

Forschungsberichte

Neven Majić

**Entwicklung einer FEM-basierten Methode zur
fertigungsorientierten Sickenmustergestaltung für
biegebeanspruchte Tragstrukturen**

Development of a FEM-based method for
the design of production-oriented bead patterns for
bending loaded support structures

Band 80

Herausgeber: o. Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. A. Albers

Copyright: IPEK ■ Institut für Produktentwicklung, 2014
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)
Universität des Landes Baden-Württemberg und
nationales Forschungszentrum in der Helmholtz-Gemeinschaft

Alle Rechte vorbehalten

Druck: Stolzenberger Druck und Werbung GmbH & Co. KG, Leimen
06224-7697915

ISSN 1615-8113

Entwicklung einer FEM-basierten Methode zur fertigungsorientierten Sickenmustergestaltung für biegebeanspruchte Tragstrukturen

Zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor der Ingenieurwissenschaften
der Fakultät für Maschinenbau
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

genehmigte
Dissertation

von

Dipl.-Ing. Neven Majić
aus Ulm

Tag der mündlichen Prüfung: 24.11.2014
Hauptreferent: o. Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. A. Albers
Korreferent: Prof. Dr.-Ing. W. Volk

Vorwort des Herausgebers

Wissen ist einer der entscheidenden Faktoren in den Volkswirtschaften unserer Zeit. Der Unternehmenserfolg wird in der Zukunft mehr denn je davon abhängen, wie schnell ein Unternehmen neues Wissen aufnehmen, zugänglich machen und verwerten kann. Die Aufgabe eines Universitätsinstitutes ist es, hier einen wesentlichen Beitrag zu leisten. In den Forschungsarbeiten wird ständig Wissen generiert. Dieses kann aber nur wirksam und für die Gemeinschaft nutzbar werden, wenn es in geeigneter Form kommuniziert wird. Diese Schriftenreihe dient als eine Plattform zum Transfer und macht damit das Wissenspotenzial aus aktuellen Forschungsarbeiten am IPEK – Institut für Produktentwicklung Karlsruhe (ehemals: Institut für Maschinenkonstruktionslehre und Kraftfahrzeugbau) verfügbar.

Die Forschungsfelder des Institutes sind die methodische Entwicklung und das Entwicklungsmanagement, die rechnergestützte Optimierung von hochbelasteten Strukturen und Systemen, die Antriebstechnik mit einem Schwerpunkt auf den Gebieten Antriebsstrang-Engineering und Tribologie von Lager- und Funktionsreibsystemen, die Mikrosystemtechnik mit dem Focus auf die zugehörigen Entwicklungsprozesse sowie die Mechatronik. Die Forschungsberichte werden aus allen diesen Gebieten Beiträge zur wissenschaftlichen Fortentwicklung des Wissens und der zugehörigen Anwendung – sowohl den auf diesen Gebieten tätigen Forschern als auch ganz besonders der anwendenden Industrie – zur Verfügung stellen. Ziel ist es, qualifizierte Beiträge zum Produktentwicklungsprozess zu leisten.

Albert Albers

Vorwort zu Band 80

Eine der großen Herausforderungen in der Technik ist die Sicherung der Nachhaltigkeit durch die Reduzierung der Energieverbräuche von Produkten, technischen Systemen und Anlagen. Damit wird es möglich, den Schadstoff-Footprint unserer Produkte deutlich zu verbessern. So kann eine Reduzierung des Energieverbrauchs z.B. im Fahrzeugbau, zu einer erheblichen Reduzierung der Schadstoffemissionen - wie beispielsweise des CO₂-Ausstoßes - führen. Hier Beiträge zu leisten, ist eine wichtige Herausforderung an die moderne Systemkonstruktion. Neben der Möglichkeit der Steigerung der Wirkungsgrade in den Antrieben und Aggregaten, sowie bei allen Energieaustauschprozessen im technischen Gesamtsystem, kommt dem Leichtbau eine zunehmend wichtige Bedeutung zu. Durch eine konsequente Verfolgung einer Leichtbaustrategie kann der notwendige Energieverbrauch im Betrieb von technischen Systemen signifikant beeinflusst werden. Dies gilt natürlich insbesondere für technische Systeme der Mobilität, da bei diesen die Bewegung und der Transport zentrale Funktionen sind und so das Verhältnis von Zuladung zu Systemeigenmasse eine entscheidende Effizienzkenngroße ist. Dabei ist Leichtbau durch unterschiedliche Konzepte möglich, die im Allgemeinen aber in den technischen Systemen kombiniert werden müssen. Neben dem Materialleichtbau, der auf die Verwendung neuer Materialien abzielt, kommen weiteren Leichtbaustrategien, wie z.B. dem Formleichtbau, Fertigungsleichtbau oder Systemleichtbau eine große Bedeutung zu. In der Praxis werden diese Strategien kombiniert, um optimal wirksam zu sein. Dies stellt dann aber eine relevante Herausforderung für die Modellierung von Prinzip und Gestalt im Konstruktionsprozess dar. Hierzu kommen mittlerweile viele neue rechnergestützte Methoden zum Einsatz. Die Berücksichtigung von z.B. neuen Werkstoffen mit ihren spezifischen Ausprägungen im Entwicklungsprozess ist ein wichtiger Gegenstand der aktuellen Forschung. Gerade im Formleichtbau spielt die Definition geeigneter Gestaltausprägungen eine wichtige Rolle. Da häufig aus technischen Gründen eine hohe Steifigkeit bei niedrigem Gewicht der Bauteile gewünscht ist, kommt der Sickengestaltung dünnwandiger Bauteile eine große Bedeutung zu. Hierzu wurden am IPEK – Institut für Produktentwicklung des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT) in den letzten Jahren neue Ansätze zur rechnerbasierten Sickengestaltung erforscht. Damit gelingt es, automatisiert Sickenbilder zu generieren und damit den Systemkonstrukteur zu unterstützen. An dieser Stelle setzt die Arbeit von Herrn Dr.-Ing. Neven Majić an. Er hat sich zum Ziel gesetzt, durch eine konsequente Weiterentwicklung der am IPEK entwickelten Sickenoptimierungsmethoden sowohl Fertigungseinflüsse als auch neue Funktionalitäten zur Modellierung und Steuerung von Sickenverlauf und

-querschnitt in der Versickung zu berücksichtigen. Je nach Werkstofftyp können die entwickelten Ansätze für die Versickung von Bauteilen aus metallischen Werkstoffen oder aus faserverstärkten Kunststoffen mit richtungsvariabler Faserablage angewandt werden. Ergebnis ist ein neuer ganzheitlicher Prozess für die rechnergestützte Gestaltung von versickten Bauteilen in der Produktkonstruktion. Die Arbeit leistet damit sowohl einen wichtigen wissenschaftlichen Beitrag als auch eine Eröffnung neuer Möglichkeiten für die Konstruktion in der Praxis.

Albert Albers

Kurzfassung

Der Trend nach leichten Konstruktionen bei hoher Material- und Energieeffizienz hat in den letzten Jahren verstärkt an Bedeutung zugenommen, um der globalen Herausforderung eines stetig zunehmenden Mobilitätsbedarfs und der damit verbundenen effizienten Nutzung und Schonung der natürlichen Energieressourcen gerecht zu werden. In diesem Zusammenhang spielen numerische Optimierungsprogramme zur Reduktion des Produktgewichtes eine wichtige Rolle. Bei den stets dünner und leichter werdenden Strukturen ergeben sich oftmals kritische Deformationen oder Eigenschwingungen, die ein entsprechendes Produktdesign erfordern. Ein bewährtes und oft kostengünstig umsetzbares Konstruktionselement ist die Sicke, deren Lage und Form vorwiegend von numerischer Optimierungssoftware bestimmt wird. Diese Programme beinhalten jedoch keine ausreichenden produktionsspezifischen Restriktionen, so dass bedeutende Zielkonflikte bei der Validierung auftreten und hierdurch zeitintensive Entwicklungsiterationen erforderlich sind.

In der vorliegenden Arbeit wird eine neue rechnergestützte Methode der virtuellen Produktentwicklung zur fertigungsorientierten Sickengestaltung von dünnwandigen Bauteilen vorgestellt. Der neue Prozess basiert auf der am IPEK - Institut für Produktentwicklung entwickelten optimalitätsbasierten Sickenoptimierung. Zur Integration von Fertigungsrestriktionen wird diese Sickenoptimierung mit einer Umformsimulation gekoppelt, um das umformtechnische Verhalten von versickten Blechbauteilen effizient zu bewerten. Mit neu entwickelten Funktionalitäten lassen sich Sickenverlauf und -querschnitte von metallischen Bauteilen und faserverstärkten Kunststoffbauteilen bezüglich deren produktionsspezifischen Anforderungen optimieren. Die fertigungsorientierte Sickengestaltung wird so entwickelt, dass der Prozess auch bei praxisrelevanten Bauteilen angewandt werden kann. Der Nachweis der neuen Funktionalitäten wird anhand einfacher Geometrien demonstriert. Potenzielle Einschränkungen, die mit dieser Methode einhergehen, werden mit Designregeln adressiert.

Ausgehend vom Stand der Forschung wird im Rahmen der Zielsetzung die Forschungshypothese formuliert, von der die zugehörigen Forschungsfragen abgeleitet werden. Im Anschluss daran erfolgt die Vorstellung der neuen fertigungsorientierten Sickenoptimierung. Die Entwicklung des Prozesses beginnt mit der Kopplung der Sickenoptimierung mit der Umformsimulation. Dieser Prozess wird im Weiteren mit neuen Funktionalitäten ausgestattet, um steifigkeits- und festigkeitsbestimmende Optimierungen durchführen zu können. In diesem Kontext fließen neue Modellierungsansätze bei der Sickengestaltung

ein, die fertigungsbedingte Restriktionen berücksichtigen. Die genaue Beschreibung des Algorithmus wird mit Beispielen verdeutlicht und an praxisrelevanten Strukturen demonstriert. Abschließend erfolgt eine Zusammenfassung und der Ausblick auf das weitere Forschungspotenzial.

Abstract

In recent years, the trend toward light constructions with high material and energy efficiency has increased in significance to meet global challenges of continuously growing mobility needs in addition to an effective use and protection of natural energy resources. In this context numerical optimization software plays an important role to reduce the product weight. Structures, becoming increasingly thinner and lighter, often lead to critical deformations or critical natural frequencies, which require an appropriate product design. An established and often easy to implement construction element is the bead, whose position and form are determined primarily with numerical optimization software. These programs do not, however, contain adequate production-oriented restrictions, so that significant conflicts of objectives occur at the validation and this leads to time-intensive iteration loops in the development process.

This work presents a new computer-aided method of virtual product development for designing of thin-walled structures with production-oriented beads. The new process is based on the optimality-based bead optimization developed at the IPEK - institute of product engineering. This bead optimization will be coupled with a forming simulation for integration of manufacturing restrictions and an efficiently evaluation of the forming behaviour of beaded components. Newly developed functionalities allow an optimization of bead directions and bead cross sections of metallic and fiber reinforced polymer parts related to their production-specific requirements. The production-oriented bead design will be developed for a process application even for practice-oriented parts. The verification of the new functionalities will be demonstrated with simple geometries. Potential limitations associated with this method will be addressed with design rules.

Based on the state of research, the research hypothesis is formulated in the aim, of which the related research questions can be derived. This is followed by an introduction of the new production-oriented bead optimization. The development of the process starts with the coupling of the bead optimization and forming simulation. This process will be further enhanced with new functionalities for performing stiffness- and strength-based optimizations. In this context new modeling approaches are integrated into the bead design considering production-related restrictions. The detailed description of the algorithm will be illustrated with examples and demonstrated on practice-oriented structures. Finally, a summary and outlook on further research potential is given.

Danksagung

Die vorliegende Doktorarbeit entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als akademischer Mitarbeiter am IPEK - Institut für Produktentwicklung am Karlsruher Institut für Technologie (KIT), ehemals Forschungszentrum Karlsruhe bzw. Universität Karlsruhe (TH). Zunächst möchte ich mich besonders bei meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Albert Albers für die wissenschaftliche Betreuung meiner Dissertation, für die mir übertragenen Verantwortungsbereiche und die damit verbundenen Gestaltungsmöglichkeiten sowie das mir entgegengebrachte Vertrauen bedanken.

Herzlichen Dank auch an Herrn Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk für die Übernahme des Korreferats, das entgegengebrachte Interesse und die Diskussionen der vorliegenden Arbeit.

Ein besonderer Dank gilt allen Mitarbeitern des IPEK für die vertrauensvolle und hervorragende Zusammenarbeit unter den Bedingungen einer offenen und angenehmen Arbeitsatmosphäre. In diesem Kontext möchte ich der Forschungsgruppe CAE/Optimierung, insbesondere den Kollegen Dr.-Ing. Benoît Lorentz, Dipl.-Ing. Andreas Schmid sowie Dipl.-Ing. Markus Spadinger, meinen herzlichen Dank für die zahlreichen interessanten Forschungsgespräche und den Wissensaustausch aussprechen. Besten Dank auch an die ehemaligen Kollegen Dipl.-Ing. Nikola Bursac und Dipl.-Ing. Eike Wintergerst für die Unterstützung in der Endphase meiner Dissertation. Weiterhin danke ich Dipl.-Ing. Norbert Burkardt für die sehr angenehme und vertrauensvolle Zusammenarbeit im Bereich der Lehrtätigkeit.

Für die freundschaftliche und konstruktive Zusammenarbeit im Rahmen von Kooperationsprojekten möchte ich mich bei Dipl.-Ing. Benedikt Krönauer (Technische Universität München), bei Dipl.-Ing. Felix Michl (Technische Universität München) sowie bei Dr.-Ing. Axel Spickenheuer (Leibniz-Institut für Polymerforschung Dresden) bedanken.

Einen besonderen Dank möchte ich Dipl.-Ing. Peter Clausen von der Firma FE-Design ausdrücken, der mich im Bereich der Sickenoptimierung sehr gut beraten und unterstützt hat sowie stets ein offenes Ohr hatte.

