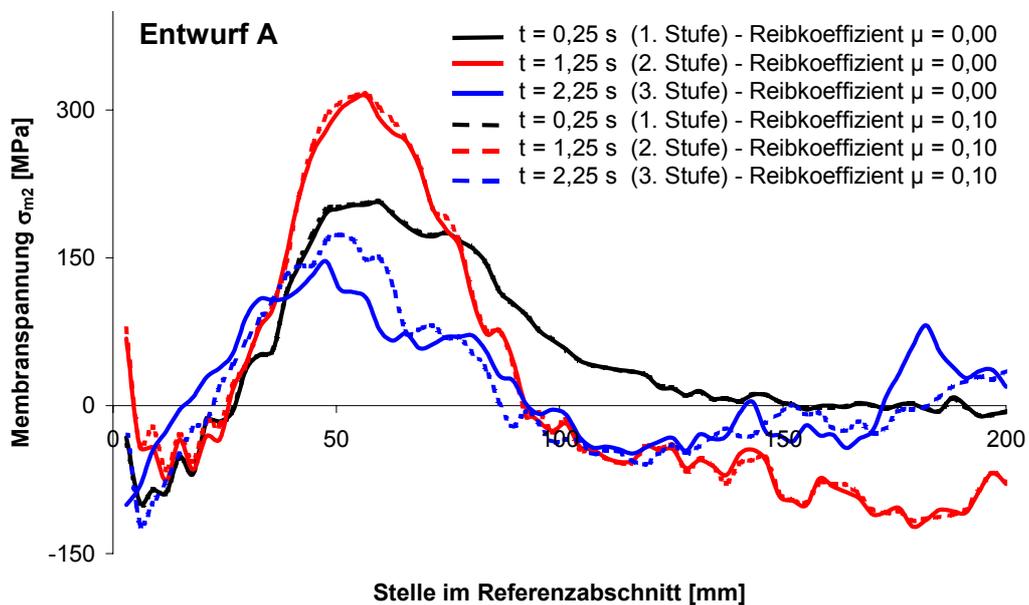


Abbildung 72: Verteilung der Membranspannung beim Einlauf in verschiedene Stufen

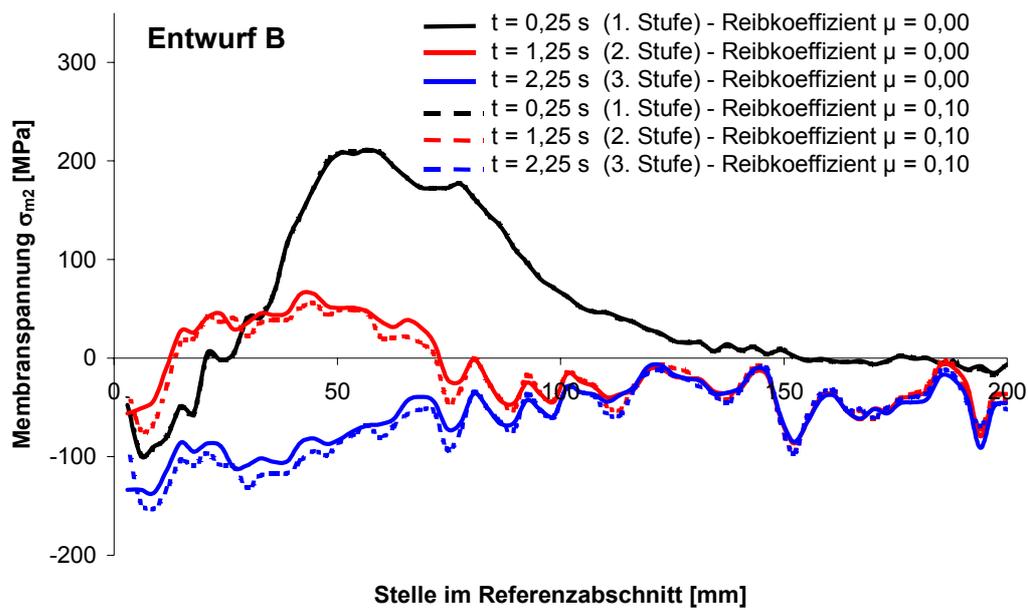


Abbildung 73: Verteilung der Membranspannung beim Einlauf in verschiedene Stufen

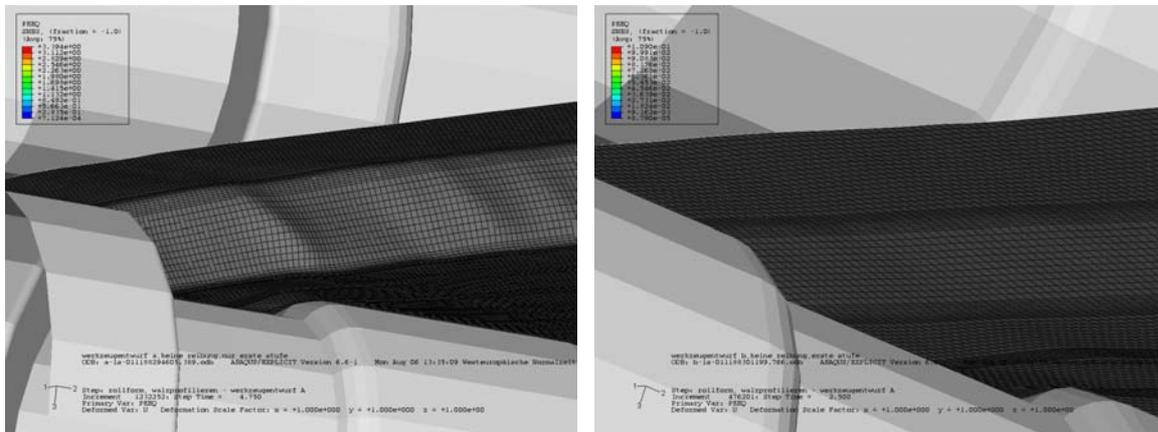


Abbildung 74: Einfallen plastischer Beulen im Steg bei Entwurf A (links) und elastischer Beulen bei Entwurf B (rechts)

6.4 Diskussion und Beurteilung der Ergebnisse

Die Untersuchung zeigt, dass die Reibung beim Walzprofilieren von Breitbandprofilen im untersuchten Parameterspektrum keinen signifikanten Einfluss hat. Zudem ist der gewählte Reibungskoeffizient $\mu_R = 0,10$ meiner Einschätzung nach ein oberer Grenzwert des realen Profilierprozesses, da in der Profilierpraxis zur Vermeidung von Beschädigungen der organischen Beschichtung eine quasi reibfreie Umformung angestrebt wird. Die Reibung wird daher in der weiteren Untersuchung vernachlässigt.

Die Konzeption des Umformprozesses hat demgegenüber einen großen Einfluss auf die Ergebnisse. Obwohl bei beiden Entwürfen die Geometrien der einzelnen Werkzeugsegmente identisch sind, ergeben sich bei Entwurf A deutlich größere Belastungen des Werkstoffs aus dem seitlichen Bandedeinzug als bei Entwurf B. Die in Abbildung 74 dargestellten plastischen Beulen, die beim Eingriff der ersten Stufe in der zweiten Rippe entstehen, veranschaulichen dies.

Wie mir aus Übereinstimmungsprüfungen bei mehreren Herstellern von Trapezprofilen bekannt ist, entsprechen in der industriellen Herstellung von Trapezprofilen die Werkzeuge in der Regel dem Konzept B. Für die weiteren Untersuchungen wird daher ausschließlich der Werkzeugentwurf B verwendet, da hierdurch ein qualitativer Vergleich mit dem realen Herstellprozess bei unterschiedlichen Herstellern möglich ist.

Der Verlauf der Biegebiegung ist nicht wie bei den U-Profilen wellenförmig. Das heißt, der Werkstoff erfährt in der Biegezone keine Belastung mit Wechsel des Richtungssinns. Dies legt nahe, dass der Einfluss der kinematischen Verfestigung beim Walzprofilieren von Trapezprofilen mit der untersuchten Geometrie vernachlässigbar ist. Zudem sind die bei kleinen Blechdicken auftretenden Dehnungsamplituden $\Delta\varepsilon_p/2$ ebenfalls klein und leisten daher nur einen geringen Beitrag zur kinematischen Verfestigung des Werkstoffs. In der weiteren Untersuchung wird daher ein Stoffgesetz mit isotroper Verfestigung verwendet.

7 Parameterstudie zum Einfluss der Werkstoffkennwerte

7.1 Allgemeines

Aufgrund der Komplexität des Verfahrens ist beim Walzprofilieren die gegenseitige Beeinflussung unterschiedlicher Parameter mittels theoretischer Überlegungen nicht darstellbar. Da der Fokus der Arbeit auf die mechanischen Werkstoffeigenschaften gerichtet ist, wird deren Einfluss auf die Profilierbarkeit und die Bauteileigenschaften in einer Parameterstudie untersucht. Hierzu werden die Methoden der statistischen Versuchsplanung angewendet.

7.2 Statistische Versuchsplanung

Versuche werden durchgeführt, um die Auswirkung von Variablen auf eine Systemantwort zu ermitteln. Mit der Auswirkung einer Variablen wird eine Änderung der Systemantwort beschrieben, wenn eine Variable von einem kleinen zu einem großen Wert verändert wird. In der statistischen Versuchsplanung wird eine Variable als Faktor und die Auswirkung einer Variablen als Effekt bezeichnet; der jeweils spezifisch veränderliche Wert, den ein Faktor innerhalb des Versuchsplans einnimmt, wird als Stufe bezeichnet. Zusätzlich kann der Effekt von Wechselwirkungen zwischen unterschiedlichen Faktoren sowie zwischen Faktoren und Wechselwirkungen bestimmt werden. Bei einer großen Anzahl Faktoren sind faktorielle Versuchspläne zur Bestimmung der Effekte und Wechselwirkungen sehr hilfreich [82], [84].

Die quantitative Abhängigkeit der Zielgrößen von den Faktoren kann mit einem Versuchsplan höherer Ordnung bestimmt werden. In der Regel wird zu diesem Zweck ein quadratisches Modell der Form

$$y = \beta_0 + \sum_{i=1}^k \beta_i \cdot x_i + \sum_{i=1}^k \beta_{ii} \cdot x_i^2 + \sum_{\substack{i < j \\ =2}}^k \sum_{=2}^k \beta_{ij} \cdot x_i \cdot x_j + \omega \quad (41)$$

zur empirischen Beschreibung der Abhängigkeit der Zielgröße y von den Faktoren x_i oder x_j verwendet. Die Koeffizienten β_i , β_{ii} und β_{ij} beschreiben die Effekte der Faktoren und deren Wechselwirkungen, β_0 ist eine Konstante und ω ein Ausgleichsterm, der nicht vom Modell erfasste Effekte und Fehler enthält. Hierzu zählen zum Beispiel Messunsicherheiten, nicht kontrollierbare Prozessparameter oder Umweltbedingungen. Eine umfassende Darlegung der theoretischen Grundlagen ist in [82], [83] enthalten,

auf eine Wiedergabe wird daher verzichtet. Zentral zusammengesetzte Versuchspläne sind nach [84] zur Bestimmung der Koeffizienten in Gleichung (41) am geeignetsten.

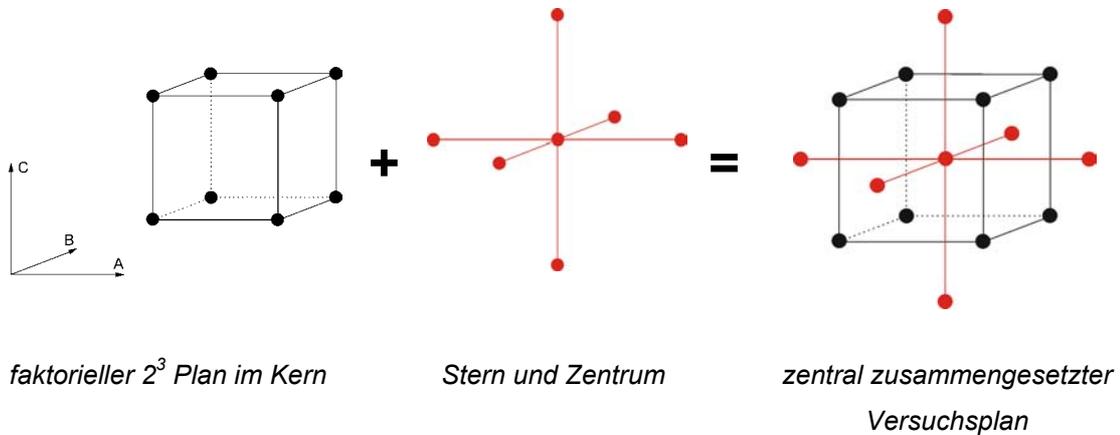


Abbildung 75: Konstruktion eines zentral zusammengesetzten Versuchsplanes mit drei Faktoren

Ein zentral zusammengesetzter Versuchsplan besteht aus einem sogenannten faktoriellen Versuchsplan des Typs 2^k im Kern, einem Stern sowie einem Zentrumspunkt. Das Konstruktionsprinzip eines zentral zusammengesetzten Versuchsplanes ist in Abbildung 75 am Beispiel eines Planes mit 3 Faktoren dargestellt, wobei jeder Punkt ein Versuch, auch Faktorstufenkombination genannt, ist. Da Versuchspläne auf 5 Stufen in der Praxis aufgrund der großen Anzahl erforderlicher Versuche nicht durchführbar sind, werden diese formal reduziert, sodass sich ein zentral zusammengesetzter Versuchsplan ergibt. Bei dem in Abbildung 75 dargestellten Beispiel wären bei einer vollständigen Ausführung des Planes $5^3 = 125$ Versuche erforderlich.

Die Anzahl N der erforderlichen Versuche eines zentral zusammengesetzten Versuchsplanes berechnet sich zu

$$N = n_K + n_S + n_Z \quad (42)$$

mit n_K der Anzahl der Versuche des faktoriellen Versuchsplanes im Kern, n_S der Anzahl der Versuche des Sterns und n_Z der Anzahl der Versuche im Zentrum. Die Anzahl n_K ergibt sich bei Berücksichtigung von k Faktoren zu

$$n_K = 2^k \quad (43)$$

und die Anzahl n_S zu

$$n_S = 2 \cdot k \quad (44)$$

Die Anzahl n_z der Versuche im Zentrum ist prinzipiell frei wählbar, sollte jedoch unter Einhaltung der Vorgaben bezüglich der Orthogonalität des Versuchsplans bestimmt werden. Ein orthogonaler Versuchsplan hat die Eigenschaft, dass die Schätzwerte für die Koeffizienten β_i , β_{ii} und β_{ij} im Modell (41) unabhängig sind und schmale Vertrauensbereiche zur Schätzung der einzelnen Koeffizienten bei vorgegebenen kodierten Stufenwerten $+1$ und -1 der einzelnen Faktoren besitzt [83]. Der Versuchsplan ist orthogonal, wenn die kodierten Stufenwerte $+\alpha$ und $-\alpha$ der Versuchspunkte im Stern mit

$$\alpha^2 = \frac{1}{2} \cdot (\sqrt{n_k \cdot N} - n_k) \quad (45)$$

berechnet werden.

Die Schätzung der Koeffizienten β_i , β_{ii} und β_{ij} im Modell (41) erfolgt in der Regel mit Hilfe der Fehlerquadratmethode. Das gewählte Modell ist hinsichtlich seiner Eignung zur Beschreibung eines Problems zu prüfen, wozu unter anderem die statistische Verteilung der Residuen untersucht wird und modellabhängige und modellunabhängige Fehler beurteilt werden [83].

Die Schätzwerte für die Koeffizienten werden auf Signifikanz unter Benutzung der t-Verteilung überprüft, womit eine Beurteilung des Einflusses eines Effektes oder einer Interaktion auf eine Zielgröße möglich ist. Bei virtuellen Versuchen ist dies jedoch schwierig, da zur Berechnung eines Konfidenzintervalls die Varianz s^2 nicht aus der Streuung zwischen Wiederholungen eines Versuchs abgeschätzt werden kann. Zentral zusammengesetzte Versuchspläne haben bei nur einer Ausführung der einzelnen Versuche den Vorteil, dass bei $n_z > 1$ die Versuche im Zentrum zur Varianzschätzung nutzbar sind. Zusätzlich können zur Schätzung der Varianz s^2 quasi zufällige Effekte verwendet werden. Unter der Annahme, dass alle Effekte in Wirklichkeit null sind, sind die aus den Versuchsergebnissen berechneten Effekte aufgrund zufälliger Unterschiede normalverteilt. Dies wird zur Identifikation zufällig von null abweichender Effekte und der wahren Effekte genutzt. Mit den zufällig abweichenden Effekten, meist Wechselwirkungen höherer Ordnung, kann die Varianz s_d^2 geschätzt werden [82].

$$s_d^2 = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n E_z^2 \quad (46)$$

In (46) ist n die Anzahl zufällig abweichender Effekte und E_z ist der Betrag des Koeffizienten β_i , β_{ii} oder β_{ij} eines zufällig abweichenden Effektes. Die Signifikanz eines Effekts wird mit Hilfe der Varianz s_d^2 geprüft. Die Signifikanz eines Effekts oder einer Interaktion wird auf verschiedenen Signifikanzniveaus $p_{\alpha,g}$ geprüft. Je kleiner der $p_{\alpha,i}$ -Wert eines Effekts ist, desto höher ist dessen Signifikanz. Hier wird ein Effekt oder eine Interaktion als hochsignifikant eingestuft, wenn der ermittelte $p_{\alpha,i}$ -Wert kleiner gleich

0,01 ist. Ein $p_{\alpha,i}$ -Wert kleiner 0,05 wird als signifikant erachtet. Zusätzlich werden Effekte mit einem $p_{\alpha,i}$ -Wert kleiner 0,10 als indifferent in die Diskussion mit einbezogen.