Mein ganz besonderes Dankeschön möchte ich meinen lieben Eltern Mirko und Violeta Majić für Ihre uneingeschränkte Unterstützung und den Rückhalt für die letzten Jahre aussprechen!

Neven Majić

*Diese Doktorarbeit widme ich meinen lieben Eltern.
Ovaj doktorski rad posvećujem mojim dragim roditeljima.*

*Man muss viel gelernt haben, um über das,
was man nicht weiß, fragen zu können.*

Jean-Jacques Rousseau (1712-1778)
*französischsprachiger Schriftsteller,
Philosoph, Pädagoge,
Naturforscher und Komponist
der Aufklärung*

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungsverzeichnis	xxiii
Symbolverzeichnis	xxv
1 Einleitung	1
2 Grundlagen und Stand der Forschung	5
2.1 Leichtbau als Entwicklungsstrategie	5
2.1.1 Das integrierte Produktentstehungs-Modell (iPeM)	5
2.1.2 Aktivität: Modellierung von Prinzip und Gestalt	7
2.1.3 Grundlagen der Gestaltung	7
2.1.4 Contact & Channel-Connector-Ansatz (C&C ² -A)	10
2.2 Sicke als richtungsvariables Konstruktionselement	14
2.2.1 Versteifungseffekt mit konstruktiver Anisotropie	15
2.2.2 Versteifungswirkung am Beispiel einer Ölwanne	17
2.2.3 Umformprozess metallischer Werkstoffe	18
2.2.4 Klassische und richtungsvariable Faserverbundlaminat	21
2.2.4.1 Materielle Anisotropie	21
2.2.4.2 C&C ² -Modell der Kraftübertragung Faser-Matrix	22
2.2.4.3 Klassische Laminat	23
2.2.4.4 Berechnung von Laminaten	24
2.2.4.5 Problematik klassischer Laminat	27
2.2.4.6 Technologien mit richtungsvariabler Faserablage	29
2.2.4.7 Problematik bei der Sickenformgebung	38
2.3 Rechnergestützte Analyse und Optimierung	41
2.3.1 Finite-Elemente-Methode (FEM)	41
2.3.2 FE-basierte Trajektorien	45
2.3.3 Umformsimulation	49
2.3.4 Strukturoptimierung	52
2.4 Gestaltung von Sickenmuster	55
2.4.1 Klassische Blechgestaltung mit Sicken	55
2.4.2 Numerische Sickengestaltung	57
2.4.2.1 Sickenoptimierung mit Sensitivitäten	58
2.4.2.2 Sickenoptimierung mit Optimalitätskriterien	59
2.4.3 Fazit	63

3	Ziele der Arbeit	65
4	Versickungsprozess mit integrierter Umformsimulation	69
4.1	Grundidee und Anforderungen	69
4.2	Steifigkeitsbasierte Optimierung	70
4.2.1	C&C ² -Modell vom Kopplungsprozess als Basis zur Softwarewahl	70
4.2.2	Optimierungsprozess mit integrierter Kopplungsfunktionalität . .	71
4.2.3	Überprüfung am Beispiel der Napfausbildung	73
4.2.4	Einfluss der inkrementellen Sickenhöhe	75
4.2.5	Einfluss der Querschnittswahl auf das Umformversagen	75
4.2.6	Fazit	77
4.3	Festigkeitsbasierte Sickenoptimierung	78
4.3.1	Kreisfilterbasierte Sickenquerschnittsgestaltung	78
4.3.2	Optimierungsprozess mit neuer Sickenquerschnittsfunktion . . .	79
4.3.3	Überprüfung am Beispiel einer Napfform	82
4.3.4	Fazit	85
4.4	Demonstration am Beispiel einer Ölwanne	85
4.5	Fazit	91
5	Trajektorienbasierte Sickenmodellierung	93
5.1	Grundidee und Anforderungen	93
5.2	Entwicklung von Hauptbiegetrajektorien	94
5.2.1	Spannungsausgabe im globalen Koordinatensystem	94
5.2.2	Aufbau von Datenstrukturen	95
5.2.3	Algorithmus	97
5.2.4	Restriktionen	98
5.3	Trajektorienbasierte Sickenquerschnittsgestaltung	100
5.3.1	Suche und Abstandsberechnung von Sickenknoten	101
5.3.2	Verschiebung von Sickenknoten	103
5.4	Demonstration am Beispiel einer Gerätehaube	105
5.5	Fazit	111
6	Zusammenfassung und Ausblick	113
A	Anhang	117
A.1	Hauptspannungszustand für den ebenen Fall	118
	Literaturverzeichnis	119

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Beschreibung
1D	eindimensional
2D	zweidimensional
3D	dreidimensional
AFP	Automated Fiber Placement
BF	Begrenzungsfläche
C	Connector
C&C ² -A	Contact & Channel Connector-Ansatz
CAD	Computer Aided Design
CAE	Computer Aided Engineering
CLT	Klassische Laminattheorie (engl. Classical Laminate Theory)
Fb	Faserbruch
FEM	Finite-Elemente-Methode
FKV	Faserkunststoffverbund
FPP	Fiber Patch Placement
GS	Gesamtstruktur
iPeM	integriertes Produktentstehungs-Modell
KOS	Koordinatensystem
LSS	Leitstützstruktur
MAG-KV	Multiaxialgelege mit Kettfadenversatz
MP	Mathematische Programmierung
OC	Optimalitätskriterium
RS	Reststruktur
TFP	Tailored Fiber Placement
TS	Tragstruktur

UD	Unidirektional
WF	Wirkfläche
WFP	Wirkflächenpaar
WK	Wirkkontakt
Zfb	Zwischenfaserbruch
ZHO	Ziel-, Handlungs- und Objektsystem

Symbolverzeichnis

Symbol **Beschreibung**

Lateinische Symbole:

A	Fläche
\mathbf{A}	Scheiben-Steifigkeitsmatrix
a_i	Parameterschranken
b	Breite
\mathbf{b}	Volumenkraftdichte
\mathbf{B}	Symmetrischer Gradient der Formfunktion
b_i	Parameterschranken
$b_{S,filter}$	Filterbedingte Sickenbreite
$b_{S,norm}$	Normierte Sickenbreite
b_O	Obergurtbreite
b_P	Profilbreite
b_S	Sickenbreite
b_U	Untergurtbreite
\mathbf{C}	Elementsteifigkeit
d	Durchmesser
\mathbf{d}	Diskrete Systemknotenverschiebungen
\mathbf{d}^e	Diskrete Elementknotenverschiebungen
e_i	Abstand der STEINER'schen Anteile zum Gesamtschwerpunkt
E	Elastizitätsmodul
\mathbf{E}	Einheitsmatrix
f	Funktion
\mathbf{F}	Kraftvektor

$g(\boldsymbol{x})$	Ungleichheitsnebenbedingung
G	Schubmodul
h	Höhe/Tiefe
h_S	Sickenhöhe
$h_{S,norm}$	Normierte Sickenhöhe
$h(\boldsymbol{x})$	Gleichheitsnebenbedingung
Δh_S	Sickenhöheninkrement
I	Flächenträgheitsmoment
\mathbf{K}	Systemsteifigkeit
l	Länge
\mathbf{L}^e	Transformation von Systemknotenverschiebungen auf das Element-KOS
m	Masse
\mathbf{n}	Normalenvektor
n	Iterationszahl
N	Formfunktion
$\mathbf{Q}_{1,2}$	Steifigkeitsmatrix einer UD-Schicht im Schicht-KOS
$\mathbf{Q}_{x,y}$	Steifigkeitsmatrix einer UD-Schicht im Laminat-KOS
\bar{Q}_{ijk}	Koeffizienten der Laminat-Steifigkeitsmatrix im Laminat-KOS
$\bar{\mathbf{Q}}_k$	Steifigkeitsmatrix eines Laminats im Laminat-KOS
r	Radius
r_a	Außenradius
r_i	Innenradius
r_O	Kopfradius
r_U	Fußradius
s	Schrittweite
t	Wandstärke, Zeit
t_k	Schichtwandstärke
$\bar{\mathbf{t}}$	Spannungsvektor
$\mathbf{T}_{1,2 \rightarrow x,y}$	Transformationsmatrix vom Laminat-KOS ins Schicht-KOS

$\mathbf{T}_{x,y \rightarrow 1,2}$	Transformationsmatrix vom Schicht-KOS ins Laminat-KOS
u_{max}	Maximale Verschiebung
\mathbf{u}	Verschiebungsvektor
\mathbf{u}^e	Approximierte elementbezogene Verschiebungen
$\delta \mathbf{u}$	Virtuelle Verschiebung
\mathbf{v}	Hauptspannungsrichtung
V	Volumen
\mathbf{x}	Designvariablen

Griechische Symbole:

∇	Nablaoperator
α	Faserorientierungswinkel
β	Flankenwinkel
ρ	Dichte
Ω	Gebiet
Γ	Gebietsrand
φ	Umformgrad
φ_1	Hauptformänderung
φ_2	Nebenformänderung
ν	Querkontraktionszahl
$\boldsymbol{\varepsilon}$	Verzerrungstensor
$\boldsymbol{\varepsilon}_k$	Verzerrungstensor einer Einzelschicht im Schicht-KOS
$\hat{\boldsymbol{\varepsilon}}_{x,y}$	Laminatverzerrung im Laminat-KOS
σ	Spannung
$\boldsymbol{\sigma}$	Spannungstensor
$\sigma_{11}, \sigma_{22}, \tau_{12}$	Spannungskomponenten im ebenen Fall
σ_O	Spannung (Biege- und Membrananteil) an der Oberseite
σ_U	Spannung (Biege- und Membrananteil) an der Unterseite
σ_B	Biegespannung

σ_M	Membranspannung
$\sigma_{1,B}$	Hauptbiegespannung
$\sigma_{1,M}$	Hauptmembranspannung
σ_k	Spannungstensor einer Einzelschicht im Schicht-KOS
σ_1, σ_2	Hauptspannungen im Materialhauptachsensystem
σ_x, σ_y	Hauptspannungen im globalen KOS
$\sigma_{1,2}$	Spannungstensor im Schicht-KOS
$\hat{\sigma}_{x,y}$	Spannungstensor im Laminat-KOS

1 Einleitung

Der Trend zu immer leistungsfähigeren und neuen Produkten bei verkürzten Entwicklungszeiten im globalisierten Wettbewerb bedeutet für den heutigen Produktentwickler eine große Herausforderung. Zusätzlich gewinnt der Aspekt des Umwelt- und Klimaschutzes infolge der Verknappung natürlicher Ressourcen immer mehr an Bedeutung, da die klimaschädlichen CO₂-Emissionen aufgrund des weltweit hohen Mobilitäts- und Energiebedarfs zugenommen haben¹.

Der Leichtbau wird als eine der Zukunftstechnologien in verschiedenen Branchen gesehen². Gerade Entwicklungsingenieure können zum Leichtbau einen wesentlichen Beitrag leisten. In der erschienenen Acatech Studie³ über das Berufsbild und Tätigkeitsfeld des zukünftigen Konstrukteurs zeigt sich, dass der Leichtbau in der Ausbildung der Ingenieure einen zunehmenden Stellenwert eingenommen hat.

Die Einführung neuartiger Leichtbaustrategien und -technologien führen oft zu zeitintensiven Validierungsaktivitäten und in der Folge zu längeren Entwicklungszyklen, um die Eigenschaften und Funktionalitäten des Produktes abzusichern. Diese Herausforderungen in der Produktgestaltung können zu einer steigenden Komplexität der technischen Leichtbaulösung und der damit einhergehenden Entwicklungsprozesse führen. Nur mit einem verstärkt integrierenden Ansatz zur Produktentstehung lassen sich sowohl neue Ansätze und Konzepte als auch deren Umsetzung erfolgreich finden. Einen vielversprechenden Ansatz zur Steigerung des Leichtbaupotenzials im systemischen Leichtbau wird in der Bauweise Multi-Material-Design (MMD) gesehen, bei der für jedes Bauteil im System anforderungsgerechte Werkstoffe wie z.B. Stahl, Aluminium, Magnesium oder Faserverbundwerkstoffe eingesetzt werden. In diesem Zusammenhang spielt auch die materialspezifische Formgestaltung des Bauteils und die Verbindungstechnik zu benachbarten Bauteilen im System eine wesentliche Rolle. In der jüngst erschienenen Roland Berger Studie⁴ über *Serienproduktion von hochfesten Faserverbundbauteilen* wird die neue Werkstoffgruppe der faserverstärkten Kunststoffe (FVK) aufgrund ihrer hohen spezifischen Steifigkeit und Festigkeit derzeit verstärkt verfolgt. Darin wird nachgewiesen, dass die Nachfrage für kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe (CFK) mit 17 % pro Jahr wächst. Aktuelle Beispiele mit erhöhtem CFK-Anteil sind der Flugzeugtyp Airbus A350 und das jüngst am Markt erhältliche vollelektrische Serienfahrzeug BMW i3.

¹vgl. SPATH und PISCHETSRIEDER 2010

²Studie *Lightweight, heavy impact* von HEUSS et al. 2012

³vgl. ALBERS et al. 2012

⁴vgl. LÄSSIG et al. 2012

ALBERS und NOWICKI⁵ sehen die Integration der virtuellen Produktentwicklung in bestehende Prozesse und den damit verbundenen Einsatz von Simulationsmethoden als einen Schlüsselfaktor an. Virtuelle Prozesse ermöglichen vor allem einen frühen Erwerb von Wissen über das zukünftige Produkt, die Bewertung einer höheren Variantenvielfalt im Auslegungsprozess, kürzere Entwicklungszyklen, geringere Prototypenanzahl sowie geringere Entwicklungskosten. Gerade bei einer unzureichenden Gestaltung von großflächigen dünnwandigen Leichtbaustrukturen können kritische Deformationen und Schwingungen im Betriebszustand eintreten. In diesem Kontext sind Versteifungselemente wie z.B. Sicken oder Rippen in Blechbauteilen bzw. Verstärkungsfasern in Kunststoffen unverzichtbar.