7.3 Virtuelle Versuche

7.3.1 Vorgehen

Die Durchführung der Versuchsplanung und Auswertung gliedert sich nach [84] in folgende Schritte:

- Definition der Zielgrößen
- Definition der Faktoren
- Erstellen des Versuchsplans und Durchführung der Versuche
- Auswertung und Beurteilung der Ergebnisse

Die Versuchspläne werden mit der kommerziellen Software Statistica [85] erstellt und ausgewertet.

7.3.2 Definition der Zielgrößen

In der Parameterstudie sollen die für das Profilieren von Breitbandprofilen maßgebenden mechanischen Werkstoffeigenschaften identifiziert, eine qualitative Aussage ihres Einflusses auf die Eignung zum Walzprofilieren getroffen sowie quantitative Empfehlungen für die Spezifikation des Vormaterials gewonnen werden.

Die Auswertung erfolgt mit folgenden Zielgrößen:

- Plastisches Beulen während des Umformprozesses im Steg der zweiten Rippe im Bereich des Bandeinlaufs als kritischer Stelle. Die Referenzfläche ist in Abbildung 76 dargestellt. Beurteilt werden plastische Beulen hinsichtlich der maximalen Stichhöhe Δu , die entlang des Pfades A gemäß Abbildung 76 definiert ist.
- Verlauf des Biegewinkels α_1 entsprechend Abbildung 64, wobei die statistische Auswertung mit der Differenz $\Delta\alpha_1$ erfolgt. Die Differenz $\Delta\alpha_1$ des Biegewinkels berechnet sich aus dem Minimum und dem Maximum im Verlauf des Biegewinkels nach Verlassen einer Umformstufe bis zum Beginn der Einformzone der folgenden Umformstufe.
- Grad der Kaltverfestigung nach Gleichung (39) entlang des Pfades B gemäß Abbildung 76. Die statistische Auswertung erfolgt mit dem Maximalwert der Fließspannung $f_{y,fem}^*$ sowie dem Mittelwert der erhöhten Streckgrenze $f_{ya,fem}$ nach Gleichung (47). In Gleichung (47) ist l die Länge des Pfades B.

$$f_{ya,fem} = \frac{1}{l} \cdot \int_0^l f_{y,fem}(p) dl \quad (47)$$

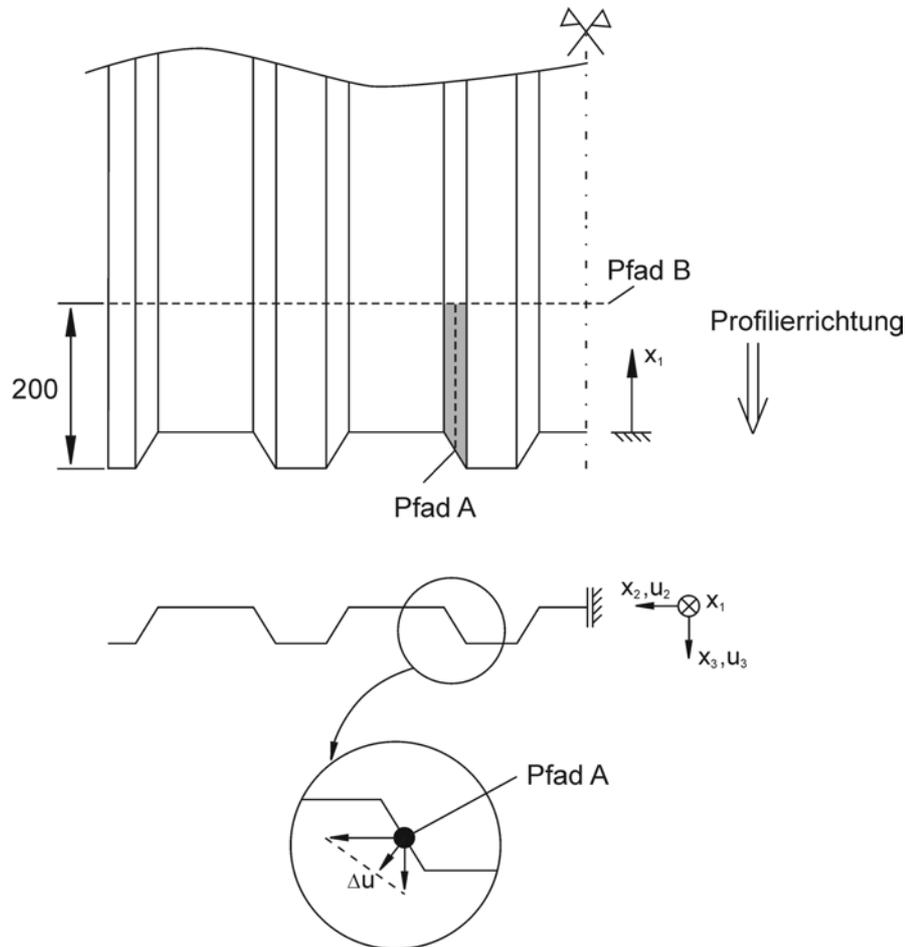


Abbildung 76: Definition der Referenzfläche zur Beurteilung des Auftretens plastischer Beulen und des Pfades zur Berechnung des Grades der Kaltverfestigung

7.3.3 Definition der Faktoren

Die Untersuchung wird mit folgenden Faktoren durchgeführt:

- Blechdicke t im Intervall von 0,50 mm bis 1,00 mm. Dies deckt das bei der Anwendung von Trapezprofilen als Dach- oder Fassadenbauteil übliche Spektrum weitgehend ab. Die Streuung der Blechdicke wird aus 561 Messwerten vorliegender Versuche [77], [78], [79], [80] in den nominellen Blechdicken $t_N = 0,63$ mm, $t_N = 0,75$ mm, $t_N = 0,88$ mm, $t_N = 1,00$ mm und $t_N = 1,25$ mm ermittelt. Da hier lediglich die Streuung von Interesse ist, erfolgt die Berechnung mit der bezogenen Blechdicke

$$t^* = \frac{t_i}{t_\mu} \quad (48)$$

mit dem Einzelwert t_i und dem Mittelwert t_μ einer nominellen Blechdicke. Die Summenhäufigkeitslinie der bezogenen Blechdicke ist in Anhang A 3 aufgeführt. Die ermittelte Standardabweichung beträgt $s = 0,0195$.

- Verhältniswert $e_1 = E / k_{f0}$ im Intervall von 5 % - und 95 % - Fraktilwert des jeweiligen Werkstoffs. In der Simulation wird der Kennwert Elastizitätsmodul einer Faktorstufe verwendet, der durch Multiplikation von e_1 mit dem Mittelwert von R_{eL} oder $R_{p0,2}$ berechnet wird.
- Verhältniswert $e_5 = R_m / k_{f0}$ im Intervall von 5 % - und 95 % - Fraktilwert des jeweiligen Werkstoffs. Die Fließkurve eines Verhältniswertes e_5 wird mit den zugehörigen Parametern Q_i und C_i aus der Grundgesamtheit der vorliegenden Zugversuche entnommen.

Diese Festelegungen decken das Streuband der Eigenschaften der untersuchten Werkstoffe gut ab, wie der Vergleich in Abbildung 77 zeigt. Die Extremwerte der Verhältnisse beider Werkstoffe liegen außerhalb des Intervalls von 5 % - und 95 % - Fraktilwert. Werden jedoch statt der Fraktil- die Extremwerte bei der Parameterstudie verwendet, ist der Versuchsplan nicht orthogonal. Dies führt zu einem breiteren Vertrauensbereich bei der Koeffizientenschätzung und verringert somit die Aussagefähigkeit der Parameterstudie. Mit den verwendeten Grenzwerten werden die Werkstoffe ausreichend genau beschrieben.

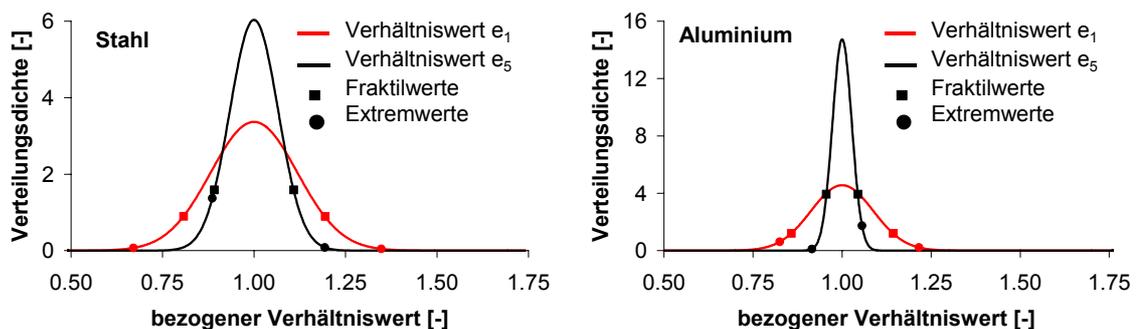


Abbildung 77: Verteilungsdichte der bezogenen Verhältniswerte

7.3.4 Versuchsplan

Mit drei Faktoren ergibt sich nach Gleichung (43) die Anzahl der Versuche im Kern des Planes $n_K = 8$ und nach Gleichung (44) die Anzahl der Versuche im Stern des Plans zu $n_S = 6$. Der Versuch im Zentrum des Planes wird dreimal ausgeführt, das

heißt $n_z = 3$ und somit ergibt sich die Gesamtanzahl aller Versuche zu $N = 17$. Die kodierten Stufenwerte der Sternpunkte berechnen sich hiermit nach Gleichung (48) zu $\alpha = 1,353$.

Die Gesamtanzahl N der Versuche ist kleiner als 32 und somit kritisch bezüglich der Fehlerschätzung zu beurteilen. Dieser Mangel wird durch die dreimalige Realisierung im Zentrum ausgeglichen. Da virtuelle Versuche mit identischen Eingabedaten jedoch zu identischen Ergebnissen führen, werden die Eingabedaten aus unterschiedlichen Verhältniswerten e_1 , e_5 und t^* im Bereich der jeweiligen Mittelwerte generiert. Dies führt zu einer realistischen Streuung der Ergebnisdaten und somit zu einer verbesserten Fehlerschätzung. Der gesamte Versuchsplan mit kodierten Stufen ist in Tabelle 15 aufgeführt.

Nr.	Faktor			Bemerkung
	(1) t	(2) $e_1 = E / k_{f0}$	(3) $e_5 = R_m / k_{f0}$	
1	-1	-1	-1	
2	1	-1	-1	
3	-1	1	-1	
4	1	1	-1	Kern
5	-1	-1	1	(2^k Plan)
6	1	-1	1	
7	-1	1	1	
8	1	1	1	
9	$-\alpha$	0	0	
10	α	0	0	
11	0	$-\alpha$	0	Stern
12	0	α	0	(jeder Faktor getrennt)
13	0	0	$-\alpha$	
14	0	0	α	
15	0	0	0	
16	0	0	0	Zentrum
17	0	0	0	

Tabelle 15: Versuchsplan in kodierter Darstellung

Die zugehörigen Verhältniswerte e_1 und e_5 und die Blechdicken sind in Tabelle 16 enthalten. Hierbei sind für die Versuche im Zentrum des Planes neben dem nominellen Wert der Blechdicke und den Mittelwerten für e_1 und e_5 zusätzlich der 45 %- und der 55 %-Quantilwert ausgewiesen und mit $0'$ und $0''$ bezeichnet. Die daraus abgeleiteten Eingabedaten zur Beschreibung der Werkstoffeigenschaften sind in Tabelle 17

aufgeführt. Die zugehörigen Fließkurven von Stahl sind in Abbildung 78 und die Fließkurven von Aluminium in Abbildung 79 dargestellt.

Stufe	Stahl			Aluminium		
	t [mm]	e ₁ [-]	e ₅ [-]	t [mm]	e ₁ [-]	e ₅ [-]
-α	0,500	436	1,079	0,500	294	1,059
-1	0,570	461	1,110	0,570	307	1,071
0	0,750	538	1,207	0,750	343	1,108
0'	0,748	531	1,205	0,748	347	1,105
0''	0,752	545	1,213	0,752	338	1,110
+1	0,930	615	1,304	0,930	379	1,145
+α	1,000	645	1,341	1,000	392	1,158

Tabelle 16: Zuordnung von kodiertem Stufenwert und Parametern

Werkstoff	Stufe	E	kf ₀	Q ₁	C ₁	Q ₂	C ₂	Q ₃	C ₃
		[GPa]	[MPa]	[MPa]	[-]	[MPa]	[-]	[MPa]	[-]
Stahl	-α	167,0	383	240	4	-13	425	5	2140
	-1	176,5	383	156	10	-13	274	5	274
	0	206,8	383	216	11	-37	183	5	1130
	0'	203,4	383	210	11	-21	324	5	479
	0''	208,7	383	220	11	-30	273	6	2301
	+1	235,6	383	216	12	-28	395	5	647
	+α	247,0	383	229	13	-8	1177	5	2297
Aluminium	-α	58,5	146	22	53	52	1964	-	-
	-1	61,1	166	24	150	25	2199	-	-
	0	68,3	161	29	170	28	2059	-	-
	0'	69,1	161	36	188	29	1638	-	-
	0''	67,3	156	34	183	33	2201	-	-
	+1	75,5	152	31	147	39	1469	-	-
	+α	78,0	142	41	197	45	2121	-	-

Tabelle 17: Spezifische Parameter der Versuchswerkstoffe

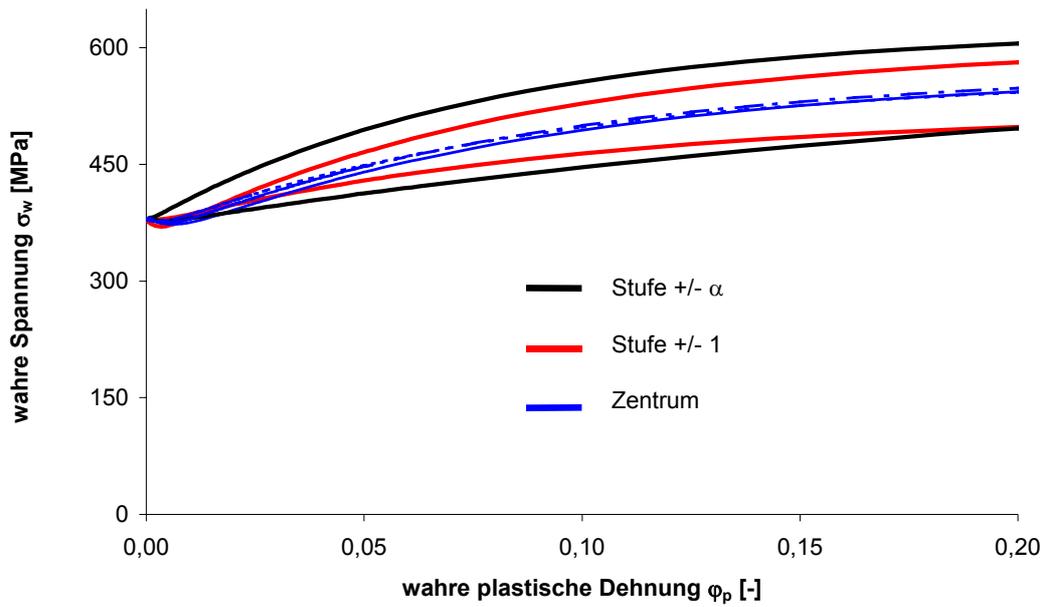


Abbildung 78: Fließkurven von Stahl für die Parameterstudie

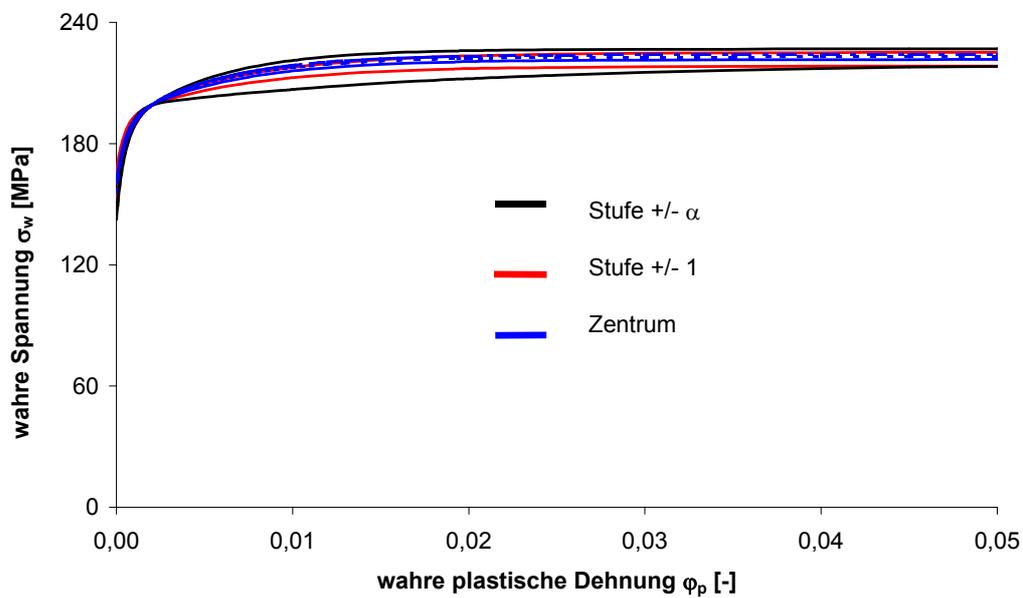


Abbildung 79: Fließkurven von Aluminium für die Parameterstudie

7.3.5 Versuchsdurchführung

Im Rahmen der Parameterstudie wird der Herstellprozess der Trapezprofile bis zur sechsten Umformstufe simuliert. Dies genügt, weil die maßgebenden Beanspruchungszustände beim Einlauf des Bandes in die ersten Umformstufen auftreten. In Abbildung 80 ist der bei den virtuellen Versuchen eingesetzte Rollformer zu sehen. Alle Berechnungen erfolgten auf dem XC2 HP 4000 Cluster [74] unter Verwendung von 8 CPUs.

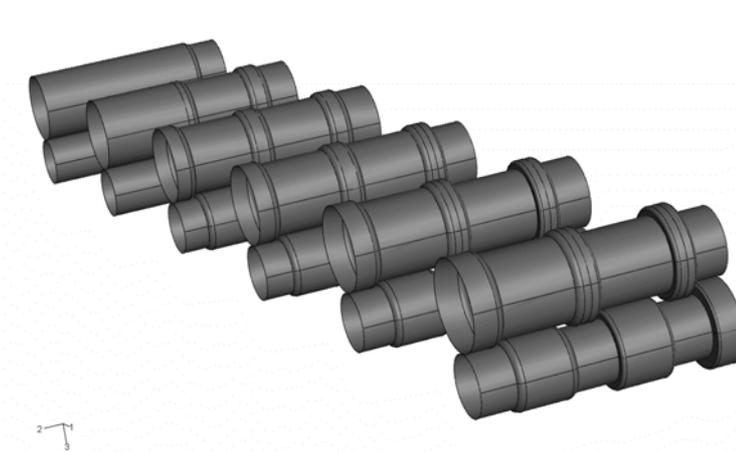


Abbildung 80: Rollformer für Parameterstudie

7.3.6 Ergebnisse der Parameterstudie

Plastische Beulen unterschiedlicher Form treten bei allen virtuellen Versuchen auf, wobei diese in Abhängigkeit der Faktorstufenkombination verschiedene geometrische Formen und Stichhöhen aufweisen.

Die Referenzfläche ist für Versuch Nr. 3 und Versuch Nr. 6 für beide Werkstoffe in Abbildung 81 zu sehen. Bei dem Werkstoff Stahl sind Beulen bei Versuch Nr. 3 deutlich zu erkennen. Die Referenzfläche der übrigen Versuche weist mit Ausnahme einer kleinen Verwölbung im Bereich des Bandeinlaufs keine beulenartigen Verformungen auf.

Für die Versuche Nr. 3 und Nr. 6 ist der Verlauf der bleibenden Verformung Δu entlang des Pfades A gemäß Abbildung 76 für die untersuchten Werkstoffe dargestellt. Der Verlauf der Verformungen veranschaulicht diesen Unterschied. Der stetige Zuwachs der Verformungsanteile zu Beginn des Pfades ist auf die Rückfederung im Bereich des Bandeinlaufs zurückzuführen. Die Einspannung des Blechs in die letzte Umformstufe ruft die Abnahme der Verformungsanteile gegen Ende des Pfades hervor. Die ermittelten Stichhöhen Δu aller Versuche sind in Tabelle 18 für beide Werkstoffe aufgeführt.

Nr.	t	e ₁	e ₅
3	-1	1	-1
6	1	-1	1

Profilerrichtung

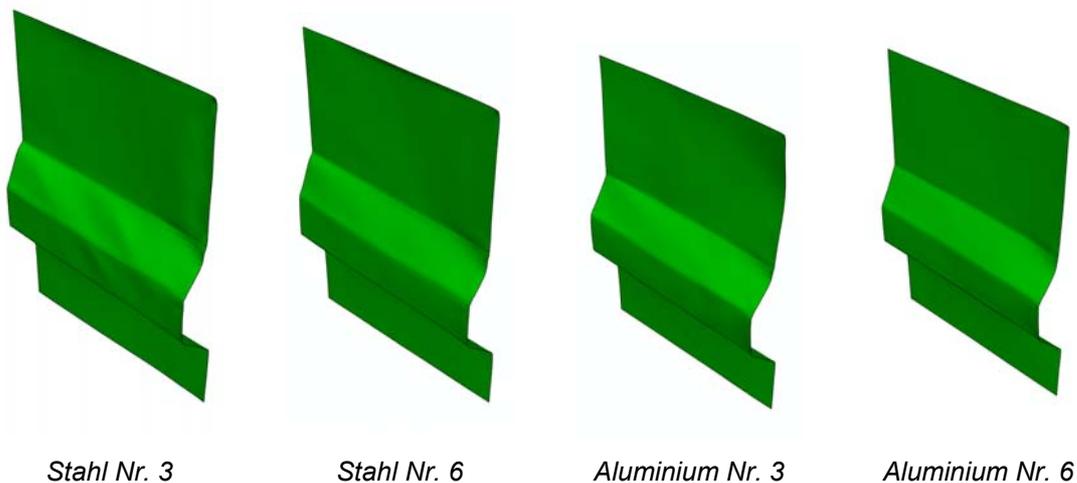


Abbildung 81: Ansicht der Referenzfläche ausgewählter Versuche

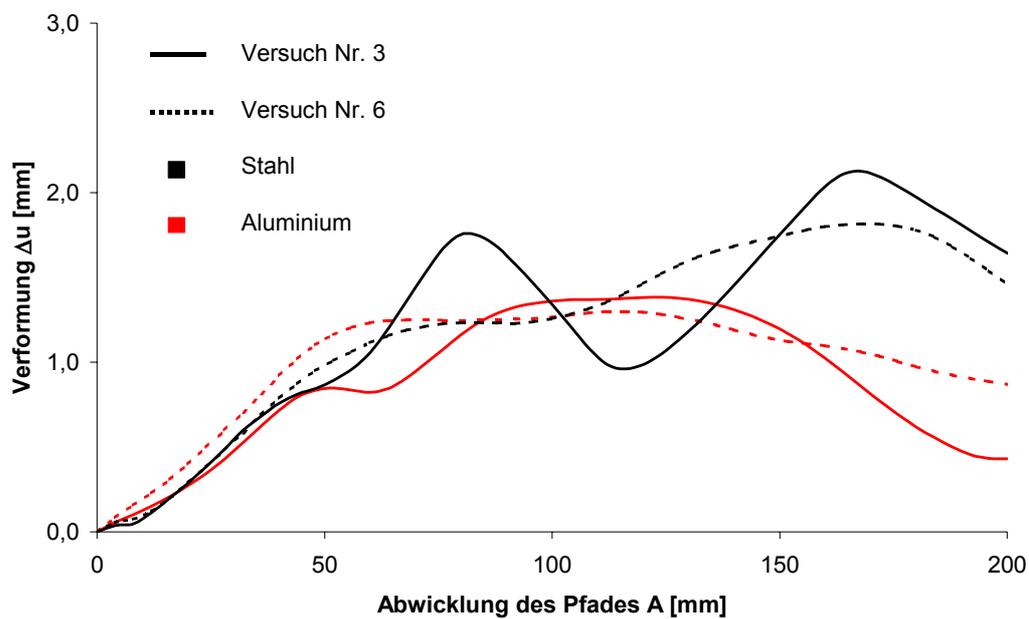


Abbildung 82: Verformungen Δu entlang des Pfades A

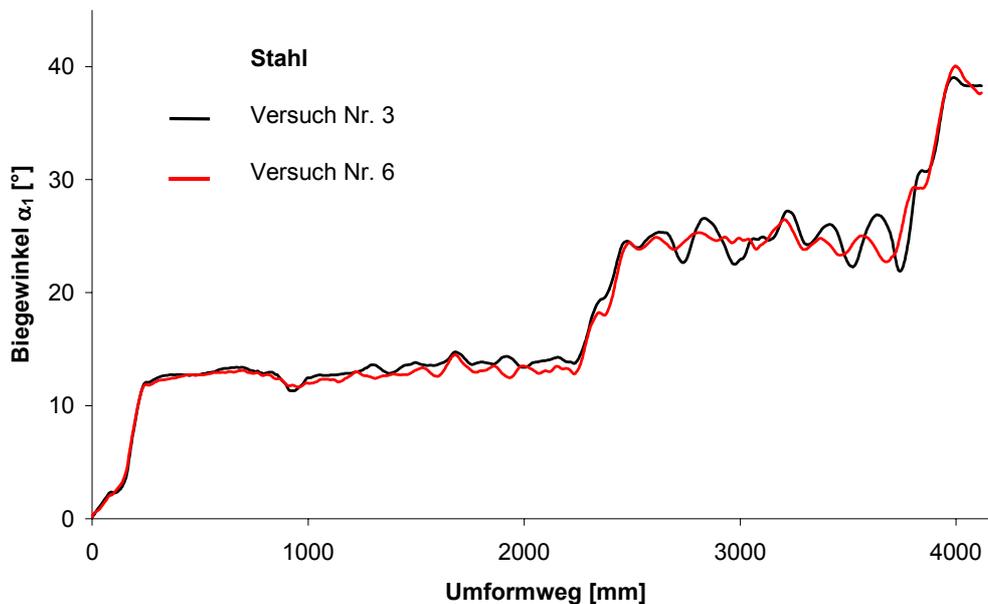


Abbildung 83: Verlauf des Biegewinkels α_1

Die Unterschiede im Verlauf des Biegewinkels bei dem Werkstoff Stahl sind exemplarisch am Beispiel von Versuch Nr. 3 und Versuch Nr. 6 in Abbildung 83 zu sehen. Nach Eingriff der zweiten Biegestufe an der Mittelrippe oszilliert der Biegewinkel α_1 bei Versuch Nr. 3 stark, wohingegen Versuch Nr. 6 geringe Schwankungen aufweist. Auf die Wiedergabe weiterer Verläufe des Biegewinkels wird verzichtet, da diese keine qualitativen Unterschiede aufweisen. Die bei dem Werkstoff Stahl festgestellten Unterschiede im Verlauf des Biegewinkels α_1 zwischen Versuch Nr. 3 und Versuch Nr. 6 ergaben sich beim Werkstoff Aluminium bei diesen Versuchen in gleicher Weise. Die ermittelten Differenzen $\Delta\alpha_1$ des Biegewinkels aller Versuche sind in Tabelle 18 für beide Werkstoffe aufgeführt.

Der Verlauf der Fließspannung $f_{y,fem}$ entlang des Pfades B ist für Versuch Nr. 3 und Versuch Nr. 6 bei dem Werkstoff Stahl in Abbildung 84 dargestellt. Bedingt durch das größere Verfestigungsvermögen ist die Fließspannung an den Biegeschultern bei Versuch Nr. 6 deutlich stärker angestiegen als bei Versuch Nr. 3. Die Unterschiede im Bereich der breiten ebenen Gurte des Trapezprofils sind durch den unterschiedlichen Verlauf der Fließkurven im Bereich kleiner Dehnungen bedingt. Die Fließkurve auf Stufe $e_5 = +1$ weist einen Krümmungswechsel auf, der zu einem geringfügigen Spannungsabfall führt. Demgegenüber verläuft die Fließkurve auf Stufe $e_5 = -1$ im Bereich kleiner Dehnungen nahezu linear steigend.

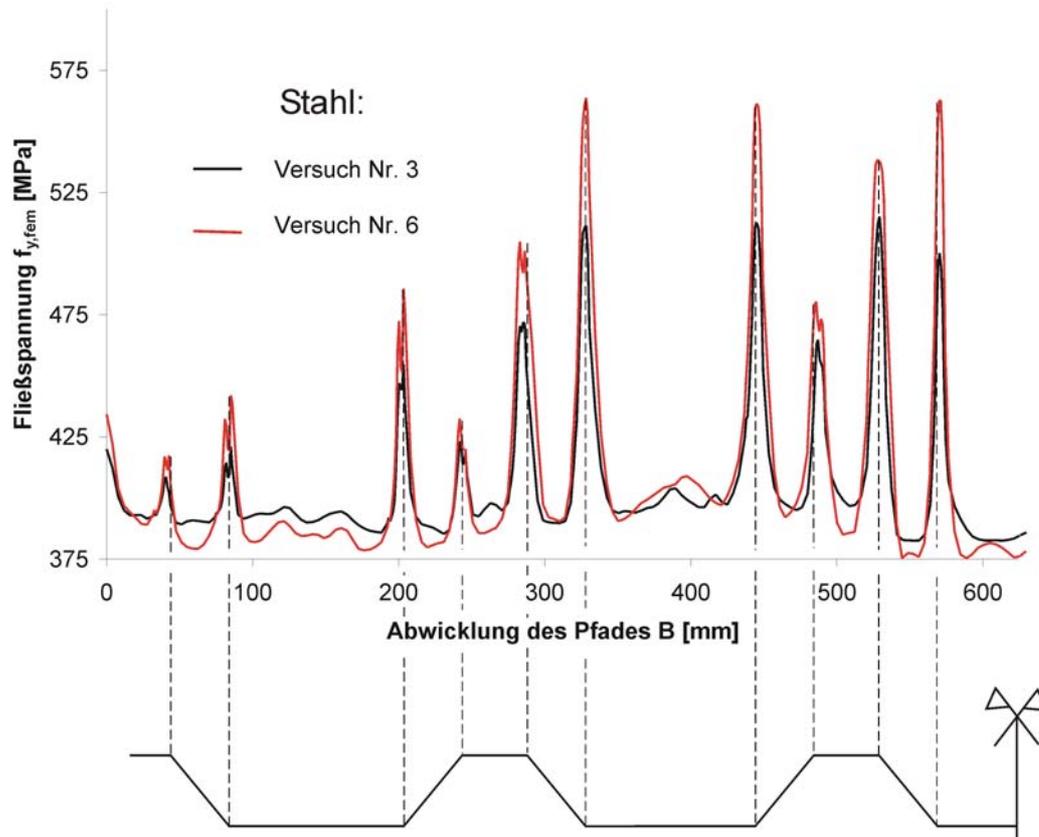


Abbildung 84: Verlauf der Fließspannung entlang Pfad B

Abbildung 85 zeigt die Verläufe Fließspannung $f_{y,fem}$ bei Aluminium entlang des Pfades B für Versuch Nr. 3 und Versuch Nr. 6. Am an der Symmetrieachse liegenden ebenen Gurt treten quasi keine plastischen Dehnungen auf. Die kleinen plastischen Dehnungen in den übrigen quasi ebenen Querschnittsteilen führen zu einem starken Anstieg der Fließspannung $f_{y,fem}$. Dieser ist bedingt durch die große Steigung der Fließkurve bei kleinen plastischen Dehnungen. Das im Vergleich zu Stahl geringe Verfestigungsvermögen nach Überschreiten plastischer Dehnungen von ungefähr 0,1 % ist an den Biegeschultern zu erkennen. Besonders deutlich zeigt sich dies bei Versuch Nr. 3, bei dem der Faktor e_5 den kodierten Stufenwert -1 hat.

Zur Veranschaulichung der Auswirkung des unterschiedlichen Verfestigungsverhaltens ist in Abbildung 86 der Verlauf der plastischen Vergleichsdehnung p des Versuches Nr. 3 beider Werkstoffe dargestellt. Diese weisen keine signifikanten Unterschiede auf.

Die berechneten Maximalwerte der Fließspannung $f_{y,fem}^*$ und die Mittelwerte der erhöhten Streckgrenze $f_{ya,fem}$ aller Versuche sind in Tabelle 18 für beide Werkstoffe aufgeführt.