Im Laufe des Produktentstehungsprozesses durchläuft die Bauteilgestaltung unterschiedliche Designänderungen, da sich zum einen Randbedingungen und Entwicklungsziele stetig verändern und zum anderen unterschiedliche Anforderungen nicht gleichzeitig in der frühen Konzeptphase berücksichtigt werden. Die damit einhergehenden Anpassungen können sich auf die Bauteileigenschaften derart auswirken, dass diese das Zielsystem nicht oder zu einem späteren Zeitpunkt erreichen, weil z.B. produktionspezifische Randbedingungen im virtuellen Auslegungsprozess fehlen. Im Rahmen der Validierung, bei der ein Abgleich zwischen Soll- und Ist-Zustand durchgeführt wird, können demzufolge große Abweichungen festgestellt werden, die zu zeitintensiven Entwicklungsiterationen führen. Besonders anspruchsvoll ist die Auslegung und Validierung dünnwandiger Strukturen, da eine geringe Masse hohe mechanische Anforderungen zu erfüllen hat. Das Ziel bei der Gestaltung im Leichtbau ist also ein hohes Verhältnis von Steifigkeit zu Masse zu erreichen, die über die Formgebung, Werkstoffeinsatz oder deren Kombination und Verteilung im Bauteil bzw. System erreicht werden kann. So lassen sich beispielsweise für die Formgebung von Blechbauteilen rechnergestützte Sickenoptimierungen verwenden, um optimale Sickenmuster für die Versteifung zu ermitteln^{6,7,8}. In der Regel sind diese nur als Designvorschläge zu werten und erfordern oft eine Nachkonstruktion, da insbesondere umformtechnische Aspekte unberücksichtigt bleiben⁹. Auch mit der zunehmenden Entwicklung neuartiger textiler Fertigungstechnologien zur belastungsgerechten Faserablage fehlen für eine verlässliche Vorhersage von Bauteileigenschaften fertigungsspezifische Modellierungsansätze für die Faserorientierung¹⁰. Abhilfe schafft eine frühzeitige Integration von produktionspezifischen Informationen im Modellierungs- und Optimierungsprozess, so dass ein gezieltes Frontloading, d.h. in diesem Fall eine frühe simulationsbasierte Bewertung der Herstellbarkeit im Produktentwicklungsprozess, realisiert werden kann.

⁵vgl. ALBERS und NOWICKI 2003

⁶vgl. ALBERS et al. 2005a

⁷vgl. LEIVA 2003

⁸vgl. BLETZINGER et al. 2008

⁹vgl. EMMRICH 2005

¹⁰vgl. SPICKENHEUER et al. 2009b

Das Ziel der vorliegenden Forschungsarbeit liegt daher auf der Berücksichtigung ausgewählter herstellungsbedingter Aspekte in der rechnergestützten Sickengestaltung für Blechstrukturen und faserverstärkte Kunststoffbauteile. Mit der Integration von Fertigungsrestriktionen in der rechnergestützten Sickengestaltung sollen bereits zu einem früheren Zeitpunkt im Produktentstehungsprozess Validierungsaktivitäten eingeleitet werden können, um Abweichungen zwischen Soll- und Ist-Stand zu identifizieren und damit durch vorgezogene Entwicklungsiterationen Zielkonflikte zu lösen. Im folgenden **Kapitel 2** werden Grundlagen und der Stand der Forschung vorgestellt. Beginnend mit der Darstellung des Leichtbaus als Entwicklungsstrategie wird die Zuordnung der Forschungsarbeit in den Produktentstehungsprozess erreicht. Danach wird die Sicke als Konstruktionselement mit dem Fokus auf deren Herstellung aus metallischen Werkstoffen eingeführt und mit Faserverbundlaminaten in Verbindung gebracht. In diesem Kontext werden klassische als auch moderne Herstellungsverfahren von Faserverbundlaminaten vorgestellt und ausgewählte Problematiken diskutiert. Der für diese Arbeit relevante Aspekt einer rechnergestützten Methode führt auf die Beschreibung der etablierten Finite-Elemente-Methode (FEM) und deren Einsatz im Bereich der rechnergestützten Analyse und Optimierung. Mit einem weiteren Abschnitt wird auf die Gestaltung von Sickenmuster eingegangen, bei dem der Fokus auf der numerischen Sickengestaltung liegt und dabei relevante Schwachstellen im Hinblick auf den fertigungstechnischen Aspekt beschrieben werden. Darauf aufbauend werden in **Kapitel 3** die abgeleiteten Ziele der Arbeit formuliert. Mit dem **Kapitel 4** wird ein neues Handlungssystem eingeführt, um umformtechnische Aussagen während der rechnergestützten Sickenoptimierung durchführen zu können. Im Fokus steht dabei die Kopplung einer Umformsimulation mit einer am IPEK entwickelten und industriell etablierten Sickenoptimierung. Im Hinblick auf die Variation fertigungsrelevanter Parameter wird eine bereichsspezifische Querschnittsfunktion zur gezielten Formvariation von Sickenquerschnitten entwickelt und in den Versickungsprozess integriert. In diesem Kontext werden für den Versagensfall Strategien zur Querschnittskorrektur beschrieben und deren umformtechnischer Einfluss bewertet. Mit dem daraus resultierenden Versickungsprozess wird eine Variation von steifigkeits- und festigkeitsbestimmenden Parametern durchgeführt, dessen relevante Einflussgrößen auf den fertigungsorientierten Optimierungsprozess dargestellt werden. Dieser Versickungsprozess wird so ausgelegt, dass besonders praxisrelevante Bauteile effizient berechenbar werden. In **Kapitel 5** wird eine trajektorienbasierte Sickenmodellierung entwickelt, die auf das am IPEK formulierte Kriterium, das Sicken nur in biegebelasteten Bereichen fordert, basiert. Aus der Motivation der bestehenden Sickenmodellierung in der oben erwähnten kommerziellen Sickenoptimierung und der daraus resultierenden Schwachstellen wird ein zweistufiger Ansatz vorgestellt, der die Integration von Fertigungsrestriktionen in beiden Stufen zulässt und damit die Anwendung sowohl für metallische Werkstoffe als auch für faserverstärkte Kunststoffe mit richtungsvariabler Faserablage interessant

macht. Die genaue Beschreibung des Algorithmus wird mit Beispielen verdeutlicht und an einer praxisrelevanten Struktur demonstriert. Im abschließenden **Kapitel 6** erfolgt eine Zusammenfassung der durchgeführten Forschungsarbeit sowie ein Ausblick auf die Fortsetzung der vorgestellten Ansätze zur fertigungsorientierten Sickinggestaltung.

2 Grundlagen und Stand der Forschung

2.1 Leichtbau als Entwicklungsstrategie

Mit dem steigenden Bedarf an weltweiter Mobilität bei zunehmender Sicherheit, mehr Komfort, verbesserten Leistungen unter Berücksichtigung geringer Emissionen sind die Anforderungen an den Leichtbau sowie an die Antriebssysteme und damit auch auf die Produktentstehung gestiegen. Für eine nachhaltige Mobilität spielt zunehmend auch die Ökobilanz für den gesamten Produktlebenszyklus, d.h. von der Herstellung über die Nutzungsdauer bis zum Recycling, eine wichtige Rolle¹¹.

Heute ist Leichtbau mehr als nur die Verwendung eines Leichtbauwerkstoffes oder die Optimierung eines Bauteils. HEINRICH TIMM, Erfinder der Audi Space-Frame-Karosserie (ASF), trifft die Sache auf den Punkt mit dem Satz: „*Leichtbau ist eine Geisteshaltung*“¹². Mit anderen Worten wird darin die Lösung gesehen, den besten Werkstoff für den jeweiligen Funktionsanspruch am richtigen Ort einzusetzen. Mit der Anwendung dieser Leichtbaustrategie wird bereits die Umkehr der Gewichtsspirale im Automobilbau beobachtet. Der Trend zu mehr Elektromobilität und den damit verbundenen hohen Batteriegewichten macht deutlich, dass zukünftig besondere Herausforderungen im Leichtbau zu bewältigen sind. Um daher das Leichtbaupotenzial zu maximieren, sind neue bzw. erweiterte Methoden, Strategien und Prozesse in den einzelnen Aktivitäten des Produktentstehung notwendig, die in einem koordinierten System abzulaufen haben. Daher wird im nächsten Abschnitt ein kurzer Überblick über einen ganzheitlichen Lösungsansatz zur Beschreibung von Produktentstehungsprozessen gegeben, um die in dieser Arbeit vorgestellten Ansätze einerseits in die Aktivitäten zuzuordnen und zum anderen deren Einfluss auf die Aktivitäten zu beschreiben.

2.1.1 Das integrierte Produktentstehungs-Modell (iPeM)

Besonders für gewichtskritische Produkte ist die systematische Betrachtung der Produktentstehung im ganzheitlichen Kontext von wesentlicher Bedeutung, um ein hohes Leichtbaupotenzial zu erreichen. Eine Vereinigung unterschiedlicher Sichtweisen erlaubt

¹¹Studie *Leichtbau in Mobilität und Fertigung* von E-MOBIL BW 2012

¹²vgl. TIMM 2012

das von ALBERS und MEBOLDT¹³ eingeführte integrierte *Produktentstehungs-Modell* (*iPeM*), das im Rahmen von Forschungsarbeiten in Kooperation mit der Industrie kontinuierlich am IPEK-Institut für Produktentwicklung am Karlsruher Institut für Technologie weiterentwickelt wird¹⁴. Dieses Modell beinhaltet zum einen die klassische managementorientierte Sichtweise durch eine phasenmodellbasierte Prozessplanung, und zum anderen eine Unterstützung und Begleitung der Entwickler im Prozess auf Grundlage der integrierten Problemlösungsmethode SPALTEN¹⁵. Die zentralen Aktivitäten der Produktentstehung leitet ALBERS aus dem Lebenszyklusmodell ab, die mit den SPALTEN-spezifischen Aktivitäten eine Matrix bilden und zusammen mit dem Phasenmodell das Handlungssystem im ZHO-Tripel¹⁶ - Ziel-, Handlungs- und Objektsystem - repräsentieren (siehe Abbildung 2.1).

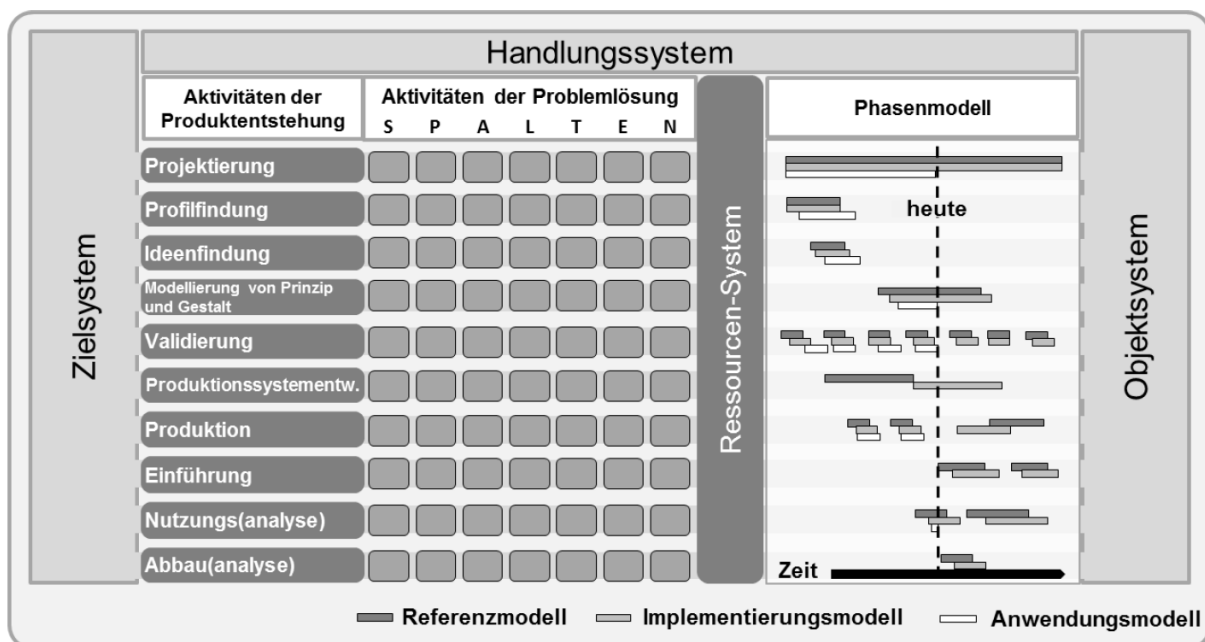


Abbildung 2.1: Integriertes Produktentstehungsmodell (iPeM)¹⁴

Dabei steht das Handlungssystem in ständiger Wechselwirkung mit dem Objekt- und Zielsystem, bis das Zielsystem in das Objektsystem überführt ist. Auf Basis dieses ZHO-Systems formuliert ALBERS die folgende Definition von Leichtbau:

Leichtbau ist eine Entwicklungsstrategie (Handlungssystem), die darauf ausgerichtet ist, unter vorgegebenen Randbedingungen eine geforderte Funktion (Zielsystem) durch ein System minimaler Masse zu realisieren (Objektsystem). Leichtbau ist im Allgemeinen kein Selbstzweck, sondern muss sich an übergeordneten Zielen - an Kosten und Nutzen - rechtfertigen.

Dabei wird klar, dass die maximale Gewichtsminimierung selten als Hauptziel zu sehen ist, da auch wirtschaftliche Faktoren eine Rolle spielen.

¹³vgl. ALBERS und MEBOLDT 2006

¹⁴vgl. ALBERS und BRAUN 2011

¹⁵vgl. ALBERS et al. 2005b

¹⁶vgl. ROPOHL 1999

Die zentrale Aktivität im iPeM stellt jedoch die Validierung dar, bei der ein kontinuierlicher Abgleich zwischen Zielsystem und Objektsystem stattfindet. Dabei entsteht neues Wissen, so dass im Kontext eines erweiterten ZHO-Modells das Zielsystem ständig konkretisiert wird und damit die anderen Aktivitäten und somit auch das Objektsystem beeinflusst werden¹⁷. Je größer die Diskrepanz im Abgleich, desto länger dauert in der Regel die Validierung.