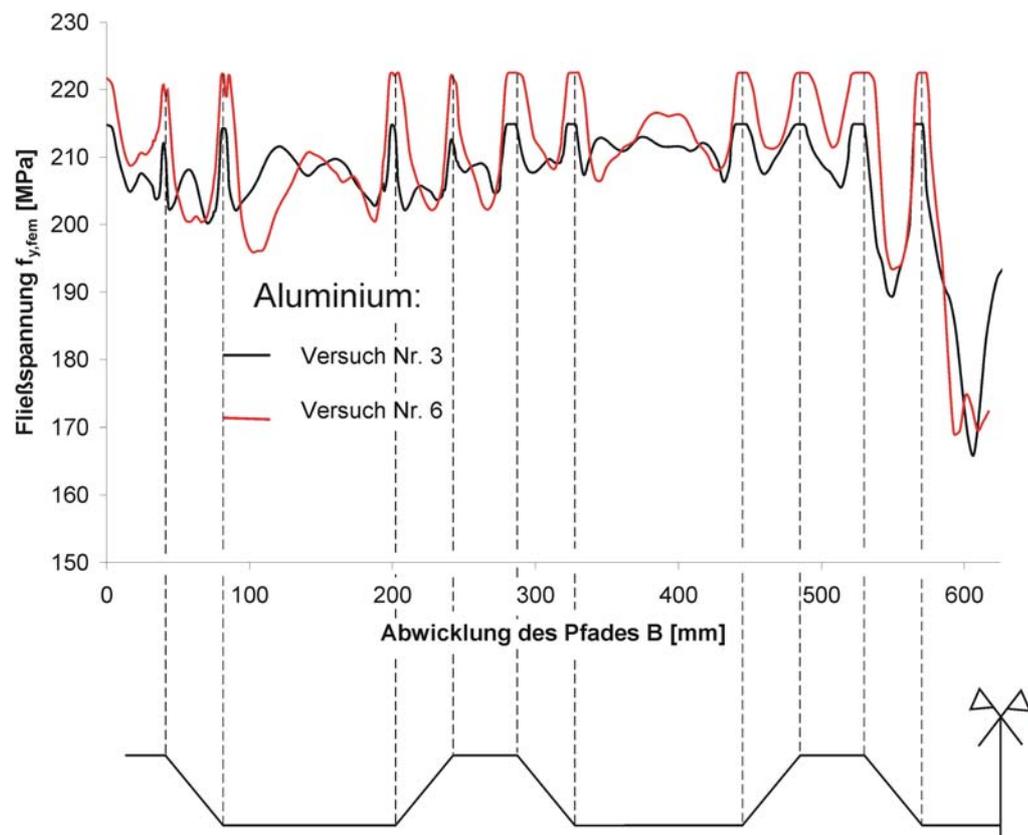


Abbildung 85: Verlauf der Fließspannung entlang Pfad B

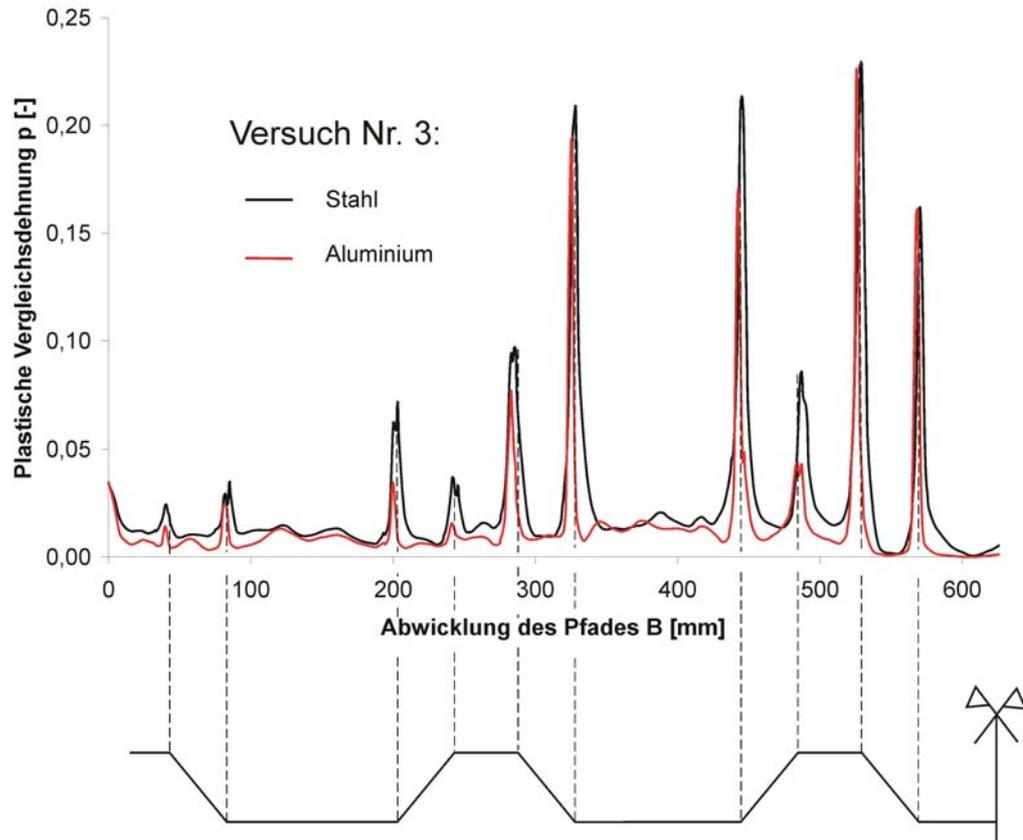


Abbildung 86: Verlauf der plastischen Vergleichsdehnung p

Nr.	Stahl				Aluminium			
	Δu [mm]	$\Delta\alpha_1$ [°]	$\hat{f}_{y,fem}$ [MPa]	$f_{ya,fem}$ [MPa]	Δu [mm]	$\Delta\alpha_1$ [°]	$\hat{f}_{y,fem}$ [MPa]	$f_{ya,fem}$ [MPa]
1	0,97	5,7	505	402	1,01	5,0	215	205
2	0,72	3,3	521	406	0,98	3,1	215	205
3	1,10	4,7	515	404	1,15	4,3	215	206
4	0,63	2,7	522	410	1,00	2,9	215	208
5	0,98	6,6	549	402	0,96	5,4	222	209
6	0,69	3,1	564	409	0,97	2,7	222	209
7	1,17	5,1	555	406	1,26	4,2	222	211
8	0,61	2,7	565	415	1,00	2,9	222	212
9	1,12	6,7	535	396	1,28	5,9	218	208
10	0,58	2,5	555	406	0,77	2,7	218	208
11	1,14	4,4	544	399	0,79	1,9	218	207
12	0,90	3,7	554	402	1,21	4,1	218	209
13	1,10	4,4	527	397	1,22	3,7	220	206
14	1,10	4,5	596	430	1,06	3,6	228	216
15	0,97	4,5	550	400	1,10	3,6	218	208
16	1,03	4,7	559	410	1,14	3,4	226	215
17	0,96	4,5	561	407	1,07	3,6	223	212

Tabelle 18: Ergebnisse der Parameterstudie

7.3.7 Auswertung und Diskussion der Ergebnisse

Die Effekte und die Ergebnisse der Überprüfung auf Signifikanz sind in Tabelle 19 und Tabelle 20 aufgeführt. Hochsignifikante Effekte sind in den Tabellen fett in rot gedruckt, signifikante Effekte sind fett gedruckt und indifferente Effekte sind in den Tabellen kursiv gedruckt. Da die Konstante β_0 , die dem Mittelwert einer Größe entspricht, keine Aussage über die Signifikanz eines Faktors liefert, ist diese nicht aufgeführt.

Die Blechdicke bestimmt das Auftreten plastischer Beulen bei beiden Werkstoffen maßgebend. Mit zunehmender Blechdicke verringern sich die Stichhöhen vorhandener Beulen, wobei diese Tendenz bei Stahl ausgeprägter ist als bei Aluminium. Bei Stahl hat eine Änderung des Elastizitätsmoduls einen geringen Einfluss auf die Stichhöhen, dieser beeinflusst diese lediglich in Interaktion mit der Blechdicke signifikant. Das heißt, der Einfluss der Änderung der Blechdicke auf die Zielgröße muss auch im Zusammenhang mit dem Elastizitätsmodul beurteilt werden. Demgegenüber beeinflusst der Elastizitätsmodul die Stichhöhe bei Aluminium signifikant. Die Interaktion von Blechdicke und Elastizitätsmodul hat bei Aluminium einen indifferenten Einfluss. Für eine abschließende Beurteilung sind weitere Untersuchungen erforderlich. Eine Änderung des Verfestigungsvermögens beeinflusst die Stichhöhe nicht.

Die Änderung des Biegewinkels $\Delta\alpha_1$ wird bei beiden Werkstoffen von der Blechdicke und dem Elastizitätsmodul bestimmt, wie aus Tabelle 19 und Tabelle 20 ersichtlich ist.

Eine Vergrößerung der Blechdicke führt jeweils zu einer geringeren Änderung des Biegewinkels. Eine Zunahme des Elastizitätsmoduls führt zu einer geringen Abnahme der Biegewinkeldifferenz, wobei dieser bei Stahl stärker ist als bei Aluminium. Bei Stahl bewirkt auch eine Zunahme des Verfestigungsvermögens zu einer Abnahme der Biegewinkeldifferenz in Interaktion mit der Blechdicke. Bei Aluminium beeinflusst das Verfestigungsvermögen die Biegewinkeldifferenz nicht.

Während die maximale Fließspannung bei Stahl vom Verfestigungsvermögen und der Blechdicke maßgebend beeinflusst werden, ist bei Aluminium kein eindeutiger Zusammenhang erkennbar. Vergleicht man die Ergebnisse der mittleren erhöhten Fließspannung, wird deutlich, dass bei beiden Werkstoffen diese Zielgröße von allen Faktoren nicht entscheidend verändert wird. Ursache ist der im Vergleich zu Schmalbandprofilen, wie zum Beispiel C-Profilen, große Anteil ebener, quasi ungeformter Querschnittsteile. Dies wird besonders deutlich beim Werkstoff Stahl, bei dem an den Biegeschultern die Fließspannung teilweise erheblich steigt. Im Gegensatz hierzu führt die geringe Verfestigung nach Überschreiten kleiner plastischer Dehnungen bei Aluminium bei beiden Zielgrößen zu keiner nennenswerten Zunahme der Fließspannung.

Effekt	Δu	p_{α_i}	$\Delta \alpha_1$	p_{α_i}	$f_{y,fem}^*$	p_{α_i}	$f_{ya,fem}$	p_{α_i}	
t	β_1	-0,40	0,003	-2,7	0,001	12,9	0,065	6,9	0,150
t	β_{11}	-0,25	0,013	0,0	0,756	-21,5	0,042	-3,7	0,454
e_1	β_2	-0,03	0,264	-0,8	0,010	5,7	0,242	3,7	0,344
e_1	β_{22}	-0,06	0,165	-0,5	0,035	-17,1	0,064	-3,8	0,437
e_5	β_3	0,00	0,871	0,2	0,121	45,0	0,006	9,4	0,090
e_5	β_{33}	0,02	0,488	-0,1	0,394	-3,5	0,526	10,1	0,125
t x e_1	β_{12}	-0,12	0,042	0,4	0,065	-3,5	0,493	1,0	0,801
t x e_5	β_{13}	-0,03	0,331	-0,4	0,062	0,5	0,920	1,4	0,742
e_1 x e_5	β_{23}	0,02	0,584	-0,1	0,407	-1,0	0,834	0,7	0,870

Tabelle 19: Berechnete Effekte und p_{α_i} -Werte bei Stahl

Effekt	Δu	p_{α_i}	$\Delta \alpha_1$	p_{α_i}	$f_{y,fem}^*$	p_{α_i}	$f_{y_a,fem}$	p_{α_i}	
t	β_1	-0,19	0,012	-2,0	0,001	0,0	1,000	0,60	0,781
t	β_{11}	-0,07	0,129	0,9	0,010	-4,7	0,293	-3,0	0,372
e ₁	β_2	0,18	0,013	0,2	0,129	0,0	1,000	2,0	0,422
e ₁	β_{22}	<i>-0,10</i>	<i>0,070</i>	-0,6	0,025	-4,7	0,293	-3,6	0,302
e ₅	β_3	-0,03	0,347	-0,0	0,807	7,2	0,103	5,5	0,109
e ₅	β_{33}	0,05	0,219	0,2	0,135	2,5	0,530	-0,2	0,947
t x e ₁	β_{12}	<i>-0,10</i>	<i>0,062</i>	0,5	0,027	0,0	1,000	0,4	0,870
t x e ₅	β_{13}	-0,02	0,576	-0,2	0,161	0,0	1,000	-0,1	0,968
e ₁ x e ₅	β_{23}	0,04	0,237	-0,0	0,647	0,0	1,000	0,1	0,968

Tabelle 20: Berechnete Effekte und p_{α_i} -Werte bei Aluminium

7.3.8 Einordnung der Ergebnisse für das Profilieren

Empfehlungen für Werkstoffspezifikationen sind aus den Ergebnissen der Parameterstudie nur bedingt ableitbar. Nachfolgend werden die drei Faktoren getrennt diskutiert:

- Blechdicken werden vom Anwendungsfall vorgegeben, wobei die Toleranzen nach DIN EN 10143 sowie die zusätzlichen Regelungen der Anwendungsnormen DIN 18807-1 und DIN 18807-9 zu beachten sind. Die Parameterstudie zeigt, dass eine größere Blechdicke dem Auftreten plastischer Beulen entgegenwirkt sowie das Rückfederungsverhalten günstig beeinflusst. Dies führt zu der Schlussfolgerung, dass die Bestellung an der oberen Grenze des Toleranzfeldes erfolgen sollte. Hierdurch vergrößern sich die Blechdicken bezogen auf den nominellen Wert um bis zu 12 %.
- Technische Lieferbedingungen spezifizieren den Wert des Elastizitätsmoduls nicht. Dies ist zum einen bedingt durch ein fehlendes genormtes Prüfverfahren, das auch in prEN ISO 6982 nicht enthalten ist und zum anderen in der erheblichen und nur schwierig zu beeinflussenden Streuung dieses Parameters zwischen unterschiedlichen Chargen. Ein spezifizierter Mindestwert oder gar ein Intervall ist meines Wissens prozesstechnisch nicht garantierbar. Das heißt, eine gezielte Bestellung von Ausgangsmaterial mit einem Elastizitätsmodul in einem definierten Intervall ist zur Zeit nicht möglich.
- Die Ergebnisse zeigen, dass Verfestigungsvermögen, beschrieben durch den Verhältniswert e_5 , keinen signifikanten Einfluss auf die Eignung einer Charge zum Profilieren hat. Diese beeinflusst vor allem den Grad der Kaltverfestigung bei Stahl. Die technische Lieferbedingung DIN EN 10326 definiert Mindestwerte für die Streckgrenze R_{eH} und die Zugfestigkeit R_m , jedoch keinen Mindestwert für das Verhältnis beider Kennwerte. Eine gesicherte Nutzung dieses Effekts bedarf daher der Vorgabe eines bestimmten Verhältniswertes bei der Bestellung.

8 Zusammenfassung und Bewertung

8.1 Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit wurde der Einfluss der mechanischen Werkstoffkennwerte beim Walzprofilieren von Trapezprofilen für Anwendungen als Fassadenbauteile untersucht. Ausgehend von einer Darstellung des Herstellprozesses und der bemessungs- und prozessrelevanten mechanischen Eigenschaften der eingesetzten Werkstoffe wurden folgende Ergebnisse erzielt:

- Mit der statistischen Auswertung vorliegender Ergebnisse von Zugversuchen wurde das Streuband von Parametern zur Beschreibung des elastischen und des plastischen Werkstoffverhaltens als Grundlage für ergänzende Versuche sowie eine Sensitivitätsanalyse geschaffen. Mit einer neu entwickelten Prüfvorrichtung, die es ermöglicht dünne Blechbänder auch auf Druck zu beanspruchen, erfolgte die Bestimmung der Parameter der kinematischen Verfestigungskomponente für ein Stoffgesetz nach einem Vorschlag von Chaboche [39]. Die Regelgrößen für diese Versuche wurden aus einer Simulationsberechnung des Herstellprozesses vorab bestimmt. Die Ergebnisse legen nahe, dass sowohl für schmelztauchveredelte Baustähle als auch für die Aluminiumlegierung EN AW-3005 die Parameter C und γ der kinematischen Verfestigungskomponente in einem werkstoffspezifisch engen Streuband liegen. Die Versuche auf unterschiedlichen Mitteldehnungen zeigten, dass die Parameter C und γ von plastischen Dehnungen abhängig sind. Gleiches gilt für den Betrag des Elastizitätsmoduls, der mit zunehmender akkumulierter Dehnung abnimmt.
- Die Entwicklung, Verifikation und Validierung eines Finite-Element Modells erfolgte anhand des Herstellprozesses unterschiedlicher U-Profile. Es wurde gezeigt, dass die explizite Integration für die Simulation des Walzprofilierens geeignet ist. Mit der verwendeten Abbildungsvorschrift können die auftretenden Spannungen und Formänderungen realistisch berechnet werden. Die Simulationsberechnungen des Herstellprozesses von Trapezprofilen erfolgten unter Anwendung dieser Abbildungsvorschrift. Der Einfluss des Werkzeugentwurfes und der Reibung auf die Werkstoffbeanspruchung bei Profilieren wurde in einer Voruntersuchung überprüft. Die Ergebnisse zeigen, dass die Reibung keinen signifikanten Einfluss auf die Beanspruchung des Werkstoffs hat. Diese wird maßgebend vom verwendeten Werkzeugentwurf bestimmt.
- Unter Anwendung der Methoden der statistischen Versuchsplanung erfolgte die Planung und Durchführung einer Sensitivitätsanalyse über den Einfluss

mechanischer Werkstoffkennwerte beim Walzprofilieren. Neben den Werkstoffparametern Elastizitätsmodul und Verlauf der Fließkurve, ausgedrückt durch das Verfestigungsvermögen, wurde die Blechdicke als zusätzliche Variable in die Untersuchung aufgenommen. Die Ergebnisse der untersuchten Werkstoffe weisen Unterschiede auf. Bei beiden Werkstoffen beeinflusst die Blechdicke das Auftreten plastischer Beulen und die Rückfederung. Der Betrag des Elastizitätsmoduls beeinflusst bei Stahl das Auftreten plastischer Beulen nicht, jedoch bei Aluminium. Einen umgekehrten Einfluss hat der Betrag des Elastizitätsmoduls auf die Rückfederung. Bei Stahl ist eine Änderung des Elastizitätsmoduls signifikant, bei Aluminium demgegenüber eher von geringerer Bedeutung. Völlig unterschiedliche Ergebnisse zeigen die Werkstoffe bei der Beurteilung des Grads der Kaltverfestigung. Während Querschnitte aus Stahl ein großes Potential für eine Erhöhung der Fließspannung aufweisen, haben Querschnitte aus Aluminium diesbezüglich ein geringes Potential. Eine Diskussion der Ergebnisse hinsichtlich der Ableitung von Empfehlungen für die Werkstoffspezifikation für das Profilieren von Trapezprofilen verdeutlicht, dass diese nur in allgemeiner Form möglich sind oder nicht im Einklang mit Vorgaben in technischen Lieferbedingungen stehen.