Die besondere Herausforderung besteht in der Validierung der Ergebnisse der für den Leichtbau besonders relevanten Aktivität *Modellierung von Prinzip und Gestalt*. Daher sollen die im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Ansätze einen Beitrag leisten, produktionspezifische Informationen bei der Aktivität *Modellierung von Prinzip und Gestalt* zu berücksichtigen. Dadurch soll die Validierungsaktivität so beeinflusst werden, dass sich die Entwicklungsiterationen reduzieren lassen können.

2.1.2 Aktivität: Modellierung von Prinzip und Gestalt

Die Aktivität *Modellierung von Prinzip und Gestalt* umfasst die Umsetzung von Ideen, die sowohl physisch oder virtuell erfolgen kann. Da die Beschreibung von Funktionsprinzipien mit der gestalterischen Vorstellung zusammenhängt, wird dies als eine gemeinsame Aktivität in die Produktentstehung aufgenommen¹⁸. Die physische Modellierung beinhaltet z.B. abstrakte Skizzen, Entwürfe oder Konstruktionszeichnungen, während die virtuelle Modellierung den Bereich des Computer Aided Engineering (CAE) wie z.B. CAD-Konstruktion und Berechnungen abdeckt. Besonders numerische Berechnungen haben in den letzten Jahren einen wesentlichen Beitrag geleistet, eine Vielzahl an geometrischen Varianten und neuen Konstruktionskonzepten effizient bewertbar zu machen, so dass Lösungen mit einem hohen Leichtbaupotenzial identifiziert werden können.

Für die gestalterische Ideenrealisierung existieren unterschiedliche Möglichkeiten, die im nächsten Abschnitt beschrieben werden.

2.1.3 Grundlagen der Gestaltung

Für die Gestaltsynthese kann der Produktentwickler auf unterschiedliche Hilfsmittel zurückgreifen.

Grundregeln der Gestaltung

Generell gelten bei jeder Konstruktionsentwicklung die *Grundregeln der Gestaltung: eindeutig, einfach und sicher*. Mit *eindeutig* wird die Erfüllung der technischen Funktion gefordert, während *einfach* eine wirtschaftliche Umsetzung erwartet und *sicher*

¹⁷vgl. LOHMEYER 2013

¹⁸vgl. ALBERS und BRAUN 2011

die Sicherheit für Mensch und Umwelt zu erfüllen hat. Eine fehlende Beachtung führt konsequenterweise zu Nachteilen, Fehlern, Schäden oder gar Unglücken an Mensch und Maschine¹⁹. *Eindeutig* spielt besonders für den extremen Leichtbau eine wichtige Rolle. Beispielsweise können nur bei *eindeutigem* Belastungszustand, reproduzierbarer Fertigung und mit genauen Berechnungsmethoden ein hohes Leichtbaupotenzial erreicht werden.

Gestaltungsprinzipien

Die zuvor beschriebenen Regeln werden durch *Gestaltungsprinzipien* ergänzt, indem sie mechanische, physikalische sowie werkstofftechnische Aspekte berücksichtigen. Deshalb sind diese lediglich unter bestimmten Voraussetzungen zweckmäßig und nicht immer anwendbar¹⁹. Beispiele für Gestaltungsprinzipien sind *Prinzip der Kraftleitung*, *Prinzip der Aufgabenteilung*, *Prinzip der Selbsthilfe* oder *Prinzip der Stabilität und Bistabilität*.

Das zum *Prinzip der Kraftleitung* zugeordnete *Prinzip des Kraftflusses* stellt für den Leichtbau eine besonders hohe Relevanz dar, da dieses vor allem zur Visualisierung und zum Verständnis der Bauteilbeanspruchung beiträgt. Der Kraftfluss ist eine Modellvorstellung aus der Strömungsmechanik, um dem Entwickler bei der Funktionsanalyse und der Strukturgestaltung zu unterstützen^{20,21}. Man geht dabei von der Annahme aus, dass Kräfte innerhalb von Strukturen wie eine Flüssigkeit von der Einleitungsstelle (z.B. Belastung durch Kräfte oder Momente) bis zur Ausleitungsstelle (z.B. Lagerung) strömen. Der Kraftfluss basiert auf dem Spannungszustand, der früher experimentell mit der Methode der Spannungsoptik²² dargestellt werden konnte, während heutzutage verbesserte numerische Verfahren (siehe Abschnitt 2.3) eingesetzt werden.

Das Prinzip des Kraftflusses soll am Beispiel einer mittig gelochten Zugprobe verdeutlicht werden (siehe Abbildung 2.2). Mit Hilfe des Spannungszustandes (siehe Abbildung 2.2a) lässt sich der Kraftfluss mittels Kraftflusslinien darstellen, deren relative Abstände zueinander im Bereich der Querschnittsverjüngung kleiner werden (siehe Abbildung 2.2b). Eine Übertragung des Kontinuitätsgesetzes der Strömungsmechanik (Massenerhaltungssatz), wonach Flüssigkeiten bei Querschnittsverengungen schneller strömen, führt auf eine zunehmende Verdichtung von Kraftflusslinien, das einer höheren Beanspruchung entspricht. Einen ersten Ansatz über diese Analogie zwischen der in der Strömungsmechanik verwendeten Kontinuitätsgleichung und der in der Strukturmechanik auftretenden Gleichgewichtsbedingungen basiert auf der Arbeit von KELLY und ELSLEY²³, deren iterativer Ansatz von WALDMAN et al.²⁴ derart weiterentwickelt wurde,

¹⁹vgl. PAHL et al. 2005

²⁰vgl. EHRENSPIEL 2009

²¹vgl. CONRAD 2013

²²vgl. ROHRBACH 1989

²³vgl. KELLY und ELSLEY 1995

²⁴vgl. WALDMAN et al. 2002

dass bei der Berechnung von Kraftflusslinien keine Iterationen durchgeführt werden müssen und damit eine einfachere Berechnung ermöglicht.

Umlenkungen von Kraftflüssen sind aus Leichtbausicht nicht optimal, da nur bei reiner Zugbeanspruchung das Material voll ausgenutzt werden kann. In der Praxis ist in der Regel aufgrund geometrischer Bedingungen und Belastungszuständen von gekrümmten Kraftflüssen auszugehen. Im Allgemeinen gilt jedoch, wenn der Kraftfluss auf kürzestem Weg geleitet wird, können steife und leichte Bauteile realisiert werden. Während Kraftflüsse mittels der Kombination von unterschiedlichen Spannungsrichtungen ermittelt werden, können Lastpfade auch ausschließlich entlang von Hauptspannungsrichtungen berechnet werden, die als Trajektorien bezeichnet werden. Diese Ansätze führen in der Regel zu unterschiedlichen Pfadverläufen, da entlang von Trajektorien keine Vorzeichenwechsel von Zug- auf Druckspannungen oder umgekehrt auftreten, wohingegen bei Kraftflüssen ein Vorzeichenwechsel zugelassen wird. Eine genaue Beschreibung rechnergestützter Lastpfade wird in Abschnitt 2.3.2 behandelt.

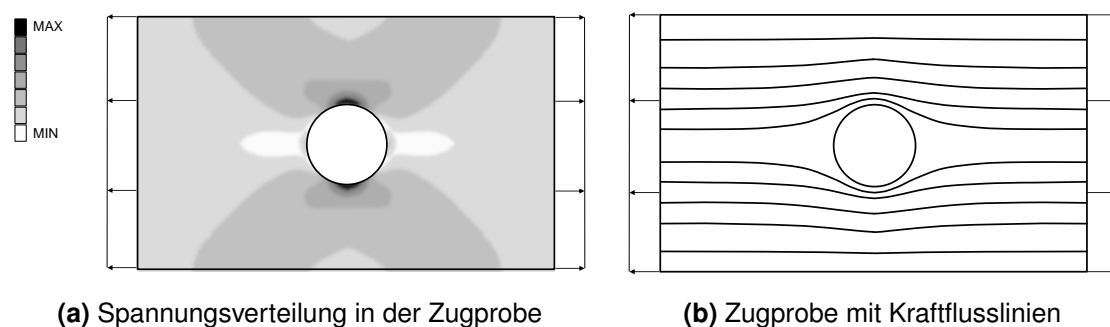


Abbildung 2.2: Zugbelasteter Probekörper mit Loch in der Mitte (Eigene Darstellung in Anlehnung an KELLY UND TOSH²⁵)

Leichtbaustrategien

Bei der Gestaltsynthese von Leichtbauprodukten helfen auch sogenannte Leichtbaustrategien, die sich in Anlehnung an KOPP et al.²⁶ in fünf Punkte gliedern lassen:

- **Bedingungsleichtbau**

Der Bedingungsleichtbau führt auf eine Gewichtseinsparung, die auf veränderte Kundenanforderungen oder gesetzliche Rahmenbedingungen zurückzuführen sind. Beispielsweise darf der durchschnittliche Flottenausstoß bei neuen Fahrzeugen bis zum Jahr 2020 nur noch 95g CO₂ pro Kilometer betragen, das vor allem durch effiziente Antriebssysteme und konsequenten Leichtbau erreicht werden kann.

- **Formleichtbau**

Beim Formleichtbau erfolgt eine optimale Werkstoffverteilung im Bauteil unter

²⁵vgl. KELLY und TOSH 2000

²⁶vgl. KOPP et al. 2011

Berücksichtigung eines minimalen Werkstoffeinsatzes. Dabei kann entweder die Topologie (Änderung der Materialverteilung innerhalb eines Volumens) oder die Topographie (Änderung der Wandstärke oder Lage der Oberfläche) von Strukturen verändert werden. Als Beispiel sei die Sicke genannt, deren Leichtbaupotenzial in Abschnitt 2.2.1 beschrieben wird.

- **Materialleichtbau**

Der Materialleichtbau umfasst eine Substitution des ursprünglich eingesetzten Werkstoffs durch einen anderen mit verbesserten gewichtsspezifischen Eigenschaften. Dabei können beispielsweise konventionelle Stähle durch hochfeste Aluminiumlegierungen oder faserverstärkte Kunststoffe ersetzt werden.

- **Fertigungsleichtbau**

Beim Fertigungsleichtbau können Gewichtseinsparungen durch den Einsatz von Herstellungstechnologien realisiert werden, die sich durch Ihre Neuartigkeit auszeichnen bzw. eine Funktionsintegration zulassen. Als Beispiele können das Laserschweißverfahren Tailored Welded Blank oder das superplastische Umformen von Magnesium genannt werden.

- **Konzeptleichtbau**

Beim Konzeptleichtbau erfolgt eine systematische Betrachtung des Gesamt- bzw. Teilsystems, bei dem durch andere Konzepte oder durch eine unterschiedliche Anordnung von Systemkomponenten das Gewicht reduziert werden kann. Dabei können unterschiedliche Bauweisen wie z.B. die Integralbauweise oder die Multi-Material-Design-Bauweise eingesetzt werden.

Es ist anzumerken, dass der Fertigungsleichtbau nur selten isoliert betrachtet werden kann, da dieser mit den beiden Leichtbaustrategien Material- und Formleichtbau sehr eng verzahnt ist, während der Systemleichtbau alle Leichtbaustrategien beeinflusst und durch dessen enge Verknüpfung die höchsten Gewichtseinsparpotenziale erreichen kann. Hilfreich für die Untersuchung von komplexen Wechselwirkungen technischer Systeme bzw. für die Gestaltanalyse und -synthese dient der Contact & Channel-Connector-Ansatz (C&C²-Ansatz), der im nächsten Abschnitt näher beschrieben wird.

2.1.4 Contact & Channel-Connector-Ansatz (C&C²-A)

Der Trend nach leichteren Bauweisen führt zunehmend auf die Funktionsintegration, bei der einzelne Bauteile möglichst viele technische Funktionen haben sollen²⁷. Für das erforderliche Funktionsverständnis von solchen komplexen technischen Systemen kann eine abstrakte Systembeschreibung hilfreich sein. ALBERS²⁸ und MATTHIESEN²⁹

²⁷vgl. THIELMANN 2014

²⁸vgl. ALBERS und MATTHIESEN 2002

²⁹vgl. MATTHIESEN 2002

haben zusammen das Contact & Channel Modell (C&CM) entwickelt, das einen Beitrag zur Produkt- und Systembeschreibung leistet, indem ein Zusammenhang zwischen Gestalt und Funktionen und den dafür notwendigen Interaktionen im System beschrieben wird. Mit der von ALBERS³⁰ und ALINK³¹ weiterentwickelten Funktionsbeschreibung wurde aus C&CM der Channel-Connector-Ansatz (C&C²-A), das auf der Systemtheorie und vor allem auf den Arbeiten von RODENACKER³², ROTH^{33,34}, HUBKA³⁵ basiert. Der C&C²-Ansatz umfasst die Beschreibung des Zusammenhangs von beobachteter Funktionsweise und Ausprägung von Gestalt (Analyse) bzw. der beabsichtigten Funktion und Gestalt (Synthese). Die zu diesem Ansatz gehörenden zentralen Modellelemente sind nach ALBERS^{28,30} und MATTHIESEN²⁹ wie folgt definiert:

- „Wirkflächen (WF)
sind feste Oberflächen von Körpern oder generalisierte Grenzflächen von Flüssigkeiten, Gasen oder Feldern, die dauernd oder zeitweise im Kontakt zu einer weiteren Wirkfläche stehen und am Energie-, Stoff- und/oder Informationsaustausch des technischen Systems beteiligt sind.“
- „Begrenzungsflächen (BF)
sind feste Oberflächen von Körpern oder generalisierte Grenzflächen von Flüssigkeiten, Gasen oder Feldern, die nie Wirkflächen sind.“
- „Wirkflächenpaare (WFP)
werden aus zwei beliebig geformten WF gebildet, die in Wirkkontakt stehen, in dem Energie, Stoff und Information übertragen werden.“
- „Wirkkontakt (WK)
ist der Teil eines Wirkflächenpaares, in dem aktuell die Wechselwirkungen stattfinden.“
- „Leitstützstrukturen (LSS)
sind gestaltungsrelevante Volumina von Körpern, Flüssigkeiten, Gasen oder feld-durchsetzten Räumen, die genau zwei Wirkflächenpaare verbinden und eine Leitung von Stoff, Energie oder Information zwischen den WFP eines Körpers, einer Flüssigkeit, eines Gases oder eines Feldes ermöglichen. Eine LSS kann sich abhängig vom Detaillierungsgrad der Modellbildung über Systeme oder Subsysteme hinweg erstrecken. LSS existieren gemeinsam mit den zugehörigen WFP ausschließlich im Zeitraum der Funktionserfüllung.“
- „Connectoren (C)
integrieren die wirkungsrelevanten Eigenschaften, die außerhalb des Betrachtungs-