8.2 Bewertung

Mit der geschaffenen Datenbasis aus den Ergebnissen vorliegender sowie der ergänzend durchgeführten Versuche liegt eine fundierte Grundlage zur Beschreibung des elastischen und plastischen Werkstoffverhaltens vor. Die Kenntnisse über die Parameter zur Beschreibung des kinematischen Verfestigungsverhaltens der Werkstoffe von metallischen Bändern werden durch die durchgeführten Untersuchungen erweitert. Es wurde gezeigt, dass sich das kinematische Verfestigungsverhalten der Werkstoffe in Abhängigkeit der Mitteldehnung ändert. Die festgestellte geringe Streuung der an Proben unterschiedlicher Chargen bestimmten Parameter einer Werkstoffgruppe erlaubt die Angabe charakteristischer Parametersätze für numerische Simulationen. Ermöglicht wurde dieser Fortschritt durch die Entwicklung einer Prüfvorrichtung, mit der quasi-statische Lastwechselversuche an Feinblech durchgeführt werden können. Der Weg einer inversen Kennwertbestimmung, bei der die Regelgrößen vorab in einer Simulation des Umformprozesses bestimmt werden, kann zur Bestimmung der Parametersätze auch für andere Umformverfahren zielführend eingesetzt werden.

Der mit einem umfangreichen Verifikations- und Validierungsprozess geführte Nachweis, dass die Verwendung der expliziten Zeitintegration für die Simulation des Walzprofilieren zur realistischen Vorausberechnung der Spannungen und Formänderungen führt, stellt einen großen Fortschritt dar. Dies gilt besonders für die Berechnung des Rückfederungsverhaltens, für die die Verwendung einer expliziten Integration bei der Blechumformung bisher als ungenau eingestuft wurde. Hieraus

ergeben sich große Vorteile bei der Berechnung, da die explizite Integration bei komplexen Kontaktproblem robuster ist und zudem bei Verwendung von Cluster-Rechnern höhere Wirkungsgrade erzielt.

Die Identifikation maßgebender Werkstoffkennwerte beim Profilieren von Trapezprofilen ist nur teilweise gelungen. Bedeutsam erscheint, dass auch der Verlauf der Fließkurve das Auftreten plastischer Beulen beim Werkstoff Stahl beeinflusst. Der stetige Übergang zu plastischen Dehnungen beim Werkstoff Aluminium eignet sich besser zum Walzprofilieren als der unetetige Übergang bei Stahl.

Das Hauptziel der Arbeit wurde nur bedingt erreicht. Auf Grundlage der Ergebnisse erscheint es nicht möglich, Kriterien zur Beurteilung der Eignung eines Werkstoffs zum Walzprofilieren abzuleiten. Dies kann nur in einer allgemeinen, unspezifischen Form geschehen. Ursache hierfür ist die Komplexität des Umformprozesses von Trapezprofilen, bei dem das Profilierergebnis durch die Änderung einer Werkzeugposition verändert wird. Deutlich wird dies anhand der Ergebnisse der Untersuchung zum Einfluss des Werkzeugentwurfs, bei dem trotz Verwendung identischer Geometrien der einzelnen Werkzeugsegmente, sich ein Entwurf zum Profilieren als ungeeignet und ein anderer als geeignet erweist.

9 Ausblick

Die Fortführung der in der vorliegenden Arbeit behandelten Thematik erfordert Weiterentwicklungen in den Arbeitsgebieten Plastizitätstheorie und Kennwertbestimmung, numerische Abbildung des Herstellprozesses und Einsatz stochastischer Methoden zur Absicherung der Ergebnisse.

Für eine realistische Abbildung des Werkstoffverhalten bei der Simulation von Umformprozessen ist ein Stoffgesetz erforderlich, das für die isotrope und die kinematische Verfestigungskomponente unterschiedliche Zustandsvariablen verwendet. Die Kopplung beider Verfestigungskomponenten an die akkumulierte plastische Dehnung führt bei Umformverfahren mit mehrfachem Wechsel des Richtungssinns einer Belastung, wie dies beim Walzprofilieren der Fall ist, zu Sprüngen in der Fließkurve. Mögliche Lösungsansätze hierfür sind in [38] und [39] aufgeführt. Wichtig für die Anwendung in der Simulation ist jedoch, dass wenige Parameter zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens erforderlich sind und zudem die hierzu erforderlichen Prüfverfahren entwickelt werden.

In der Einbindung bisher nicht berücksichtigter Randbedingungen in der Abbildungsvorschrift besteht die Möglichkeit, die Qualität der Ergebnisse der Finite-Element Analyse zu verbessern. Beispielhaft sein hier die Steifigkeit der Werkzeuge genannt, wobei diese in globale Anteile in Form der Lagebedingungen und die lokale Anteile in Form von Deformationen eines Werkzeugs zerlegt werden kann. Die Möglichkeit der Verknüpfung der Simulation des Herstellprozesses mit anschließenden Tragfähigkeitsberechnungen eröffnet neue Möglichkeiten der Erweiterung des Kenntnisstandes zur Entstehung von Imperfektionen und deren Einflusses auf die Bauteileigenschaften.

Die Erforschung von Methoden zur statistischen Absicherung von virtuellen Versuchen, die grundsätzlich deterministisch sind, stellt eine große Herausforderung dar und ist Gegenstand aktueller Forschungsarbeiten. Diese konzentrieren sich hauptsächlich auf die Beurteilung des Einflusses der Streuung von Eingangsgrößen auf die Simulationsergebnisse. Weitgehend unerforscht sind jedoch die Wechselwirkungen innerhalb einer virtuellen Analyseketten, bei der der berechnete Endzustand einer Simulation als Ausgangszustand der nachfolgenden eingeführt wird. Die Bedeutung dieses Aspekts wird besonders deutlich, wenn man beachtet, dass die praktische Umsetzung virtueller Analyseketten durch die schnelle Entwicklung bei den Rechenleistungen stetig zunimmt und daher nicht mehr als Vision angesehen werden kann.

10 Schrifttum

10.1 Fachveröffentlichungen

- [1] Leitloff, F.-U., Entwicklung der Wertschöpfungskette am Beispiel des Walzwerks Finow GmbH, In: Groche, P. (Hrsg.), Tagungsband 5. Fachtagung Walzprofilieren in Darmstadt, Darmstadt, 2007
- [2] Roll, K., Umform- und Rückfederungssimulation in der industriellen Anwendung, In: Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V. (Hrsg.), Tagungsband 758: Stahlsymposium 2007 – Simulation als Werkzeug zur Verarbeitung von Stahlfeinblech, Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH, Düsseldorf, 2007
- [3] Industrieverband für das Bauen mit Stahlblech e.V. (Hrsg.), IFBS 3.02 Trapezprofile, Wellprofile, Sonderprofile, Ausgabe 2007, Düsseldorf, 2007
- [4] Saal, H., Leichtbau, Lehrstuhl für Stahl- und Leichtmetallbau, Universität Karlsruhe (TH), 2003
- [5] Petersen, C., Statik und Stabilität der Baukonstruktionen, 2. Auflage, Vieweg, Braunschweig, 1982
- [6] Möller, R., Pöter, H., Schwarze, K., Planen und Bauen mit Trapezprofilen und Sandwichelementen, Band 1: Grundlagen, Bauweisen, Bemessung mit Beispielen, Ernst & Sohn Verlag, Berlin, 2004
- [7] Saal, H., Ulbrich, D., Volz, M., Nichtrostende Stähle im Bauwesen, In: Kuhlmann, U. (Hrsg.), Stahlbau-Kalender 2007, Ernst & Sohn Verlag, Berlin, 2007
- [8] Bogojawlenskij, K.N., Neubauer, A., Ris, V.W., Technologie der Fertigung von Leichtbauprofilen, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1979
- [9] Halmos, G.T. (Hrsg.), Roll forming handbook, CRC Press Taylor & Francis Group, Boca Raton, 2006
- [10] Schmoeckel, D., Sitzmann, B., Stricker, N., Technologieprozessor Walzprofilieren, Bleche Rohre Profile 43 (1996), 169 – 173
- [11] Groche, P., Ringler, J., Neue Produkte und Produkteigenschaften durch integral gefertigte verzweigte Strukturen aus Blech, In: Groche, P. (Hrsg.), Tagungsband 1. Zwischenkolloquium SFB 666 (Integrale Blechbauweisen

- höherer Verzweigungsordnung, TU Darmstadt), Meisenbachverlag, Bamberg, 2007
- [12] Groche, P., v. Breitenbach, G., Joeckel, M., Zettler, A.: New tooling concepts for future roll forming applications, In: Nardin, B. (Hrsg.), Proceedings of the International Conference on Industrial Tools, Bled, 2003
- [13] Istrate, A., Verfahrensentwicklung zum Walzprofilieren von Strukturbauteilen mit über die Längsachse veränderlichen Querschnitten, Dr.-Ing. Dissertation, TU Darmstadt, 2002
- [14] Döhren, H.J., Neue Profile für Fassaden- und Dachsysteme, In: Groche, P. (Hrsg.), Tagungsband 9. Umformtechnisches Kolloquium Darmstadt, Meisenbachverlag, Bamberg, 2006
- [15] Groche, P., Henkelmann, M., Herstellung von Profilen aus höher- und höchstfesten Stählen durch Walzprofilieren, In: Neugebauer, R. (Hrsg.), Tagungsband 11. Sächsische Fachtagung Umformtechnik, Freiberg, 2004
- [16] Henkelmann, M., Intelligente Werkzeugsysteme für das Profilieren von höher- und höchstfesten Stählen, In: Groche, P. (Hrsg.), Tagungsband 5. Fachtagung Walzprofilieren in Darmstadt, Darmstadt, 2007
- [17] Groche, P., Henkelmann, M., Dimensional deviation of roll formed components made of high strength steel, Key Engineering Materials 344 (2007), 285 - 292
- [18] Hein, P., Daolio, G., Munier, M., Walzprofilieren von höherfesten Stählen im Automobilbau, In: Groche, P. (Hrsg.), Tagungsband 5. Fachtagung Walzprofilieren in Darmstadt, Darmstadt, 2007
- [19] Fawcett, J., An experimental analysis of operating conditions in roll forming, PhD Thesis, University of Aston, Birmingham, 1990
- [20] Petzold, W., Launitz, H., Grabe, M., Ermittlung der Biegewinkelfolge beim Profilieren mit elementaren Berechnungsansätzen, Studiengesellschaft für Anwendungstechnik von Eisen und Stahl e.V., Projekt 225, Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH, Düsseldorf, 1994
- [21] Senanayake, R.S., Cole, I.M., Thiruvarudchelvan, S., The application of computational and experimental techniques to metal deformation in cold roll forming, Journal of materials processing technology 45 (1994), 155 – 160
- [22] Panton, S.M., Duncan, J.L., Zhun, S.D., Longitudinal and shear strain development in cold roll forming, Journal of materials processing technology 60 (1996), 219 – 224
- [23] Schmoedel, D., Istrate, A., Sensitivitätsanalyse von Prozessparametern beim Walzprofilieren mit Hilfe der FEM-Simulation, Studiengesellschaft für

- Stahlanwendung e.V., Forschungsbericht P 306, Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH, Düsseldorf, 1999
- [24] Farzin, M., Determination of buckling limit of strain in cold roll forming by finite-element analysis, *Journal of materials processing technology* 125 - 126 (2002), 626 – 632
- [25] Salmani Tehrani, M., Hartley, P., Moslemi Naeini, H., Khademizadeh, H., Localised edge buckling in cold roll-forming of symmetric channel section, *Thin-walled structures* 44 (2006), 184 – 196
- [26] Lindgren, M., An improved approach for the longitudinal peak membrane strain in the flange of a roll formed U-section developed by FE-analyses, *Steel research international* 78 (2007), 82 – 87
- [27] Lindgren, M., Cold roll forming of a U-channel made of high strength steel, *Journal of materials processing technology* 186 (2007), 77 – 81
- [28] Li, D., Luo, Y., Peng, Y., Solid sheel element and its application in roll formin simulation, *Key Engineering Materials* 340 - 341 (2007), 347 - 352
- [29] Engl, B., Stich, G., Neue Stahlsorten für die Kaltformung, In: Studiengesellschaft für Stahlanwendung e.V. (Hrsg.), *Tagungsband 722: Kolloquium Walzprofilieren von Stahl – Neue Impulse aus der Forschung, der Prozeß- und Anlagentechnik*, Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH, Düsseldorf, 1998
- [30] Angrarbeit, H.-J., Technologische Untersuchungen zum Profilieren von Wellprofilen, Dr.-Ing. Dissertation, TH Magdeburg, 1978
- [31] Persönliche Mitteilung von W. Maas, Maas Profile GmbH & Co. KG, Ilshofen
- [32] Gehring, A., Saal, H., Yield strength distribution in thin-walled sections due to roll forming – a Finite-Element analysis, In: Beale, R. (Hrsg.), *Proceedings of the 6th International Conference on Steel and Aluminium Structures*, Oxford, 2007
- [33] Gehring, A., Kathage, K., Saal, H., A new strategy for finite-element analysis of the load bearing capacity of cold-formed sections, In: Zigoni, A. (Hrsg.), *Proceedings of the 3th International Conference on Structural Engineering, Mechanics and Computation*, Kapstadt, 2007
- [34] Gehring, A., Saal, H., Sensitivity analysis of technological and material parameters in roll forming, In: César de Sá, J. M. A., Santos, A. D. (Hrsg.), *Proceedings of the 9th International Conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes*, Porto, 2007
- [35] Huck, G., Das Konzept der wirksamen Breite bei Bauteilen aus elastoplastischem Material, Dr.-Ing. Dissertation, Universität Karlsruhe (TH), 1993

- [36] Rasmussen, K. J. R., Burns, T., Bezkorovainy, P., Bambach, M. R., Numerical modelling of stainless steel plates in compression, *Journal of Constructional Steel Research* 59 (2003), 1345 – 1362
- [37] Ramberg, W., Osgood, W.R., Determination of stress-strain curves by three parameters, Technical Note No. 530, National Advisory Committee on Aeronauts, 1941
- [38] Khan, A. S., Huang, S., Continuum theory of plasticity, John Wiley & Sons, New York, 1995
- [39] Lemaitre, J., Chaboche, J.-L., Mechanics of solid materials, Cambridge University Press, Cambridge, 1994
- [40] El-Magd, E., Modeling and simulation of mechanical behaviour, In: Totten, G., E., Xie, L., Funatani, K. (Hrsg.), Modeling and simulation for material selection and mechanical design, Marcel Dekker Inc., New York, 2004
- [41] Krasovskyy, A., Verbesserte Vorhersage der Rückfederung bei der Blechumformung durch weiterentwickelte Werkstoffmodelle, Dr.-Ing. Dissertation, Universität Karlsruhe (TH), 2005
- [42] Neugebauer, R., Heidl, W., Michael, D., Gumbsch, P., Schmitt, W., Krasovskyy, A., Beurteilung der Leistungsfähigkeit von Materialmodellen zur Blechumformsimulation, EFB-Forschungsbericht Nr. 244, Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V., Hannover, 2005
- [43] Bäumer, A., Bork, C. P., Emde, T., Evertz, T., May, U., Menne, M., Ratte, E., Steinbeck, G., Ermittlung des Werkstoffverhaltens und des Beschichtungseinflusses durch rechnerische Methoden zur Verkürzung der Entwicklungszeiten im Fahrzeugbau mit Stahl, Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V., Forschungsbericht P 603, Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH, Düsseldorf, 2007
- [44] Chun, B. K., Jinn, J. T., Lee, J. K., Modeling the bauschinger effect for sheet metals, part I: theory, *International Journal of Plasticity* 18 (2002), 571 – 595
- [45] Chun, B. K., Kim, H. Y., Lee, J. K., Modeling the bauschinger effect for sheet metals, part II: applications, *International Journal of Plasticity* 18 (2002), 597 – 616
- [46] Li, K. P., Carden, W. P., Wagoner, R. H., Simulation of springback, *International Journal of Mechanical Science* 44 (2002), 103 – 122
- [47] Nguyen, V. T., Chen, Z., Thomson, P. F., Prediction of spring-back in anisotropic sheet metals, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers – C* 218 (2004), 651 – 662

- [48] Schmidt-Jürgensen, R., Untersuchungen zur Simulation rückfederungsbedingter Formabweichungen beim Tiefziehen, Dr.-Ing. Dissertation, TU Hannover, 2002
- [49] Tekkaya, E., Stand der Simulation in der Blechumformung, *Bleche Rohre und Profile* 45 (1998), 62 – 71
- [50] Roll, K., Rohleder, M. W., Simulation der Rückfederung in der Blechumformung, In: Draugelates, U. (Hrsg.), 2. Zwischenkolloquium SFB 362 (Fertigen in Feinblech, TU Clausthal und TU Hannover), <http://sfb362.imet.tu-clausthal.de/>, 2000
- [51] Rohleder, M. W., Simulation rückfederungsbedingter Formabweichungen im Produktentstehungsprozess von Blechformteilen, Dr.-Ing. Dissertation, Universität Dortmund, 2001
- [52] Langseth, M., Hanssen, A. G., Crashworthiness of aluminium structures, In: Mazzolani, F. M., (Hrsg.), *Aluminium structural design*, Springer-Verlag, Wien, 2003
- [53] Lademo, O.-G., Engineering models for elastoplasticity and fracture for aluminium alloys, PhD Thesis, Norwegian University of Science and Technology, Trondheim, 1999
- [54] Gehring, A., Saal, H., Vorrichtung zur Prüfung von Feinblech unter Druckbeanspruchung, *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 37 (2006), 674 – 680
- [55] Gehring, A., Saal, H., Kennwertermittlung für die Simulation des Walzprofilierens, In: Brosuski, M., Geisler, S. (Hrsg.), *Tagungsband Werkstoffprüfung 2006*, Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 2006
- [56] Bleck, W. (Hrsg.), *Werkstoffkunde Stahl für Studium und Praxis*, 2. Auflage, Verlag Mainz, Aachen, 2004
- [57] Aluminium-Zentrale Düsseldorf (Hrsg.), *Aluminium-Taschenbuch Band 1: Grundlagen und Werkstoffe*, 16. Auflage, Aluminium-Verlag, Düsseldorf, 2002
- [58] Altenpohl, D., *Aluminium von Innen*, 5. Auflage, Aluminium-Verlag, Düsseldorf, 2004
- [59] Münstermann, S., Bleck, W., Einflussgrößen auf den Elastizitätsmodul von Stählen für den Karosseriebau, *MP Materialprüfung* 47 (2005), 337 – 344
- [60] Busche, C. H., Bestimmung und Beschreibung des Elastizitätsmoduls von Blechwerkstoffen nach dem Umformen, Dr.-Ing. Dissertation, RWTH Aachen, 2006
- [61] <http://www.solver.com/>

- [62] Evertz, Th., Sonne, H.-M., Steinbeck, G., Engl, B., Werkstoffverhalten unter zügiger elastischer Beanspruchung, *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 35 (2004), 514 – 521
- [63] Doege, E., Zenner, H., Palkowski, H., Hatscher, A., Schmidt-Jürgensen, R., Kulp, S., Sunderkötter, C., Einfluss elastischer Kennwerte auf die Eigenschaften von Blechformteilen, *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 33 (2002), 667 – 672
- [64] Evertz, Th., Liebertz, H., E-Modul von Feinblech nach Vorverformung sowie anschließender Wärmebehandlung für die Simulation, In: Brosuski, M., Geisler, S. (Hrsg.), *Tagungsband Werkstoffprüfung 2006*, Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 2006
- [65] Hesse, B., Sonne, H.-M., Robiller, G., Verfahren zur Steigungsbestimmung der Hookschen Geraden (E – Modul) im rechnergesteuerten Zugversuch als Grundlage einer zuverlässigen Dehngrenzenermittlung, *Thyssen Technische Berichte*, Heft 1/90, 115 – 122
- [66] Gitter, R., *Einige Untersuchungen zum Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Linie von Aluminium-Knetwerkstoffen*, Alcan Singen GmbH, Singen, 2003, unveröffentlicht
- [67] Gehring, A., Saal, H., Mechanical properties of aluminium for structural sheeting, *Thin-walled structures* 44 (2006), 1231 – 1239
- [68] ABAQUS/Explicit, Version 6.6.1, Copyright 2006, ABAQUS, Inc.
- [69] ABAQUS Documentation – Version 6.6.1, Copyright 2006, ABAQUS, Inc.
- [70] Rottner, Th., Schweizerhof, K., Lenhardt, I., Alefeld, G., On applications of parallel techniques for highly nonlinear problems involving static and dynamic buckling, *Computers and Structures* 80 (2002), 1523 – 1536
- [71] Bathe, K.-J., *Finite-Elemente-Methoden*, 2. Auflage, Springer Verlag, Berlin, 2002
- [72] Chung, W. J., Cho, W., J., Belytschko, T., On the dynamic effects of explicit FEM in sheet metal forming analysis, *Engineering Computations* 15 (1998), 750 - 776
- [73] Reissner, J., Müller-Duysing, M., Dannenmann, E., Ladwig, J., Biegen, In: Lange, K. (Hrsg.), *Umformtechnik – Handbuch für Industrie und Wissenschaft*, Band 3: Blechbearbeitung, 2. Auflage, Springer Verlag, Berlin, 1990
- [74] <http://www.rz.uni-karlsruhe.de/ssck>
- [75] Pawelski O., Ähnlichkeitstheorie in der Umformtechnik, In: Dahl, W., Kopp, R., Pawelski, O. (Hrsg.), *Umformtechnik, Plastomechanik und Werkstoffkunde*, Springer Verlag, Berlin, 1993

- [76] Musterbauordnung in der Fassung vom November 2002, § 22 Übereinstimmungsnachweis, ARGE Bau, Berlin
- [77] Güteüberwachung 2003: Statistische Auswertung der Werkstoffkennwerte für das Jahr 2003, Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Universität Karlsruhe (TH), 2004, unveröffentlicht
- [78] Güteüberwachung 2004: Statistische Auswertung der Werkstoffkennwerte für das Jahr 2004, Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Universität Karlsruhe (TH), 2005, unveröffentlicht
- [79] Güteüberwachung 2005: Statistische Auswertung der Werkstoffkennwerte für das Jahr 2005, Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Universität Karlsruhe (TH), 2006, unveröffentlicht
- [80] Güteüberwachung 2006: Statistische Auswertung der Werkstoffkennwerte für das Jahr 2006, Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Universität Karlsruhe (TH), 2007, unveröffentlicht
- [81] Saal, H., Gehring, A., Vergleich der an Längs- und Quersugproben ermittelten Werkstoffkennwerte von Aluminiumbändern, Fraunhofer IRB Verlag, Stuttgart, 2004
- [82] Box, G.E.P., Hunter, W.G., Hunter, J.S., Statistics for experimenters, 2. Auflage, John Wiley & Sons, New York, 2005
- [83] Meyers, R., H., Montgomery, D., C., Response surface methodology: Process and product optimisation using designed experiments, 2. Auflage, John Wiley & Sons, New York, 2002
- [84] Kleppmann, W., Taschenbuch Versuchsplanung, 4. Auflage, Carl Hanser Verlag, München, 2006
- [85] Statistica 7.1, StatSoft Inc., 2006
- [86] Yu, W.-W., Cold-formed steel design, 3. Auflage, John Wiley & Sons, New York, 2000
- [87] Ashraf, M., Gardner, L., Nethercot, D.A., Strength enhancement of the corner regions of stainless steel cross-sections, Journal of Constructional Steel Research 61 (2005), 37 – 52
- [88] AGRUS 4.7 Benutzerhandbuch, GOM - Gesellschaft für Optische Messtechnik mbH, Braunschweig, 2001
- [89] COPRA® Profilcheck – technisches Datenblatt, data M Engineering GmbH, Valley/Oberlindern, 2007
- [90] ThyssenKrupp Stahl AG (Hrsg.), Die Bibliothek der Technik; Band 202: Stahlfeinblech für den Automobilbau: Herstellung, Verarbeitung und Einsatzbereiche, 2. Auflage, Verlag moderne Technik, Landsberg, 2002

- [91] Blaich, M., Dannenmann, E., Mössle, E., Tribologie der Blechumformung, In: Lange, K. (Hrsg.), Umformtechnik – Handbuch für Industrie und Wissenschaft, Band 3: Blechbearbeitung, 2. Auflage, Springer Verlag, Berlin, 1990
- [92] Cruise, R., B., The influence of production routes on behaviour of stainless steel structural members, PhD Thesis, Imperial College London, London, 2007

10.2 Normen und Richtlinien

ASME V&V 10-2006, Guide for Verification and Validation in Computational Solid Mechanics, The American Society of Mechanical Engineers, New York, 2006

DIN 8586:2003: Fertigungsverfahren Biegeumformen - Einordnung, Unterteilung, Begriffe

DIN 18800-1:1990: Stahlbauten; Bemessung und Konstruktion

DIN 18807-1:1987: Trapezprofile im Hochbau; Stahltrapezprofile; Allgemeine Anforderungen, Ermittlung der Tragfähigkeitswerte durch Berechnung

DIN 18807-9:1998: Trapezprofile im Hochbau - Teil 9: Aluminium-Trapezprofile und ihre Verbindungen; Anwendung und Konstruktion

DIN EN 485-2:2007: Aluminium und Aluminiumlegierungen - Bänder, Bleche und Platten – Teil 2: Mechanische Eigenschaften

DIN EN 515:1993: Aluminium und Aluminiumlegierungen – Halbzeug: Bezeichnungen der Werkstoffzustände

DIN EN 573-1:2005: Aluminium und Aluminiumlegierungen – Chemische Zusammensetzung und Form von Halbzeug – Teil 1: Numerisches Bezeichnungssystem

DIN EN 1396:2007: Aluminium und Aluminiumlegierungen - Bandbeschichtete Bleche und Bänder für allgemeine Anwendungen - Spezifikationen

DIN EN 1993-1-1:2005: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau

DIN EN 2002-001:2006: Luft- und Raumfahrt – Metallische Werkstoffe – Prüfverfahren – Teil 1: Zugversuch bei Raumtemperatur

DIN EN 10002-1:2001: Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur

DIN EN 10143:2006: Kontinuierlich schmelztauchveredeltes Band und Blech aus Stahl – Grenzabmaße und Formtoleranzen

DIN EN 10326:2004: Kontinuierlich schmelztauchveredeltes Band und Blech aus Baustählen - Technische Lieferbedingungen

ISO 10113:1991: Metallische Werkstoffe; Blech und Band; Ermittlung der senkrechten Anisotropie

prEN 1999-1-1:2000: Eurocode 9: Bemessung und Konstruktion von Aluminiumbauten - Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln; Bemessungsregeln für Hochbauten

prEN ISO 6982:2007: Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Prüfverfahren bei Raumtemperatur

SEP 1240:2006 (Stahl-Eisen-Prüfblätter des VDEh): Prüf- und Dokumentationsrichtlinie für die Ermittlung mechanischer Kennwerte von Feinblechen aus Stahl für die CAE-Berechnung

Anhang A – Kennwertbestimmung

A 1 Stahlwerkstoffe

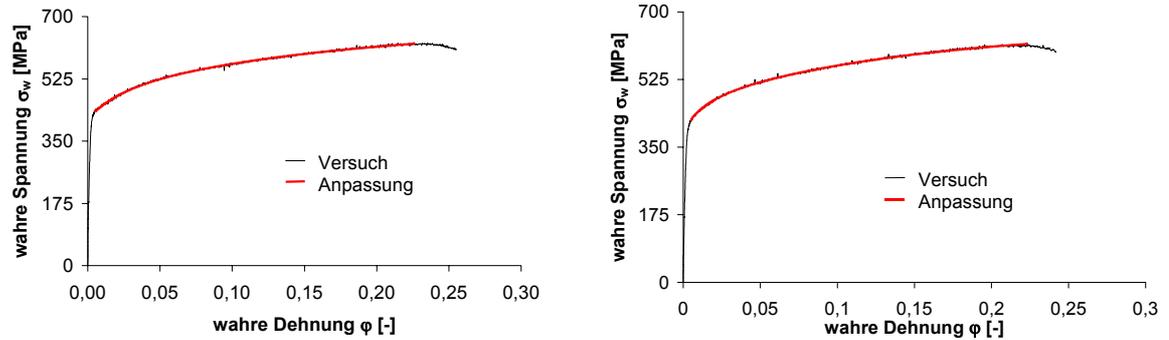


Abbildung 87: Wahre Spannungs-Dehnungs-Kurve der Probe sa01 in Walzrichtung (links) und quer zur Walzrichtung (rechts)

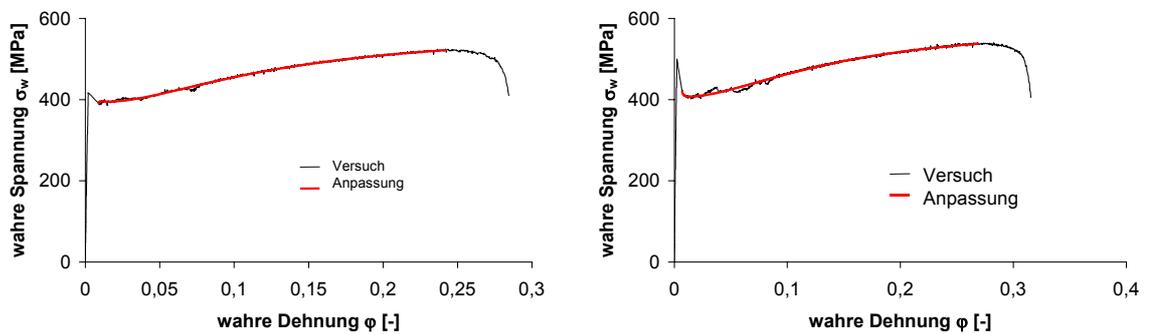


Abbildung 88: Wahre Spannungs-Dehnungs-Kurve der Probe sa02 in Walzrichtung (links) und quer zur Walzrichtung (rechts)

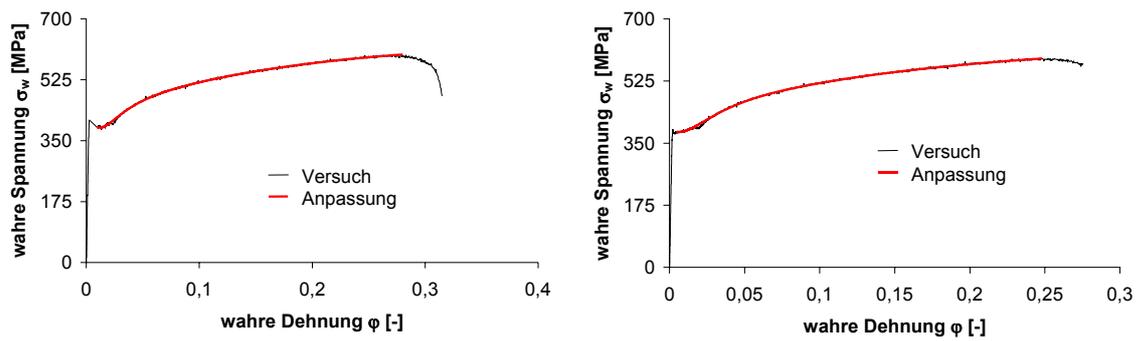


Abbildung 89: Wahre Spannungs-Dehnungs-Kurve der Probe sa05 in Walzrichtung (links) und quer zur Walzrichtung (rechts)

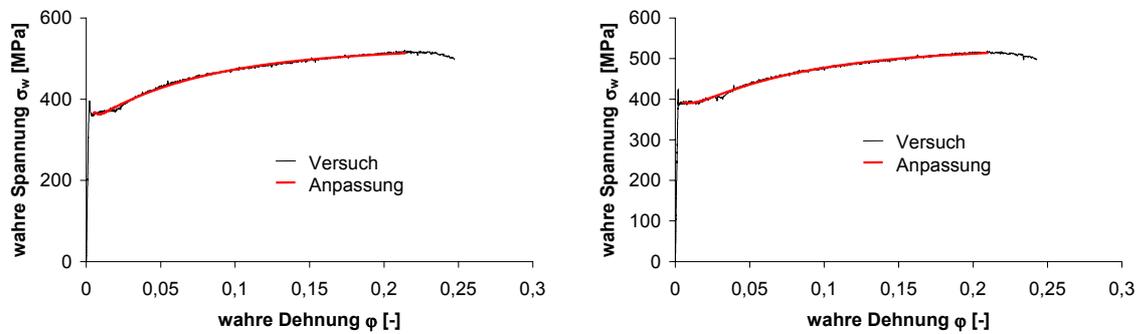


Abbildung 90: Wahre Spannungs-Dehnungs-Kurve der Probe sa07 in Walzrichtung (links) und quer zur Walzrichtung (rechts)

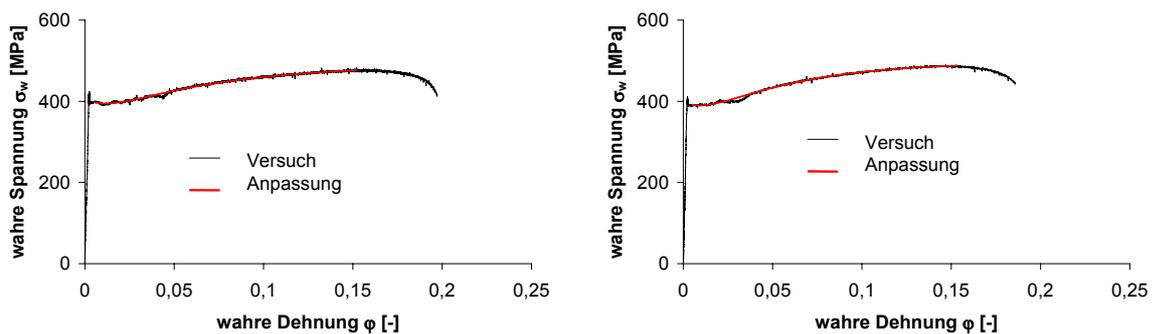


Abbildung 91: Wahre Spannungs-Dehnungs-Kurve quer zur - Probe sa10 (links) und Probe sa11 (rechts)