³⁰vgl. ALBERS und WINTERGERST 2014

³¹vgl. ALINK 2010

³²vgl. RODENACKER 1991

³³vgl. ROTH 1994a

³⁴vgl. ROTH 1994b

³⁵vgl. HUBKA 1984

tungsraums liegen, in die Systembetrachtung. Connectoren sind eine für die Beschreibung der betrachteten Funktion relevante Abstraktion der Systemumwelt und liegen nicht im betrachteten System und somit nicht im Designraum.“

In diesem Kontext formulieren ALBERS et al.^{29,30,36} drei Grundhypothesen, deren aktueller Stand wie folgt definiert ist:

- „Grundhypothese I:
Jedes Element eines technischen Systems erfüllt seine Funktion durch Wechselwirkungen mit mindestens einem anderen Grundelement. Wechselwirkungen finden nur bei Kontakt von Wirkflächen (WF) statt, die gemeinsam Wirkflächenpaare (WFP) bilden. Die wirkungsrelevanten Eigenschaften der beteiligten Systeme werden durch Connectoren (C) dargestellt“
- „Grundhypothese II:
Die Beschreibung einer technischen Funktion erfordert immer mindestens zwei Wirkflächenpaare (WFP), die durch eine Leitstützstruktur (LSS) verbunden sind, und durch jeweils einen Connector (C) in die Umgebung eingebunden sind. Funktionsbestimmend sind dabei die Eigenschaften und Wechselwirkungen der Wirkflächenpaare, der Leitstützstrukturen und der Connectoren.“
- „Grundhypothese III:
Jedes Teilsystem kann mit den Grundelementen Wirkflächenpaar (WFP), Leitstützstruktur (LSS), und Connector (C) auf verschiedenen Abstraktions- und Detaillierungsstufen beschrieben werden. Dazu ist eine Variation der Anzahl, Anordnung und/oder der Eigenschaften der dargestellten Grundelemente erforderlich.“

Die Abbildung 2.3 zeigt die Anwendung der Grundelemente am Beispiel eines Einschraubvorganges.

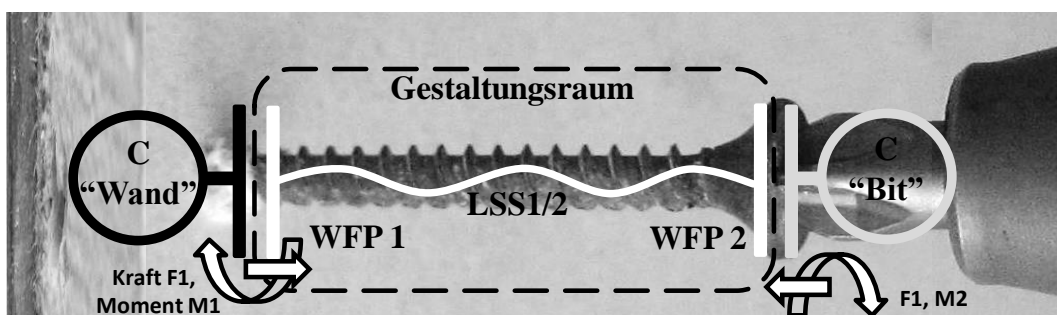


Abbildung 2.3: Modellierung eines Einschraubvorganges mit den Grundelementen des C&C²-Ansatzes³⁷

Die aus einer Funktion resultierenden Outputs von Stoff, Energie und/oder Information werden durch eine *Wirkung* beschrieben, die innerhalb eines technischen Systems

³⁶vgl. ALINK 2010

³⁷vgl. ALBERS und WINTERGERST 2014

gleichzeitig Ursachen (Inputs) mit Auslösung weiterer Funktionen sein können. An der Systemgrenze sind Wirkungen messbar. In diesem Kontext wird ein *Wirknetz* durch die unter bestimmten Betriebsbedingungen eines technischen Systems relevanten Wirkflächenpaare, Connectoren und Leitstützstrukturen gebildet. Mit der *Wirkstruktur* wird die Summe aller möglichen Wirknetze eines technischen Systems definiert.

Aus diesen zentralen Elementen leiten sich folgende Strukturbegriffe ab, die besonders für den Leichtbau von Bedeutung sind:

- „Tragstruktur (TS)
ist die Menge aller möglichen Leitstützstrukturen.“
- „Reststruktur (RS)
ist Volumina von Körpern, Flüssigkeiten, Gasen oder felddurchsetzte Räume, die nie zur Wirkstruktur gehören.“

In Bezug auf den Leichtbau formuliert ALBERS³⁸ folgende Aussage:

*„Ziel des Leichtbaus ist es, ein technisches System
entsprechend dem Zielsystem ohne Reststruktur zu gestalten.“*

Dies umfasst auch die Konstruktion einer leichten Wirkstruktur. In der Regel wird jedoch bei der Optimierung der Produktgestalt nicht die gesamte Reststruktur entfernt, da die Tragstruktur weitere Anforderungen wie z.B. aus Fertigungs-, Design- oder Kostengründen zu erfüllen hat.

Um jedoch die Prozesse aus der virtuellen Produktentwicklung mit diesem C&C²-Ansatz beschreiben zu können, wurden generalisierte Definitionen der Begriffe Wirkflächenpaar und Leitstützstruktur sowie ein neuer Begriff der Gesamtstruktur wie folgt eingeführt^{39,40}:

- *„Mit Wirkflächenpaaren können nicht nur physikalische und funktionale Zusammenhänge, sondern auch Schnittstellen zwischen Software- und Validierungswerkzeugen beschrieben werden.“*
- *„Die Leitstützstrukturen umfassen auf einer abstrakten Ebene je nach Betrachtungstiefe auch die ggf. verknüpften Simulationsmethoden, -prozesse und -werkzeuge bzw. Validierungsmethoden, -prozesse und -werkzeuge.“*
- *„Die Gesamtstruktur (GS) umfasst [...] sowohl die Tragstruktur, also die Menge aller möglichen Leitstützstrukturen, als auch die Reststruktur.“*

In der Abbildung 2.4 ist das Schema einer generalisierten Modellbildung zu sehen. Es erlaubt sowohl eine Beschreibung von geometrischen und funktionalen Systemeigenschaften als auch eine mathematische Beschreibung der physikalischen Eigenschaften⁴⁰. Im

³⁸vgl. ALBERS 2009

³⁹vgl. ALBERS et al. 2009b

⁴⁰vgl. OTTNAD 2009

Unterschied zum Connector aus der funktionalen Beschreibung, hat der Konnektor bei der physikalischen Beschreibung die Aufgabe, die Gleichungen geeignet miteinander zu verbinden. Die Anwendung der generalisierten Modellbildung unterstützt nicht nur die Entwicklung, sondern auch die Auswahl geeigneter Simulations- und/oder Optimierungsprozesse. Da es im Rahmen dieser Arbeit um die rechnergestützte Gestaltung dünnwandiger Strukturen geht, werden zum einen für deren Funktionsbeschreibung die Begriffselemente des C&C²-Ansatzes entsprechend berücksichtigt und zum anderen der generalisierte Ansatz bei der virtuellen Prozessgestaltung herangezogen.

Die Grundlagen für die rechnergestützte Gestaltanalyse und -optimierung und die damit verbundenen Möglichkeiten zur Minimierung von Reststrukturen werden im Abschnitt 2.3 vorgestellt.

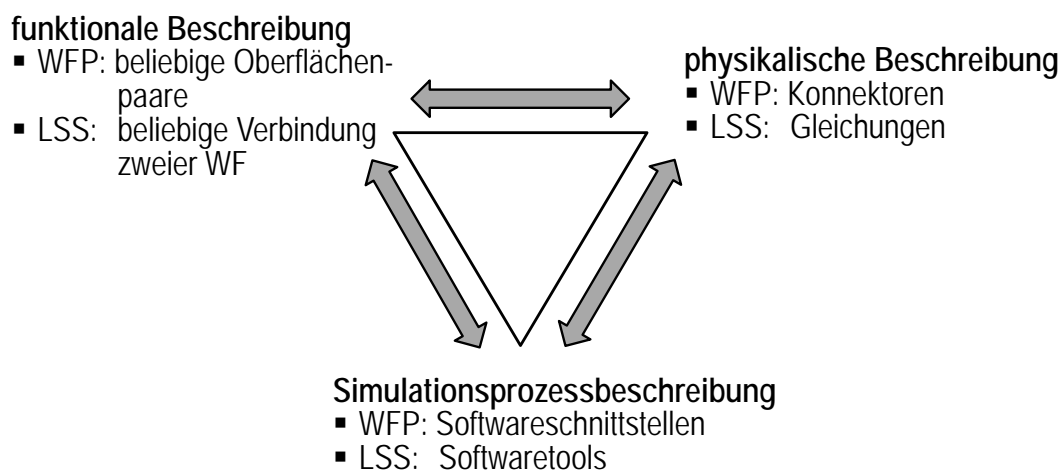


Abbildung 2.4: Schema des generalisierten Contact & Channel Modells⁴⁰

2.2 Sicke als richtungsvariables Konstruktionselement

Sicken in ihrer Nutzung als Leitstützstruktur sind oftmals Bestandteil von mechanisch hochbelasteten Gesamtstrukturen, die sich durch eine rinnenartige Vertiefung bzw. Erhöhung in ebenen oder räumlich gekrümmten dünnwandigen Gesamtstrukturen und ein kleines Verhältnis aus Sickenhöhe zur -länge auszeichnen. Mit der Lage ihrer Orientierung in der Struktur ergibt sich eine richtungsabhängige Steifigkeit und damit eine konstruktive Anisotropie. Sicken können z.B. auch als Designelement oder bei der Gestaltung von Crashboxen (Energieabsorptionselement) zur gezielten Strukturverformung dienen. Im nächsten Abschnitt wird der mit Sicken einhergehende Versteifungseffekt genauer verdeutlicht.

2.2.1 Versteifungseffekt mit konstruktiver Anisotropie

Der Versteifungseffekt mit Sicken wird vor allem durch deren Lage in der Gesamtstruktur als auch von deren Querschnitt beeinflusst. Während die Sickenlage mit rechnergestützter Sickenoptimierung (siehe 2.4.2) gefunden wird, wird im Folgenden die Versteifung unterschiedlicher Querschnitte verdeutlicht. Die Abbildung 2.5 zeigt typische Sickenquerschnitte. Nach der Kastensicke als steifster Querschnitt folgen die Trapez- und die Halbrundsicke und zum Schluss die Dreiecksicke mit der geringsten Steifigkeit. Die Wahl der Sickenquerschnittsform und deren Abschluss in Sickenrichtung hängt in der Regel von verschiedenen Randbedingung wie z.B. Steifigkeitsanforderung, Bauraumbedingungen, Fertigbarkeit, Werkzeugkosten oder Anbindung zur Peripherie ab.

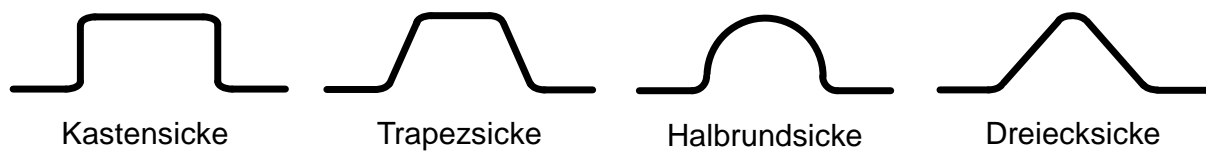


Abbildung 2.5: Typische Sickenquerschnitte (Eigene Darstellung nach WIDMANN⁴¹)

Am Beispiel der in der Abbildung 2.6 dargestellten Trapezsicke wird im Folgenden der Versteifungseffekt genauer beschrieben. Der Sickenquerschnitt lässt sich dabei in fünf Bereiche einteilen: Ober- und Untergurt, Flanke sowie Kopf- und Fußradiusbereich. Je nach Querschnittsform sind diese Bereiche unterschiedlich ausgeprägt.

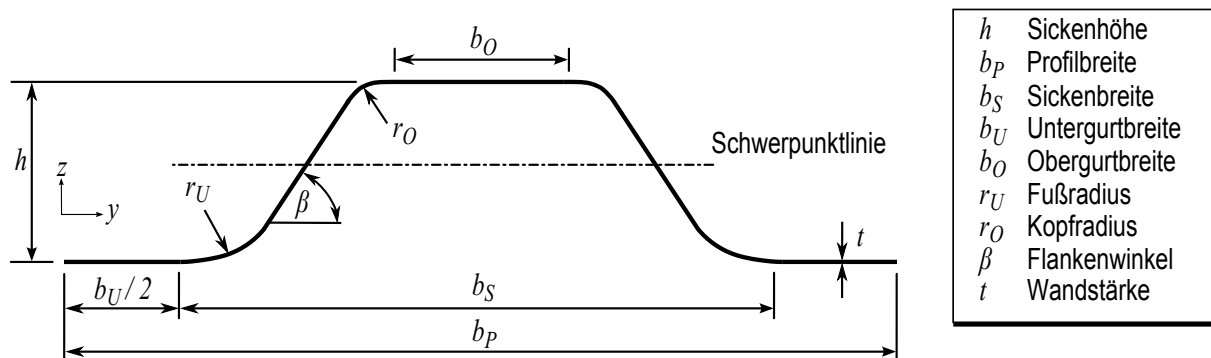


Abbildung 2.6: Definition der Sickengeometrie (Eigene Darstellung nach WIDMANN⁴¹)

Der Widerstand gegen Biege- und Torsionsbeanspruchung sowie Instabilität ist aus Sicht des Formleichtbaus durch das Flächenträgheitsmoment bzw. Flächenmoment 2. Grades I messbar, das eine reine geometrische Größe eines Querschnittes darstellt. Mit der Sickenausbildung wird lediglich in eine Richtung versteift, so dass hierdurch

⁴¹vgl. WIDMANN 1985

eine konstruktive Anisotropie entsteht. So lässt sich das Flächenträgheitsmoment eines auf Biegung um die y -Achse beanspruchten ebenen Blechstreifens mit der Profilbreite b_P und Wandstärke t wie folgt ausdrücken:

$$I_0 = \frac{b_P t^3}{12} \quad (2.1)$$

Die Erhöhung von I_0 kann sowohl durch die Wandstärke t als auch durch eine Veränderung des Querschnittsform ermöglicht werden. Mit der Querschnittsänderung geht eine Verschiebung der Schwerpunktlinie normal zur Oberfläche einher (siehe Abbildung 2.7).

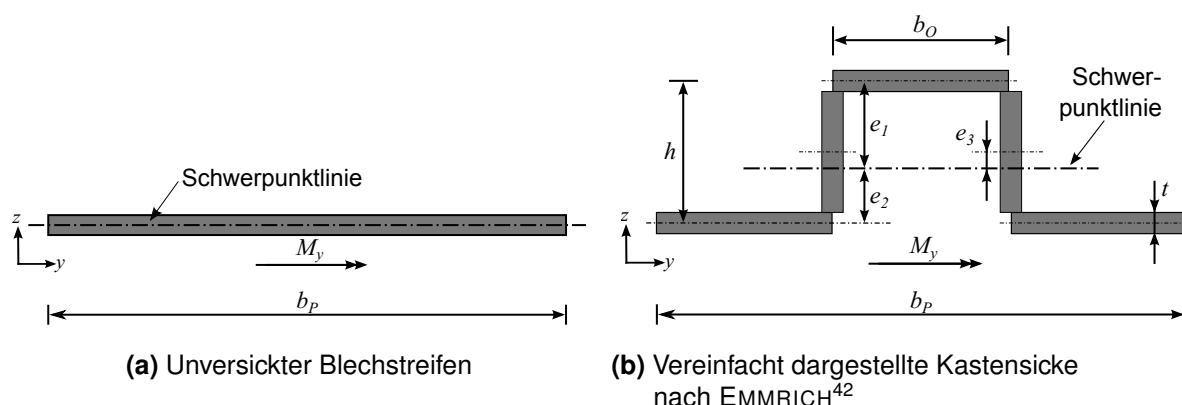


Abbildung 2.7: Verschiebung der Schwerpunktlinie am Beispiel einer Kastensicke

In diesem Kontext lässt sich beispielhaft für die vereinfacht dargestellte Kastensicke das dazugehörige höhere Flächenträgheitsmoment I_1 unter Berücksichtigung der Flächenanteile zwischen Ober- und Untergurt sowie der STEINER'schen Anteile folgendermaßen formulieren:

$$I_1 = \frac{b_P t^3}{12} + 2 \frac{t(h-t)^3}{12} + e_1^2 t b_O + e_2^2 (b_P - b_O) + 2 e_3^2 t (h-t) \quad (2.2)$$

Das Flächenträgheitsmoment lässt sich daher mit der Zunahme der Sickenhöhe effizienter als mit der Wandstärke steigern⁴³. In der Abbildung 2.8 wird das Flächenträgheitsmoment I_1 für eine Kastensicke mit der Profilbreite b_P von 100 mm in Abhängigkeit einer zunehmenden Sickenhöhe h von 1 mm bis 10 mm bei konstanter Untergurtbreite b_U von 50 mm und konstanter Wandstärke t von 1 mm dargestellt. Darin ist zu erkennen, dass bereits eine Sickenhöhe von 1 mm zu einer vierfachen Vergrößerung des Flächenträgheitsmomentes führt. Mit der weiteren Zunahme der Sickenhöhe ergibt sich ein progressiver Anstieg des Flächenträgheitsmomentes.

⁴²vgl. EMMRICH 2005

⁴³vgl. WINTERFELD 1965

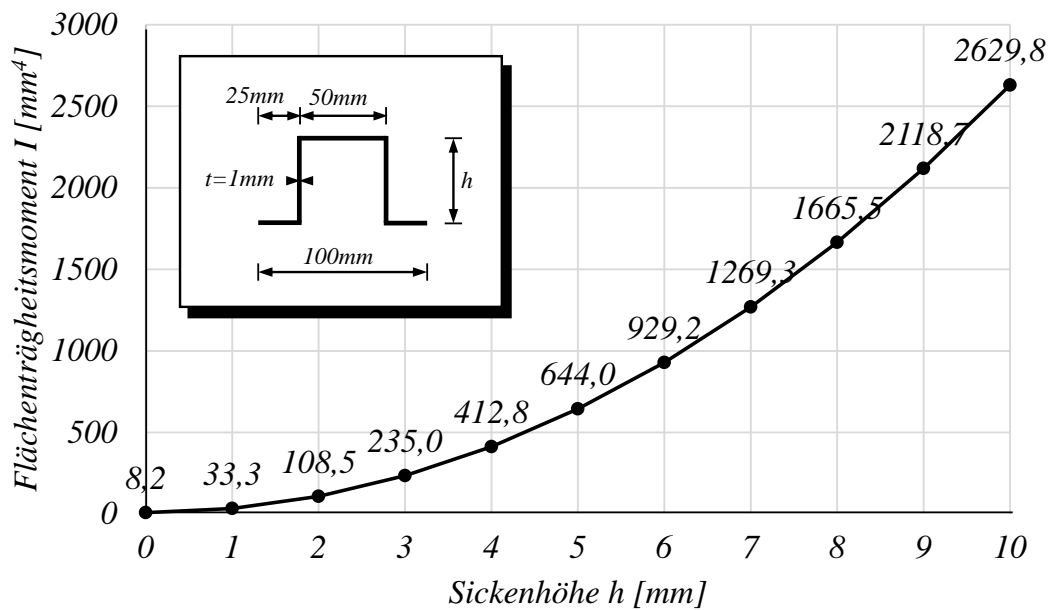


Abbildung 2.8: Flächenträgheitsmoment bei unterschiedlicher Sickenhöhe am Beispiel einer Kastensicke (Eigene Darstellung)

2.2.2 Versteifungswirkung am Beispiel einer Ölwanne

Um das mit Sicken einhergehende Potenzial zur Versteifung und Gewichtseinsparung an einem praxisorientierten Bauteil zu verdeutlichen, wird beispielhaft eine unter Druck stehende Ölwanne aus konventionellem Tiefziehstahl ausgewählt. In der Abbildung 2.9 ist die unversickte und eine mit numerischen Methoden versickte Ölwanne abgebildet. Der dargestellte Prozess beinhaltet die Nachkonstruktion des Optimierungsergebnisses sowie die Berechnung dieser nachkonstruierten Geometrie.

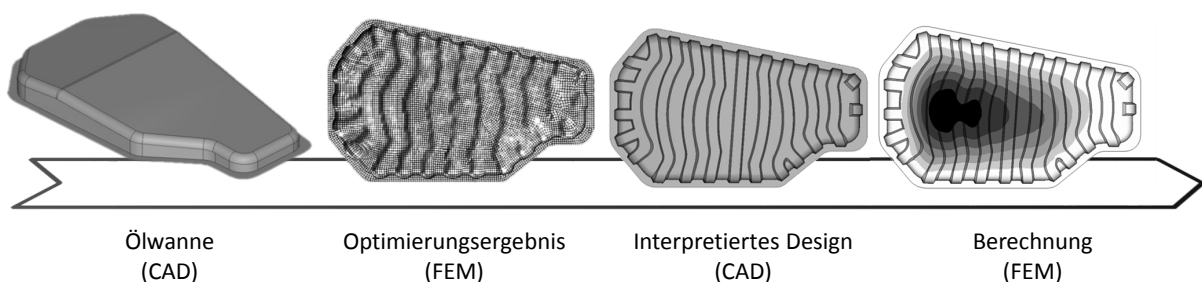


Abbildung 2.9: Versickungsprozess am Beispiel einer unter Druck stehenden Ölwanne nach ALBERS et al.⁴⁴

Die Wandstärke der unversickten Ölwanne beträgt $1,0\text{ mm}$ und hat ein Gesamtgewicht von $1,24\text{ kg}$. Die in die Ölwanne eingebrachten Sicken haben eine Höhe von 6 mm und eine Breite von 20 mm . Eine Verformungsanalyse der versickten Ölwanne ergibt eine

⁴⁴vgl. ALBERS et al. 2011

deutliche Reduzierung der maximalen Verschiebung von $25,80\text{ mm}$ auf $1,40\text{ mm}$, allerdings ergibt sich bei der in der Optimierung gleichbleibenden Wandstärke und der einhergehenden Vergrößerung der Bauteiloberfläche zwar eine Gewichtszunahme von $0,18\text{ kg}$, diese ist jedoch in der realen Umsetzung aufgrund der Wandstärkenausdünnung deutlich geringer bzw. nicht vorhanden. Letzteres verdeutlicht die resultierende Verschiebung von $1,69\text{ mm}$ bei gleicher Masse von $1,24\text{ kg}$. Im Vergleich dazu ergibt sich unter der Anforderung der gleichen Referenzverschiebung von $25,80\text{ mm}$ eine Wandstärkenreduzierung von $1,00\text{ mm}$ auf $0,17\text{ mm}$, das zu einer Gewichtsersparnis von $1,00\text{ kg}$ bzw. 80% des unversickten Ölwanngewichtes führt. In der folgenden Tabelle 2.1 sind diese Ergebnisse zusammengefasst dargestellt.

Tabelle 2.1: Versteifungseffekt und Gewichtsersparnis am Beispiel einer Ölwanne nach ALBERS et al.⁴⁴

versickt	Anforderung	Wandstärke $t\text{ [mm]}$	max. Verschiebung $u_{max}\text{ [kg]}$	Masse $m\text{ [kg]}$	Differenzmasse $\Delta m\text{ [kg]}$
nein (ref.)	-	1,00	25,80	1,24	–
ja	-	1,00	1,40	1,42	+0,18
ja	m_{ref}	0,88	1,69	1,24	0,00
ja	u_{max}	0,17	25,80	0,24	–1,00

2.2.3 Umformprozess metallischer Werkstoffe

Die Herstellung von Sicken sind mit unterschiedlichen Fertigungsverfahren möglich, die nach DIN 8580⁴⁵ der *Hauptgruppe Umformen* zugeordnet sind. Ausgehend von der *Untergruppe Zugdruckumformen* (DIN 8584⁴⁶) ist das Tiefziehen von Blechzuschnitten zu finden, das sich wiederum in die drei Teilbereiche Tiefziehen mit Werkzeugen (Matrize, Niederhalter und Stempel), Tiefziehen mit Wirkmedien (Gase, Flüssigkeiten) und Tiefziehen mit Wirkenergie (z.B. Hochgeschwindigkeitsumformen auf Basis elektrohydraulischer oder elektromagnetischer Umformung) unterteilt. Die Abbildung 2.10 zeigt schematisch das Prinzip des klassischen Tiefziehprozesses, bei dem der Stempel den vom Niederhalter festgehaltenen Blechzuschnitt in die Matrize drückt. Eine weitere Möglichkeit bietet das Tiefziehen aus der *Untergruppe Zugumformen* (DIN 8585⁴⁷), auch bekannt als Hohlprägen von ebenen und gewölbten Blechen, bei dem das Blech mit einem beweglichen Stempel in ein Gegenwerkzeug gedrückt wird. Darüber hinaus kann das Biegen mit gerader oder drehender Werkzeugbewegung entsprechend der *Untergruppe Biegeumformen* (DIN 8586⁴⁸) für belastungsangepasste Profile (z.B.

⁴⁵vgl. DIN 8580 2003

⁴⁶vgl. DIN 8584 2003

⁴⁷vgl. DIN 8585 2003

⁴⁸vgl. DIN 8586 2003

Türversteifung oder Stoßfängerträger im Fahrzeug) oder für verbundene Blechstreifen mit parallel angeordneten Sicken (z.B. Trapezbleche bei Dachkonstruktionen oder bei Bodenbeplankungen von Doppelparkerstellplätzen in Tiefgaragen) herangezogen werden.

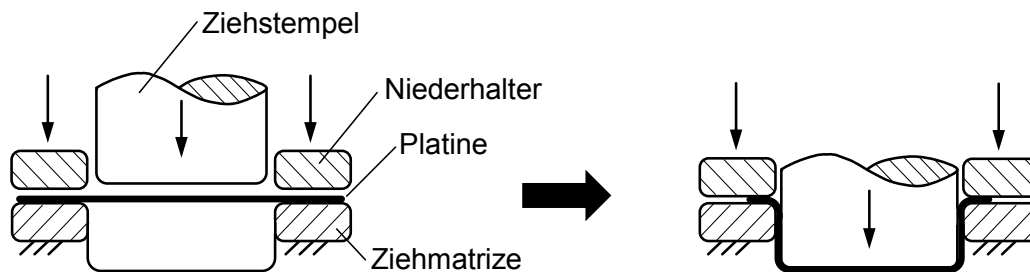


Abbildung 2.10: Prinzip des Tiefziehprozesses mit Werkzeugen
(Eigene Darstellung nach DIN 8584⁴⁶)

Zur Beurteilung der Umformeigenschaften von Blechen wird das Grenzformänderungsdiagramm (engl. Forming Limit Diagram, FLD) herangezogen. Dabei werden die entlang der Hauptspannungen σ_1 und σ_2 auftretenden Formänderungen bzw. Umformgrade φ_1 und φ_2 verwendet (siehe Abbildung 2.11). Die Formänderung φ_3 normal zur Bauteiloberfläche wird vernachlässigt, so dass vereinfacht von einem ebenen Spannungszustand ausgegangen wird. Die absolut größte der Formänderungen wird als Hauptformänderung φ_1 bezeichnet, wohingegen φ_2 als Nebenformänderung definiert wird.