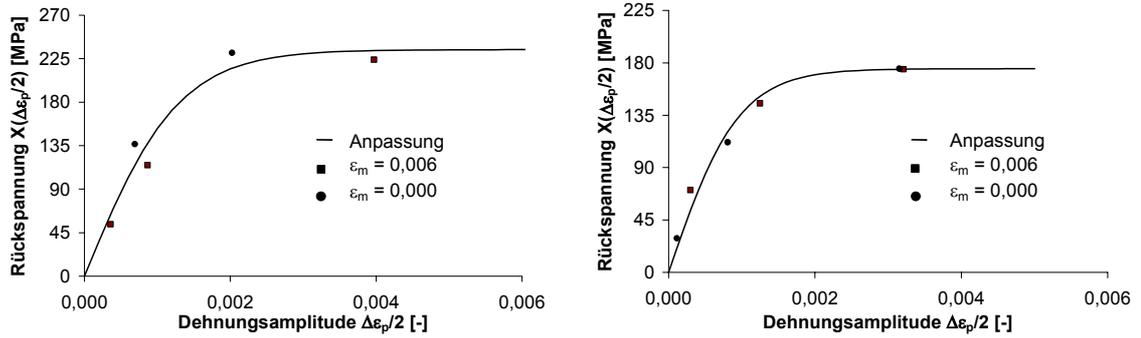


Abbildung 92: Kinematische Verfestigung - Probe sa01 (links) und Probe sa02 (rechts)

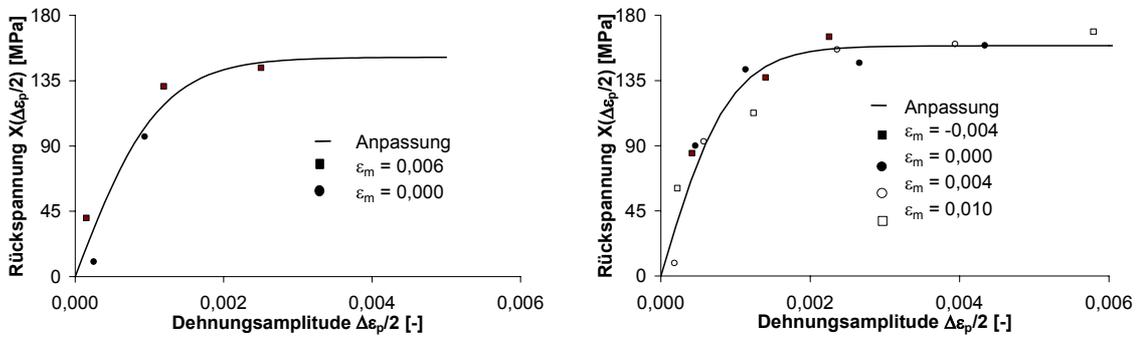


Abbildung 93: Kinematische Verfestigung - Probe sa05 (links) und Probe sa07 (rechts)

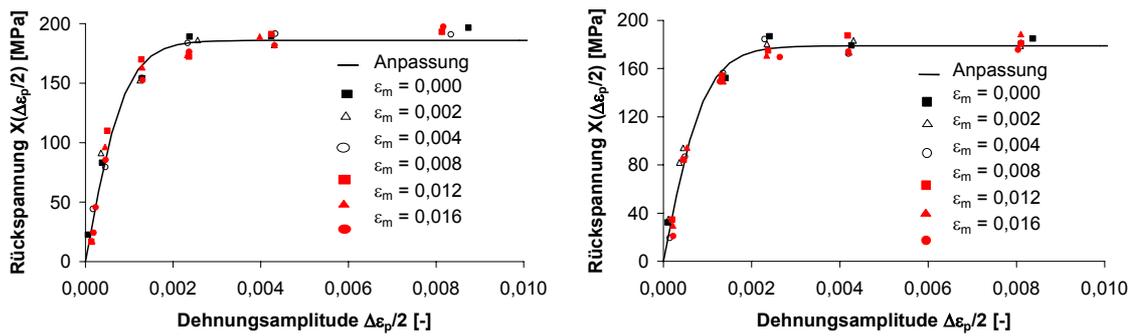


Abbildung 94: Kinematische Verfestigung - Probe sa10 (links) und Probe sa11 (rechts)

	ε_m [-]	$\Delta\varepsilon_p/2$ [-]	k [MPa]	$\Delta\sigma$ [MPa]	$X(\Delta\varepsilon_p/2)$ [MPa]	C [GPa]	γ [-]
1	0,0052	0,0004	242	591	54		
2	0,0057	0,0009	257	745	115		
3	0,0060	0,0040	196	869	224	147,8	654
4	0,0001	0,0020	210	855	231		
5	0,0000	0,0007	258	790	136		
Gesamt						182,1	778

Tabelle 21: Ergebnisse der Lastwechselversuche an Probe sa01

	ε_m [-]	$\Delta\varepsilon_p/2$ [-]	k [MPa]	$\Delta\sigma$ [MPa]	$X(\Delta\varepsilon_p/2)$ [MPa]	C [GPa]	γ [-]
1	0,0001	0,0032	233	816	175		
2	0,0000	0,0012	267	825	145		
3	-0,0005	0,0003	338	817	71	225,2	1348
4	0,0060	0,0032	239	828	175		
5	0,0056	0,0001	294	646	29		
6	0,0061	0,0008	286	796	112	169,0	964
Gesamt						183,6	1050

Tabelle 22: Ergebnisse der Lastwechselversuche an Probe sa02

	ε_m [-]	$\Delta\varepsilon_p/2$ [-]	k [MPa]	$\Delta\sigma$ [MPa]	$X(\Delta\varepsilon_p/2)$ [MPa]	C [GPa]	γ [-]
1	-0,0001	0,0002	243	567	40		
2	-0,0003	0,0012	259	780	131		
3	0,0001	0,0025	227	742	144	271,7	1887
4	0,0055	0,0002	273	567	10		
5	0,0058	0,0009	251	696	97		
Gesamt						133,5	884

Tabelle 23: Ergebnisse der Lastwechselversuche an Probe sa05

	ε_m [-]	$\Delta\varepsilon_p/2$ [-]	k [MPa]	$\Delta\sigma$ [MPa]	$X(\Delta\varepsilon_p/2)$ [MPa]	C [GPa]	γ [-]
1	-0,0038	0,0004	262	693	85		
2	-0,0040	0,0014	239	752	137		
3	-0,0039	0,0023	241	813	165	215,0	1379
4	0,0001	0,0005	278	737	90		
5	0,0008	0,0011	250	786	143		
6	-0,0004	0,0027	251	797	147		
7	0,0000	0,0043	239	797	159	223,9	1459
8	0,0038	0,0002	294	605	9		
9	0,0041	0,0006	267	720	93		
10	0,0041	0,0024	243	800	156		
11	0,0046	0,0039	225	770	160	162,7	1016
12	0,0098	0,0002	219	560	61		
13	0,0098	0,0012	252	729	113		
14	0,0103	0,0058	227	791	169	133,5	812
Gesamt						173,4	1090

Tabelle 24: Ergebnisse der Lastwechselfersuche an Probe sa07

	ε_m [-]	$\Delta\varepsilon_p/2$ [-]	k [MPa]	$\Delta\sigma$ [MPa]	$X(\Delta\varepsilon_p/2)$ [MPa]	C [GPa]	γ [-]
1	0,001	0,0001	301	647	22		
2	0,000	0,0004	294	754	83		
3	0,000	0,0013	261	830	154		
4	0,000	0,0024	218	814	189		
5	0,000	0,0042	214	808	189		
6	0,001	0,0087	217	827	197	203,9	1074
7	0,002	0,0004	282	747	91		
8	0,002	0,0012	242	789	152		
9	0,002	0,0026	208	789	186		
10	0,002	0,0043	215	794	182	256,3	1438
11	0,004	0,0002	286	660	44		
12	0,004	0,0005	288	734	80		
13	0,004	0,0013	233	774	154		
14	0,004	0,0023	201	769	184		
15	0,004	0,0043	194	772	192		
16	0,004	0,0083	210	802	191	184,4	975

Tabelle 25: Ergebnisse der Lastwechselfersuche an Probe sa10 – Teil 1

	ε_m [-]	$\Delta\varepsilon_p/2$ [-]	k [MPa]	$\Delta\sigma$ [MPa]	$X(\Delta\varepsilon_p/2)$ [MPa]	C [GPa]	γ [-]
17	0,008	0,0001	291	615	17		
18	0,008	0,0005	236	691	110		
19	0,008	0,0013	207	754	170		
20	0,008	0,0024	207	758	172		
21	0,008	0,0042	187	757	191		
22	0,008	0,0081	195	776	193	231,6	1245
23	0,011	0,0002	274	583	17		
24	0,012	0,0004	238	670	96		
25	0,012	0,0013	206	738	163		
26	0,012	0,0023	201	748	174		
27	0,012	0,0040	184	747	189	213,4	1173
28	0,015	0,0002	246	583	46		
29	0,019	0,0002	259	567	24		
30	0,016	0,0005	241	653	85		
31	0,016	0,0013	211	726	152		
32	0,016	0,0024	195	742	176		
33	0,016	0,0043	188	739	182		
34	0,016	0,0082	183	761	197	178,6	961
Gesamt						204,9	1103

Tabelle 26: Ergebnisse der Lastwechselversuche an Probe sa10 – Teil 2

	ε_m [-]	$\Delta\varepsilon_p/2$ [-]	k [MPa]	$\Delta\sigma$ [MPa]	$X(\Delta\varepsilon_p/2)$ [MPa]	C [GPa]	γ [-]
1	0,001	0,0001	290	646	32		
2	0,000	0,0014	234	773	152		
3	0,000	0,0024	190	754	187		
4	0,000	0,0043	208	774	179		
5	0,000	0,0084	202	773	185	170,2	927
6	0,002	0,0001	284	638	35		
7	0,002	0,0004	265	719	94		
8	0,002	0,0004	280	725	82		
9	0,002	0,0013	231	771	155		
10	0,002	0,0023	192	745	181		
11	0,002	0,0043	201	770	183		
12	0,002	0,0081	209	776	179	233,5	1310

Tabelle 27: Ergebnisse der Lastwechselversuche an Probe sa11 – Teil 1

	ε_m [-]	$\Delta\varepsilon_p/2$ [-]	k [MPa]	$\Delta\sigma$ [MPa]	$X(\Delta\varepsilon_p/2)$ [MPa]	C [GPa]	γ [-]
13	0,004	0,0001	286	610	19		
14	0,004	0,0005	272	717	87		
15	0,004	0,0014	223	758	157		
16	0,004	0,0023	181	731	185		
17	0,004	0,0042	209	762	172		
18	0,004	0,0081	207	777	181	186,3	1037
19	0,008	0,0002	265	598	35		
20	0,008	0,0005	255	679	84		
21	0,008	0,0013	209	727	154		
22	0,008	0,0024	185	720	175		
23	0,008	0,0042	189	753	187		
24	0,008	0,0081	203	768	181	183,2	1010
25	0,012	0,0002	260	580	30		
26	0,012	0,0005	236	662	95		
27	0,012	0,0014	206	710	150		
28	0,012	0,0023	183	708	171		
29	0,012	0,0042	198	744	174		
30	0,012	0,0081	191	759	189	174,4	978
31	0,016	0,0002	256	554	21		
32	0,016	0,0005	236	641	84		
33	0,016	0,0013	201	701	149		
34	0,016	0,0026	185	708	170		
35	0,016	0,0042	194	736	174		
36	0,016	0,0080	199	749	176	175,5	1010
						189,7	1061

Tabelle 28: Ergebnisse der Lastwechselversuche an Probe sa11 – Teil 2

A 2 Aluminiumwerkstoffe

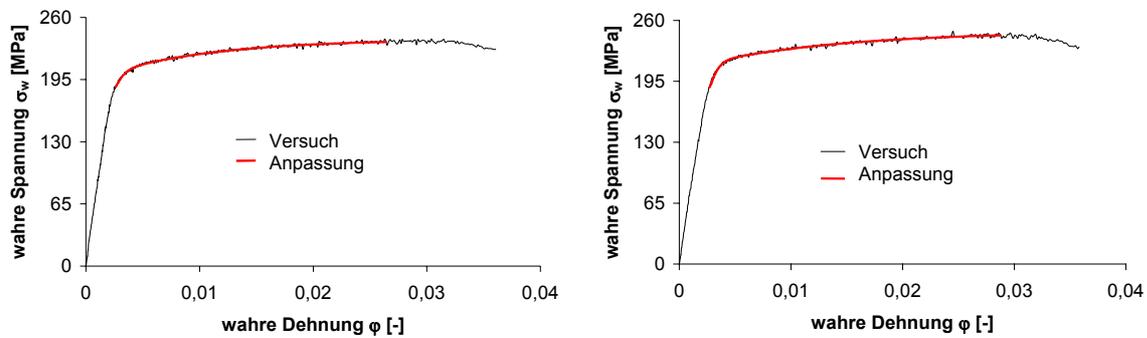


Abbildung 95: Wahre Spannungs-Dehnungs-Kurve der Probe ab11 in Walzrichtung (links) und quer zur Walzrichtung (rechts)

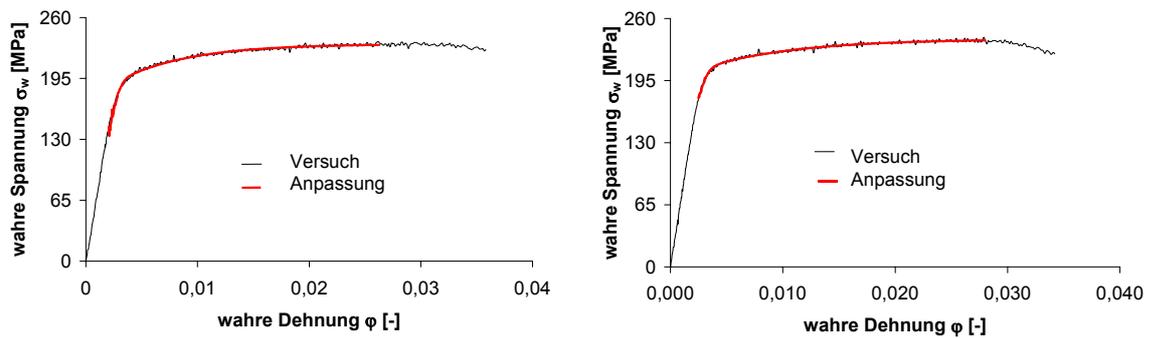


Abbildung 96: Wahre Spannungs-Dehnungs-Kurve der Probe ab12 in Walzrichtung (links) und quer zur Walzrichtung (rechts)

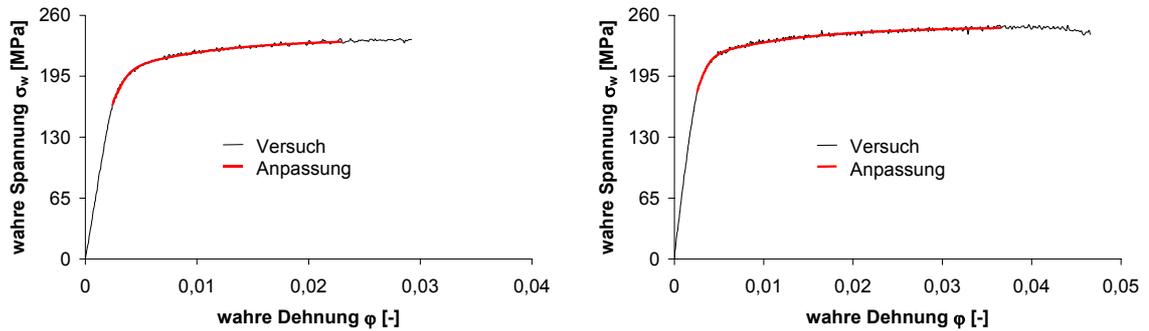


Abbildung 97: Wahre Spannungs-Dehnungs-Kurve der Probe as20 in Walzrichtung (links) und quer zur Walzrichtung (rechts)

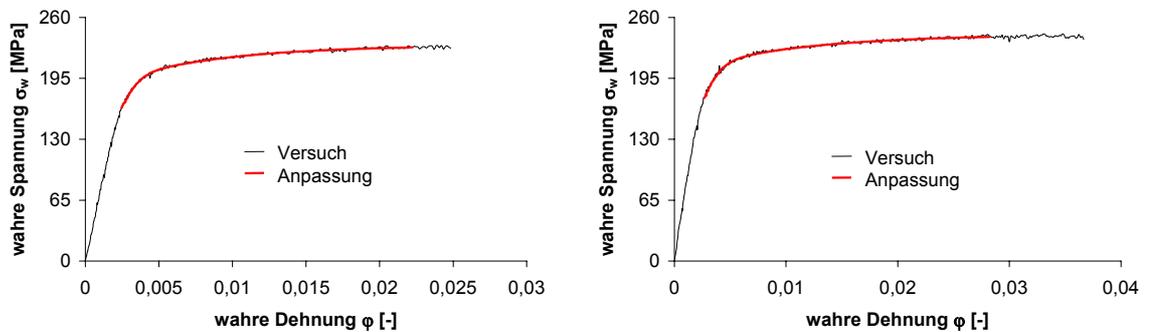


Abbildung 98: Wahre Spannungs-Dehnungs-Kurve der Probe as23 in Walzrichtung (links) und quer zur Walzrichtung (rechts)