Die örtlichen Formänderungen lassen sich experimentell durch eine optische Formänderungsanalyse wie z.B. mit dem Messsystem ARGUS der Fa. GOM mbH bestimmen. Dabei wird auf das umzuformende Blech ein Messraster aufgebracht, um das mit der Blechumformung veränderte Messraster optisch zu erfassen. An einem Messpunkt z.B. in Form einer Kreisgeometrie (d_0) wird dessen Deformation in Längen- und Breitenrichtung (l_1, b_1) gemessen, so dass sich daraus die Hauptform- bzw. Nebenformänderungen wie folgt ableiten können:

$$\varphi_1 = \ln \frac{l_1}{d_0}, \quad \varphi_2 = \ln \frac{b_1}{d_0} \quad (2.3)$$

Diese Formänderungen können auch auf Basis von Längenänderungen in x- und y-Richtung eines kartesischen Systems wie folgt bestimmt werden:

$$\varphi_1 = \int_{x_0}^{x_1} \frac{dx}{x} = \ln \frac{x_1}{x_0}, \quad \varphi_2 = \int_{y_0}^{y_1} \frac{dy}{y} = \ln \frac{y_1}{y_0} \quad (2.4)$$

Die Werte x_0 und y_0 stellen dabei die Ausgangslängen dar, während x_1 und y_1 die deformierten Abmessungen sind. Die Multiplikation mit dem natürlichen Logarithmus

führt dazu, dass die Summation der Umformgrade infolge der Volumenkonstanz vor und nach der Umformung den Wert Null ergibt:

$$\varphi_1 + \varphi_2 + \varphi_3 = 0 \quad (2.5)$$

Zur Bewertung des örtlichen Versagens (Einschnürung oder Riss) ist eine werkstoffabhängige Versagenskurve (engl. Forming Limit Curve, FLC) im Grenzformänderungsschaubild einzutragen. Die Aufnahme der Grenzformänderungskurve lässt sich zwar mit verschiedenen Verfahren ermitteln, jedoch wird das Nakajima-Verfahren nach DIN EN ISO 12004⁴⁹ von der International Deep Drawing Research Group (IDDRG) empfohlen, bei dem Tiefungsversuche mit kreisförmigen auf zwei Seiten ausgeschnittenen Platinen und einem halbkugelförmigen Stempel durchgeführt werden. Liegen im Allgemeinen die beim experimentellen Versuch optisch erfassten Formänderungen unterhalb einer zugrundegelegten Versagenskurve, so ist der Umformprozess versagensfrei, anderenfalls tritt Versagen ein. Die ermittelten werkstoffabhängigen Grenzformänderungskurven dienen auch für die numerische Formänderungsanalyse (siehe Abschnitt 2.3.3), so dass simulative und experimentelle Ergebnisse miteinander verglichen werden können.

Gewöhnlich wird die Grenzformänderungskurve lediglich für lineare Dehnpfade bestimmt, die die Herstellung in einem Arbeitsschritt voraussetzt. Untersuchungen mit nichtlinearen Formänderungswegen, die sich aus mehreren Belastungspfaden zusammensetzen, können zu teilweise erheblichen Abweichungen von der linearen Formänderungskurve führen, wodurch ein früheres Versagen eintreten kann⁵⁰. Dies bedeutet, dass Grenzformänderungskurven nur für einzelne Belastungspfade gültig sind. Für den Fall, dass Sicken über einen nachträglichen Umformprozess in ein bereits umgeformtes Blech eingebracht werden, sind Versagensgrenzen in Abhängigkeit nichtlinearer Dehnpfade zu ermitteln. Aus Vereinfachungsgründen kann jedoch die Höhe der auf Basis von linearen Dehnpfaden ermittelten Grenzformänderungskurve mit einem Sicherheitsfaktor reduziert werden, was zur Folge hat, dass das maximale Umformvermögen nicht ausschöpft wird. Neuere Untersuchungen von VOLK et al.⁵¹ zeigen, dass für bilineare Dehnpfade das Formänderungsvermögen von der Höhe der Vorverformung sowie dem Verhältnis beider Umformschritte abhängt und mit einer Nachformung in Richtung Streckzug ein späteres Versagen eintreten kann.

Einen detaillierten Überblick über die umformtechnische Herstellung von Sicken wird auf die Literatur von REITTER⁵² verwiesen.

⁴⁹vgl. DIN EN ISO 12004 2009

⁵⁰vgl. GUO et al. 1978

⁵¹vgl. VOLK et al. 2012

⁵²vgl. REITTER 2014

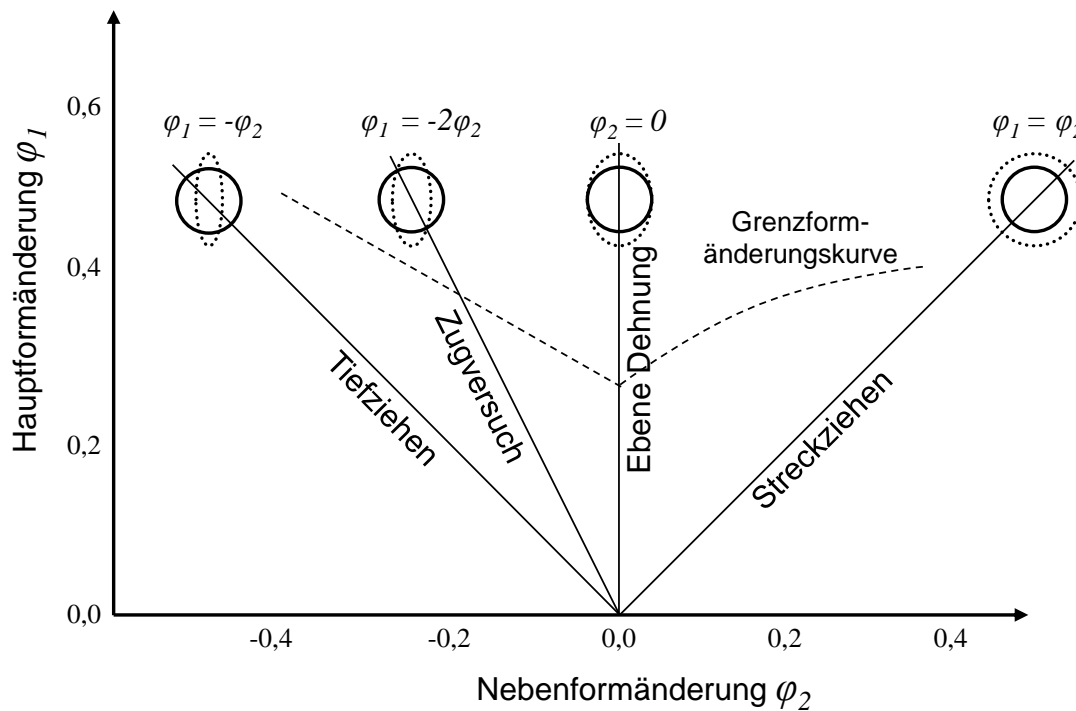


Abbildung 2.11: Schematische Darstellung eines Grenzformänderungsdiagrammes (FLD)⁵³

2.2.4 Klassische und richtungsvariable Faserverbundlaminat

Die Versteifung dünnwandiger Strukturen kann sowohl konstruktiv als auch materiell erfolgen. Gerade die Kombination beider Versteifungsarten bietet die Möglichkeit, ein hohes Leichtbaupotenzial zu erreichen. Für ein besseres Verständnis der materiellen Anisotropie wird diese im nächsten Abschnitt näher beschrieben, so dass im Weiteren auf bestimmte Problematiken bei der Sickengestaltung im Zusammenhang mit Faserverbundlaminaten eingegangen wird.

2.2.4.1 Materielle Anisotropie

Aus Sicht der Werkstoffwissenschaft weist jeder Werkstoff praktisch eine mikrostrukturelle Inhomogenität auf. Je nach Betrachtungsebene kann der Werkstoff makroskopisch homogen oder mikroskopisch inhomogen erscheinen⁵⁴. Im Fall von mikromechanischen metallischen Bauteilen, die lediglich aus wenigen Körnern bestehen, ist die durch die Kornstruktur hervorgerufene Anisotropie bei der Auslegung zu berücksichtigen⁵⁵. Auch beim Walzprozess von Blechen entsteht Anisotropie, die Einfluss auf die Weiterverarbeitung hat⁵⁶. Bei faserverstärkten Kunststoffen, die aus dem Kunststoffmaterial (Matrix) und der darin eingebetteten Faser bestehen, sind mikroskopisch inhomogen

⁵³vgl. DOEGE und BEHRENS 2010

⁵⁴vgl. SCHÜRMAN 2007

⁵⁵vgl. ENKLER 2010

⁵⁶vgl. PRAKASH et al. 2009

und orthotrop. Ihr innerer Strukturaufbau kann jedoch makroskopisch als homogen und anisotrop modelliert werden. Die einzelnen Komponenten des Verbundwerkstoffes sind zwar isotrop, mit der Ausrichtung der Fasern, die ein Vielfaches an höherer Steifigkeit und Festigkeit als die Matrix aufweisen, entsteht eine materielle Anisotropie. Im ausgehärteten Verbund kennzeichnen sich die Faserverbundlaminat vor allem durch hohe Steifigkeiten und Festigkeiten bei gleichzeitig geringer Dichte aus und erlauben ein hohes Leichtbaupotenzial und einen energieeffizienten Einsatz. Zudem ist deren anisotropes Eigenschaftsprofil hochgradig anpassbar und kann auf vielfältige Belastungsfälle maßgeschneidert ausgelegt werden. Aus diesen Hauptgründen bietet der Einsatz von FVK in zahlreichen Branchen ein hohes technologisches Anwendungspotenzial wie z.B. in der Luft- und Raumfahrt, Automobilbau, Rennsport, Windkraftanlagenbau oder Medizintechnik.

Zum besseren Verständnis wird die Kraftübertragung zwischen Faser und Matrix auf Basis des C&C²-Ansatz im folgenden Abschnitt modelliert.

2.2.4.2 C&C²-Modell der Kraftübertragung Faser-Matrix

Die Beschreibung der Kraftübertragung zwischen Faser und Matrix erfolgt an einem Ausschnitt, in der eine Faser im Kunststoff (Matrix) eingebettet ist. Dazu dient das in Abbildung 2.12 dargestellte C&C²-Modell, das relevante funktionsbestimmende Modellelemente enthält. Die Connectoren C1 und C2 abstrahieren dabei das System außerhalb vom betrachteten Ausschnitt.

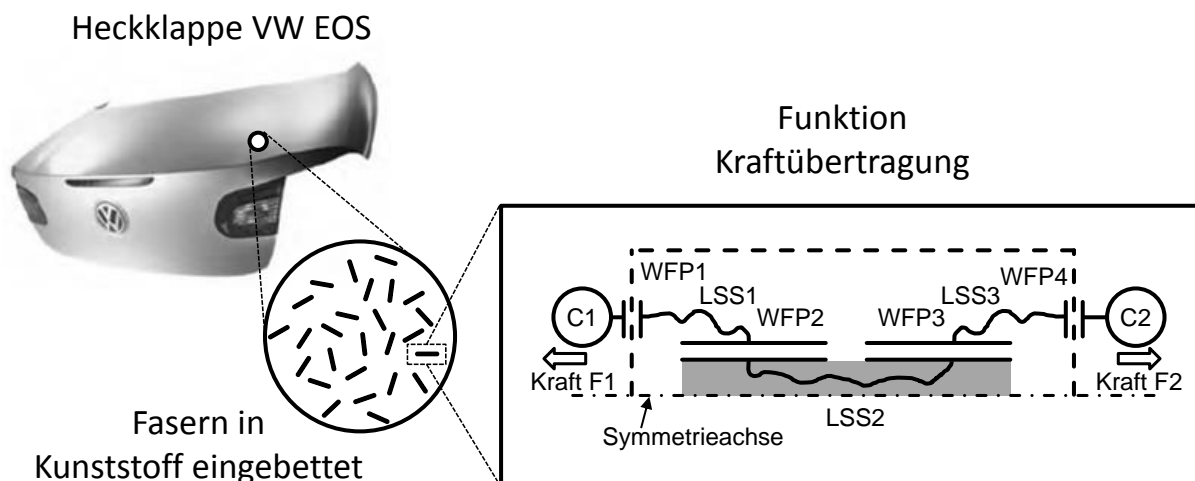


Abbildung 2.12: C&C²-Modell zur Beschreibung der Kraftübertragung zwischen Faser und Matrix (Bildquelle VW EOS Heckklappe⁵⁷)

Einwirkende Kräfte aus der Systemumgebung erfolgen zunächst über die Wirkflächenpaare WFP1 und WFP4 in die Matrix (LSS1 und LSS3). Diese Matrix transportiert die Kräfte weiter bis zu den Wirkflächenpaaren WFP2 und WFP3. Mit den übertragenen

⁵⁷vgl. AUMÜLLER et al. 2009

Schubspannungen in diesen Wirkflächenpaaren wird die Kraft in die Faser geleitet. Die Schubspannungen sind am Faserende jedoch am höchsten und nehmen dann im gleichen Maß ab, wie die Normalspannungen längs der Faser bis zu ihrem Maximum zunehmen. Die Länge der Wirkflächen in Faserrichtung, die notwendig ist, damit die Schubspannung auf Null abklingt und die Normalspannung ihr Maximum erreicht, wird als *charakteristische Länge*⁵⁸ bezeichnet. Nur wenn diese vorliegt, lässt sich die volle Zugfestigkeit der Faser ausschöpfen. Weitere Informationen hinsichtlich Kraftübertragung zwischen Faser und Matrix ist bei RÖSLER et al.⁵⁹ zu finden.

Für die Berechnung von Faserverbundwerkstoffen müssen die Fasern und die Matrix nicht einzeln modelliert werden. Mit einer speziellen Homogenisierungsmethode (siehe Abschnitt 2.2.4.4) können richtungsabhängige Ersatzeigenschaften bestimmt werden, um das Bauteil makromechanisch anisotrop zu modellieren und zu berechnen⁶⁰.