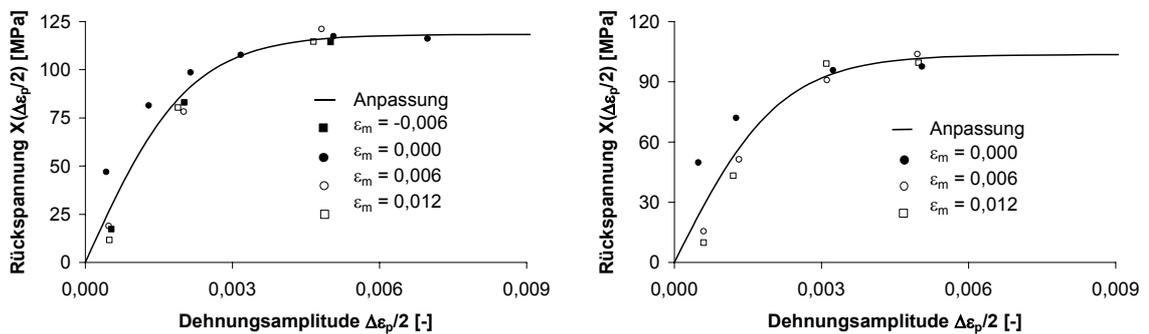


Abbildung 99: Kinematische Verfestigung - Probe ab11 (links) und Probe ab12 (rechts)

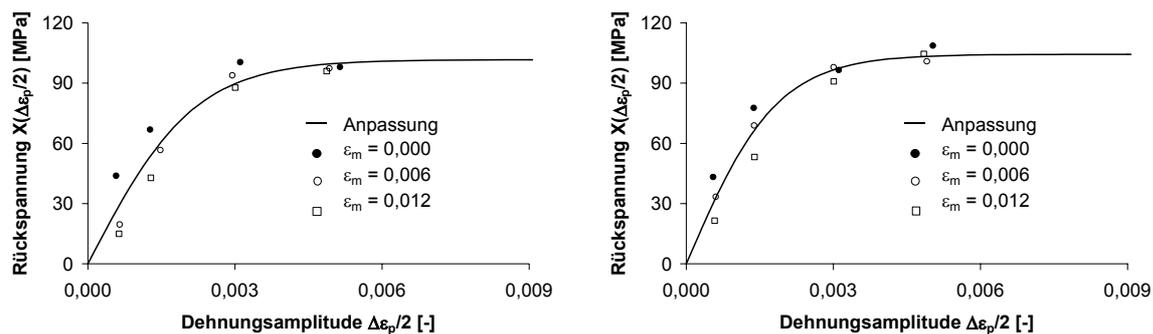


Abbildung 100: Kinematische Verfestigung - Probe as20 (links) und Probe as23 (rechts)

	ε_m [-]	$\Delta\varepsilon_p/2$ [-]	k [MPa]	$\Delta\sigma$ [MPa]	$X(\Delta\varepsilon_p/2)$ [MPa]	C [GPa]	γ [-]
1	-0,0054	0,0005	172	379	17		
2	-0,0059	0,0020	142	450	83		
3	-0,0059	0,0050	127	483	114	47,4	396
4	0,0000	0,0004	157	408	47		
5	0,0000	0,0013	140	441	81		
6	0,0000	0,0021	129	455	99		
7	0,0000	0,0032	124	463	108		
8	0,0001	0,0051	122	477	117		
9	0,0000	0,0070	127	487	116	76,7	669
10	0,0052	0,0005	164	361	19		
11	0,0058	0,0020	142	442	78		
12	0,0060	0,0048	117	476	121	44,4	339
12	0,0112	0,0005	168	358	12		
13	0,0117	0,0019	139	437	80		
14	0,0120	0,0047	122	473	115	46,5	379
Gesamt						54,6	458

Tabelle 29: Ergebnisse der Lastwechselversuche an Probe ab11

	ε_m	$\Delta\varepsilon_p/2$	k	$\Delta\sigma$	$X(\Delta\varepsilon_p/2)$	C	γ
	[-]	[-]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[GPa]	[-]
1	0.0000	0.0005	163	425	50		
2	0.0001	0.0013	147	437	72		
3	0.0001	0.0032	133	459	96		
4	0.0001	0.0050	138	471	98	67,2	683
5	0.0054	0.0006	179	389	16		
6	0.0058	0.0013	158	417	51		
7	0.0059	0.0031	137	456	91		
8	0.0060	0.0050	131	469	104	39,5	355
9	0.0114	0.0006	182	385	10		
10	0.0114	0.0012	161	409	43		
11	0.0119	0.0031	125	447	99		
12	0.0119	0.0050	129	457	99	39,1	352
Gesamt						48,8	469

Tabelle 30: Ergebnisse der Lastwechselversuche an Probe ab12

	ε_m	$\Delta\varepsilon_p/2$	k	$\Delta\sigma$	$X(\Delta\varepsilon_p/2)$	C	γ
	[-]	[-]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[GPa]	[-]
1	0.0001	0.0006	151	390	44		
2	0.0001	0.0013	146	426	67		
3	0.0000	0.0031	127	454	100		
4	0.0002	0.0051	135	468	98	71,0	712
5	0.0053	0.0007	163	364	20		
6	0.0059	0.0015	148	410	57		
7	0.0058	0.0029	129	445	94		
8	0.0059	0.0049	136	466	97	42,9	410
9	0.0112	0.0006	164	358	15		
10	0.0114	0.0013	155	396	43		
11	0.0118	0.0030	133	442	88		
12	0.0119	0.0049	134	459	96	35,9	337
Gesamt						47,0	461

Tabelle 31: Ergebnisse der Lastwechselversuche an Probe as20

	ε_m [-]	$\Delta\varepsilon_p/2$ [-]	k [MPa]	$\Delta\sigma$ [MPa]	$X(\Delta\varepsilon_p/2)$ [MPa]	C [GPa]	γ [-]
1	0.0001	0.0005	148	382	43		
2	0.0001	0.0014	131	418	78		
3	0.0000	0.0031	125	443	97		
4	0.0001	0.0050	120	456	109	76,5	738
5	0.0055	0.0006	149	365	33		
6	0.0056	0.0014	135	407	69		
7	0.0058	0.0030	122	440	98		
8	0.0059	0.0049	127	456	101	59,9	584
9	0.0113	0.0006	157	358	21		
10	0.0117	0.0014	147	400	53		
11	0.0118	0.0030	127	435	91		
12	0.0120	0.0048	121	451	105	41,4	373
					Gesamt	56,6	544

Tabelle 32: Ergebnisse der Lastwechselversuche an Probe as20

A 3 Summenhäufigkeit der Blechdicken

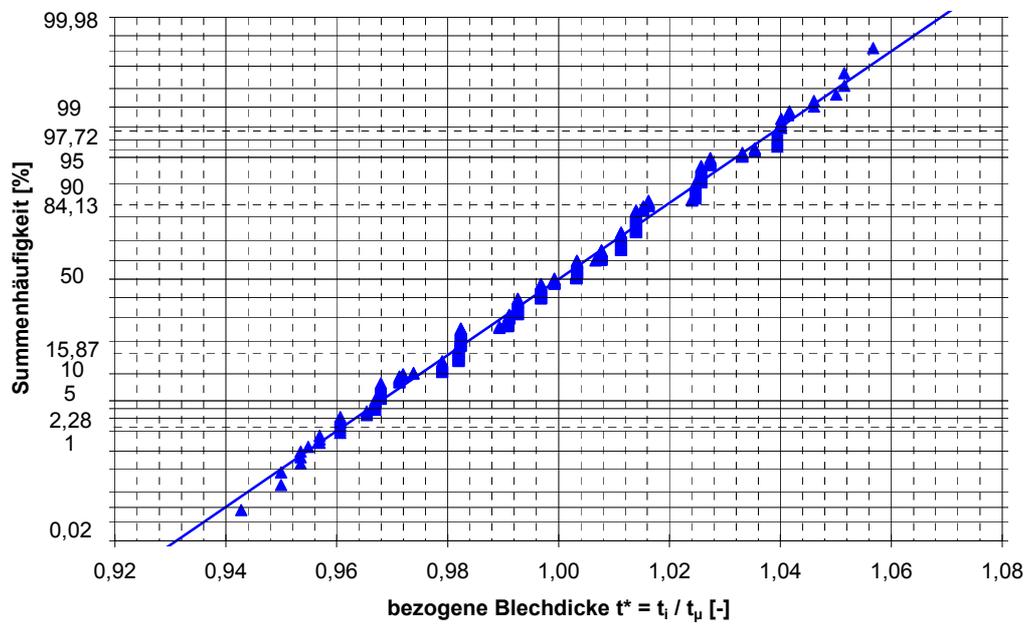


Abbildung 101: Summenhäufigkeitsverteilung der bezogenen Blechdicke t^*

Anhang B – Werkzeugentwurf

Nachfolgend sind die aus dem Berechnungsalgorithmus entsprechend [8], Anhang 2, verwendeten Gleichungen aufgeführt.

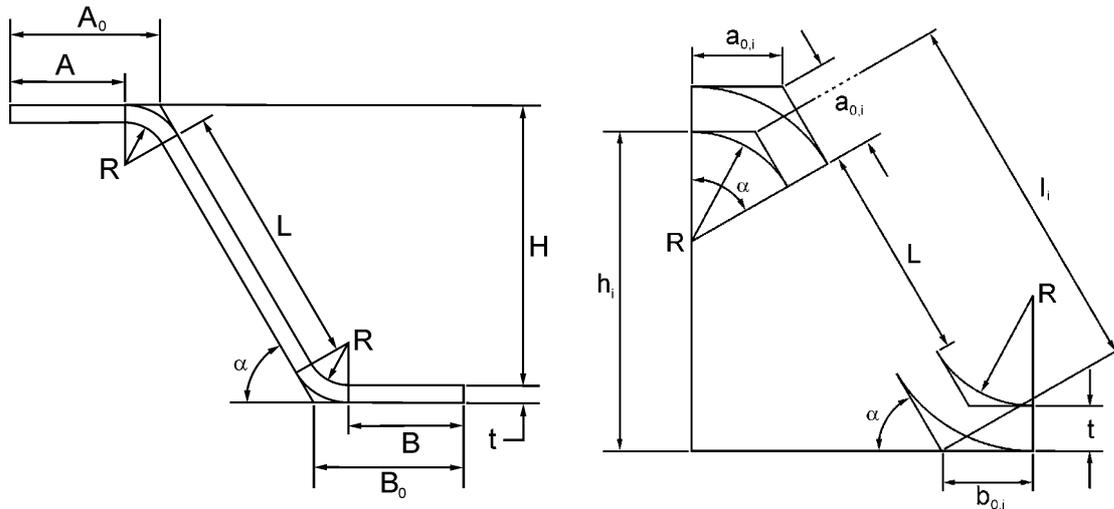


Abbildung 102: Maßbezeichnungen an einem allgemeinen Profiltyp

Mit den Bezeichnungen aus Abbildung 102 werden zuerst die bei der Kreisbogenkalibrierung von der Umformstufe unabhängigen Profilmäße

$$A = A_0 - (R + t) \cdot \tan\left(\frac{\alpha}{2}\right) \quad (49)$$

$$B = B_0 - (R + t) \cdot \tan\left(\frac{\alpha}{2}\right) \quad (50)$$

$$L = \frac{H}{\sin \alpha} - (2 \cdot R + t) \cdot \tan\left(\frac{\alpha}{2}\right) \quad (51)$$

und die gestreckte Länge X der Radienbereiche des Endprofils unter Vernachlässigung der Verschiebung der neutralen Faser

$$X = \pi \cdot \left(R + \frac{t}{2}\right) \cdot \frac{\alpha}{180^\circ} \quad (52)$$

berechnet. Der Biegeradius R_i der i -ten Umformformstufe ergibt sich damit in Abhängigkeit des Biegewinkels α_i der i -ten Umformformstufe zu

$$R_i = \frac{X \cdot 180^\circ}{\pi \cdot \alpha_i} - \frac{t}{2} \quad (53)$$

Alle weiteren von der Umformstufe abhängigen veränderlichen System- und Profildimensionen ergeben sich damit zu

$$a_{0,i} = (R_i + t) \cdot \tan\left(\frac{\alpha_i}{2}\right) \quad (54)$$

$$b_{0,i} = (R_i + t) \cdot \tan\left(\frac{\alpha_i}{2}\right) \quad (55)$$

$$l_i = L + (2 \cdot R_i + t) \cdot \tan\left(\frac{\alpha_i}{2}\right) \quad (56)$$

$$h_i = l_i \cdot \sin(\alpha_i) \quad (57)$$

Hiermit liegen alle Eingangsgrößen zur Berechnung der Geometrie der Profilierwalzen je Umformstufe vor.

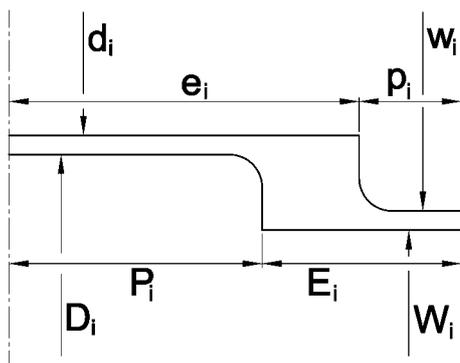


Abbildung 103: Maßbezeichnungen der Werkzeuge eines allgemeinen Profiltyps

Mit den Bezeichnungen aus Abbildung 103 ergeben sich die Breiten der Profilierwalzen für $h_i \geq R_i$ zu

$$P_i = A + R_i \quad (58)$$

$$p_i = B + R_i \quad (59)$$

$$E_i = B + b_{0,i} + l_i \cdot \cos \alpha_i + R_i \cdot \tan\left(\frac{\alpha_i}{2}\right) - R_i \quad (60)$$

$$e_i = A + a_{0,i} + l_i \cdot \cos \alpha_i + R_i \cdot \tan\left(\frac{\alpha_i}{2}\right) - R_i \quad (61)$$

und für $h_i < R_i$ zu

$$P_i = A + \sqrt{2 \cdot h_i \cdot R_i - h_i^2} \quad (62)$$

$$p_i = B + \sqrt{2 \cdot h_i \cdot R_i - h_i^2} \quad (63)$$

$$E_i = B + b_{0,i} + l_i \cdot \cos \alpha_i + R_i \cdot \tan\left(\frac{\alpha_i}{2}\right) - \sqrt{2 \cdot h_i \cdot R_i - h_i^2} \quad (64)$$

$$e_i = A + a_{0,i} + l_i \cdot \cos \alpha_i + R_i \cdot \tan\left(\frac{\alpha_i}{2}\right) - \sqrt{2 \cdot h_i \cdot R_i - h_i^2} \quad (65)$$

Die Durchmesser der Profilwalzen werden unter Berücksichtigung der Annahme der Rollengrunddurchmesser W_i und w_i zu

$$D_i = W_i + 2 \cdot h_i \quad (66)$$

$$d_i = w_i - 2 \cdot h_i \quad (67)$$

berechnet, wobei die Breiten P_i und e_i dem Durchmesser D_i und die Breiten p_i und E_i dem Durchmesser d_i zugeordnet sind.

In Tabelle 33 sind die Eingangswerte zur Berechnung der Werkzeuggeometrien aufgeführt. Die von der Profilierstufe unabhängigen Profilmäße enthält Tabelle 34. Die von der Profilierstufe abhängigen Profilmäße sowie die Abmessungen der Profilierwerkzeuge sind in Tabelle 35 aufgeführt. Hierbei wurde die Rollengrunddurchmesser $W_i = 100$ mm und $w_i = 170$ mm verwendet.

Höhe	Grutbreite		Radius	Winkel	Blechdicke
H	A ₀	B ₀	R	α	t
[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[°]	[mm]
35,00	59,50	20,50	4,00	55,00	1,00

Tabelle 33: Eingangswerte der Profilmäße

Gurtbreite	Steglänge		Bogenlänge
A	B	L	X
[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
56,90	17,90	38,04	4,32

Tabelle 34: Von der Umformstufe unabhängige Profilmäße

	Stufe	[-]	1	2	3	4
Profilmäße	Winkel α_i	[°]	13,75	27,50	41,25	55,00
	Radius R _i	[mm]	17,50	8,50	5,50	4,00
	Breite a _{0,i}	[mm]	2,23	2,32	2,45	2,60
	Breite b _{0,i}	[mm]	2,23	2,32	2,45	2,60
	Steglänge l _i	[mm]	42,38	42,45	42,56	42,73
	Höhe h _i	[mm]	10,07	19,60	28,06	35,00
Abmessungen der Werkzeuge	Breite P _i	[mm]	72,74	65,40	62,40	60,90
	Breite p _i	[mm]	33,74	26,40	23,40	21,90
	Breite E _i	[mm]	47,56	51,45	48,91	43,09
	Breite e _i	[mm]	86,56	90,45	87,91	82,09
	Durchmesser D _i	[mm]	120,15	139,20	156,12	170,00
	Durchmesser d _i	[mm]	149,85	130,80	113,88	100,00

Tabelle 35: Veränderliche Profilmäße und Abmessungen der Profilierwerkzeuge