2.2.4.3 Klassische Lamine

Der klassische Einsatz von faserverstärkten Kunststoffen erfolgt in der Laminatbauweise, bei der eine schichtweise Stapelung von unterschiedlich orientierten Fasern stattfindet. Mit dem Begriff Laminat wird daher ein aus mehreren Einzelschichten aufgebauter Faserverbundwerkstoff bezeichnet, bei dem die verschiedenen Faserlagen aus gleichen oder unterschiedlichen Materialien zusammengesetzt sein können. Dem Laminat liegt die in Abbildung 2.13 veranschaulichte Modellvorstellung zugrunde. Die Einzelschichten mit ihren parallel zueinander ausgerichteten Fasern werden als sogenannte unidirektionale Schichten (UD-Schichten) betrachtet, während der Verbund als Multiaxial-Gelege bezeichnet wird. Im Laufe der Zeit haben sich unterschiedliche Laminattypen durchgesetzt, deren Unterscheidung grundsätzlich von den verschiedenen Faserorientierungen im Laminat abhängt wie z.B. Lamine mit ausgeglichenem Winkelverbund, z.B. $[\pm 20^\circ]$, Lamine im Kreuzverbund, z.B. $[0^\circ/90^\circ]$, oder quasiisotrope Lamine, z.B. $[0^\circ/+60^\circ/-60^\circ]$. Quasiisotropie bedeutet dabei die erzeugte Isotropie in der Laminebene auf Basis eines anisotropen Schichtaufbaus. Häufig werden aber symmetrisch geschichtete, quasiisotrope Lamine wie z.B. $[0^\circ/90^\circ/+45^\circ/-45^\circ/-45^\circ/+45^\circ/90^\circ/0^\circ]$ verwendet. Über den reinen gewichtsspezifischen Vorteil hinaus bieten Lamine durch ihren strukturellen und anisotropen Aufbau weitere Leichtbaupotenziale, die insbesondere von den folgenden Konstruktionsparametern abhängen:

- Faserorientierung
- Wandstärke der Einzelschichten
- Reihenfolge der einzelnen Schichten

⁵⁸vgl. SCHNACK 2009

⁵⁹vgl. RÖSLER et al. 2008

⁶⁰vgl. ALTENBACH et al. 1998

- Anzahl und Form der Schichten
- Faservolumengehalt

Diese Parameter beeinflussen die Verbundeigenschaften von Laminaten, die durch bewährte Berechnungsmethoden, wie z.B. die klassische Laminattheorie (siehe nächster Abschnitt), bestimmt werden können.

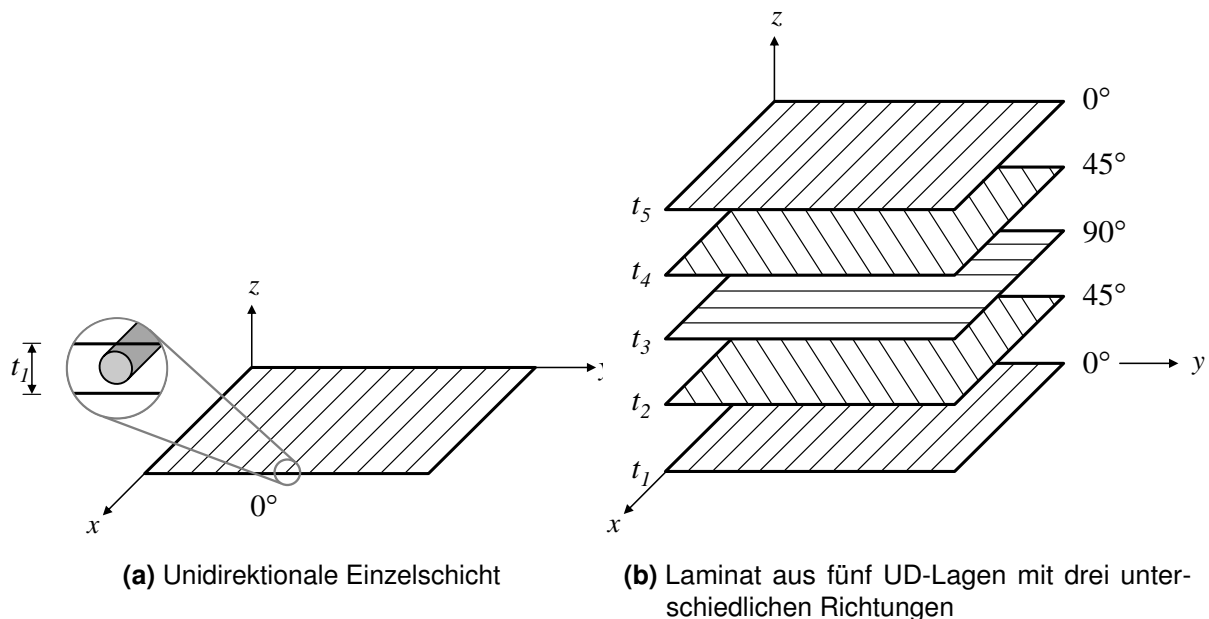


Abbildung 2.13: Schematische Darstellung eines mit UD-Schichten aufgebauten Laminats (Eigene Darstellung in Anlehnung an die VDI-Richtlinie⁶¹)

2.2.4.4 Berechnung von Laminaten

Die klassische Laminattheorie (engl. Classical Laminate Theory, CLT) stellt eine linear-elastische Berechnungsmethode für Laminats bzw. Mehrschichtverbunde (MSV) dar, bei der Spannungen und Verzerrungen eines Laminats und der dazugehörigen Einzelschichten ermittelt werden und damit die Grundlage für eine Festigkeitsanalyse bilden. Sie ist in der Regel Bestandteil vieler numerischer Berechnungsprogramme, so dass eine Laminatberechnung durchgeführt werden kann. Charakteristisch für die CLT ist die Verwendung der Eigenschaften einer unidirektionalen Einzelschicht, die sich aus den Materialkennwerten von Faser und Matrix sowie dem Faservolumengehalt bestimmen lassen. D.h. die aus mikromechanischer Sicht inhomogene Einzelschicht wird in eine aus makromechanischer Sicht homogene Einzelschicht mit verschmierten Materialkennwerten, den Ingenieurskonstanten, überführt. Diese Ingenieurskonstanten, wie z.B. E_1 , E_2 , G_{21} und ν_{21} für ebene Spannungszustände, werden bei der CLT für die schichtweise Berechnung des Laminats herangezogen. Der Index 1 repräsentiert

⁶¹vgl. VDI-RICHTLINIEN 2014 BLATT 3 2006

die Richtung parallel zur Faser, während Index 2 die Richtung quer zur Faser bedeutet. Das Prinzip der CLT wird im Folgenden in einer verkürzten Darstellung nach SCHÜR-
MANN⁶² am Beispiel eines Scheibenproblems demonstriert, bei dem nur ebene Span-
nungen und Verformungen berücksichtigt werden. Aus Vereinfachungsgründen werden
Wärmeleitungs- und Quelleinflüsse vernachlässigt. Die Grundlage zur Berechnung der
Gesamtsteifigkeit eines Laminats sind die jeweiligen Steifigkeiten der Einzelschichten.
Die Einzelsteifigkeit einer Schicht hat die folgende Form:

$$\mathbf{Q}_{1,2} = \begin{bmatrix} \frac{E_1}{1 - \nu_{21}\nu_{12}} & \frac{\nu_{12}E_2}{1 - \nu_{21}\nu_{12}} & 0 \\ \frac{\nu_{21}E_2}{1 - \nu_{21}\nu_{12}} & \frac{E_2}{1 - \nu_{21}\nu_{12}} & 0 \\ 0 & 0 & G_{21} \end{bmatrix} \quad (2.6)$$

Die Einzelsteifigkeiten beziehen sich auf das jeweilige 1,2-Schicht-Koordinatensystem. Für die spätere Addition der Einzelsteifigkeiten ist eine Transformation des Elastizitäts-
gesetzes

$$\boldsymbol{\sigma}_{1,2} = \mathbf{Q}_{1,2} \cdot \boldsymbol{\varepsilon}_{1,2} \quad (2.7)$$

vom 1,2-Schicht- in das x,y-Laminat-Koordinatensystem durchzuführen. Mit der Verwen-
dung von Transformationsmatrizen lassen sich die Einzelsteifigkeiten im x,y-Laminat-
Koordinatensystem ausdrücken:

$$\bar{\mathbf{Q}}_k = \mathbf{T}_{1,2 \rightarrow x,y}^{(\sigma)} \mathbf{Q}_{1,2} \mathbf{T}_{x,y \rightarrow 1,2}^{(\varepsilon)} \quad (2.8)$$

mit

$$\mathbf{T}_{1,2 \rightarrow x,y}^{(\sigma)} = \begin{bmatrix} \cos^2\alpha & \sin^2\alpha & -\sin 2\alpha \\ \sin^2\alpha & \cos^2\alpha & \sin 2\alpha \\ 0,5 \sin 2\alpha & -0,5 \sin 2\alpha & \cos 2\alpha \end{bmatrix} \quad (2.9)$$

und

$$\mathbf{T}_{x,y \rightarrow 1,2}^{(\varepsilon)} = \begin{bmatrix} \cos^2\alpha & \sin^2\alpha & 0,5 \sin 2\alpha \\ \sin^2\alpha & \cos^2\alpha & -0,5 \sin 2\alpha \\ -\sin 2\alpha & \sin 2\alpha & \cos 2\alpha \end{bmatrix} \quad (2.10)$$

Der Parameter α ist dabei der Faserorientierungswinkel zwischen dem 1,2-Schicht-
Koordinatensystem der Einzelschicht und dem x,y-Laminat-Koordinatensystem. Erst
nach dem Transformationsschritt können die Einzelsteifigkeiten unter Berücksichtigung

⁶²vgl. SCHÜRMAN 2007

der Schichtwandstärke t_k summiert werden:

$$A_{ij} = \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{ijk} \cdot t_k \quad (2.11)$$

Damit ergibt sich das Elastizitätsgesetz des MSV:

$$\hat{\sigma}_{x,y} = \frac{1}{t} \mathbf{A} \cdot \hat{\epsilon}_{x,y} \quad (2.12)$$

Die Division mit der Laminatwandstärke t überführt die kraftflussbezogene Darstellung auf eine spannungsbezogene Schreibweise. Mit dem Invertieren der Steifigkeitsmatrix \mathbf{A} erhält man die Nachgiebigkeitsmatrix, so dass sich die Verzerrungen des Laminats wie folgt bestimmen lassen:

$$\hat{\epsilon}_{x,y} = t \cdot \mathbf{A}^{-1} \cdot \hat{\sigma}_{x,y} \quad (2.13)$$

Über eine Rücktransformation können die Verzerrungen ins Schicht-Koordinatensystem ausgedrückt werden:

$$\epsilon_k = \begin{bmatrix} \cos^2\alpha & \sin^2\alpha & 0,5 \sin 2\alpha \\ \sin^2\alpha & \cos^2\alpha & -0,5 \sin 2\alpha \\ -\sin 2\alpha & \sin 2\alpha & \cos 2\alpha \end{bmatrix} \cdot \hat{\epsilon}_{x,y} \quad (2.14)$$

Dadurch lassen sich die unterschiedlichen Dehnungen der Einzelschichten ermitteln. Mit den bekannten Dehnungen können nun die Schichtspannungen im Materialhauptachsensystem berechnet werden:

$$\sigma_k = \mathbf{Q}_k \cdot \epsilon_k \quad (2.15)$$

Auf Basis dieser schichtweise bekannten Spannungen ist eine anschließende Festigkeitsanalyse möglich.

Das Schädigungs- und Bruchverhalten von faserverstärkten Kunststoffen lässt sich durch mikromechanische Vorgänge erklären, jedoch lassen sich diese kaum bzw. teilweise nur sehr aufwändig erfassen. Deshalb werden aus makromechanischer Sicht die auf mikromechanischer Ebene auftretenden Erscheinungen homogenisiert betrachtet. Es werden daher folgende Versagensmechanismen berücksichtigt, die sich auf Basis der makroskopisch berechneten Spannungen unterscheiden lassen⁶³: Bei faserparalleler Zug- und Druckspannung tritt Faserbruch (Fb) ein, wohingegen alle anderen Belastungen zu Zwischenfaserbruch (Zfb) führen. Die Abbildung 2.14 zeigt schematisch

⁶³vgl. EHRENSTEIN 2006

den Faser- und Zwischenfaserbruch an einem Ausschnitt mit unidirektionaler Faserorientierung.

Bei Laminaten können sich die einzelnen Schichten voneinander ablösen, das mit dem Begriff Delamination bezeichnet wird und als Zfb gilt⁶⁴. Um jedoch das volle Potenzial von Verbundwerkstoffen auszuschöpfen, ist bei der Auslegung der Faserbruch als Versagensform anzustreben, da ein Matrixbruch zu einem niedrigen Leichtbaupotenzial führt.

Für die Berechnung des Versagens gibt es unterschiedlich mathematisch formulierte Versagenskriterien. Die strukturelle Komplexität erschwert eine genaue Abbildung des realen Verhaltens, so dass sich verschiedene Ansätze von Versagenskriterien entwickelt haben. Grundsätzlich unterscheidet man zwischen pauschalen und differenzierenden Kriterien. Da sich die Pauschalkriterien zum einen nicht vollständig physikalisch begründen lassen und des weiteren im Versagensfall keine eindeutige Aussage über den Bruchtyp, d.h. Fb oder Zfb, zulassen, werden sie zunehmend durch differenzierende Kriterien ersetzt. Diese verbesserten Kriterien können ein durch Zug-, Druck- oder Schubspannungen bedingtes Versagen feststellen. So werden beispielsweise die Zfb-Kriterien nach HASHIN, nach CUNTZE, nach PUCK oder LADEVÈZE häufig eingesetzt. Obwohl die pauschalen Bruchkriterien wie z.B. TSAI-WU- oder TSAI-HILL-Kriterium an Bedeutung verlieren, sind sie noch in vielen aktuellen kommerziellen numerischen Berechnungsprogrammen zu finden.

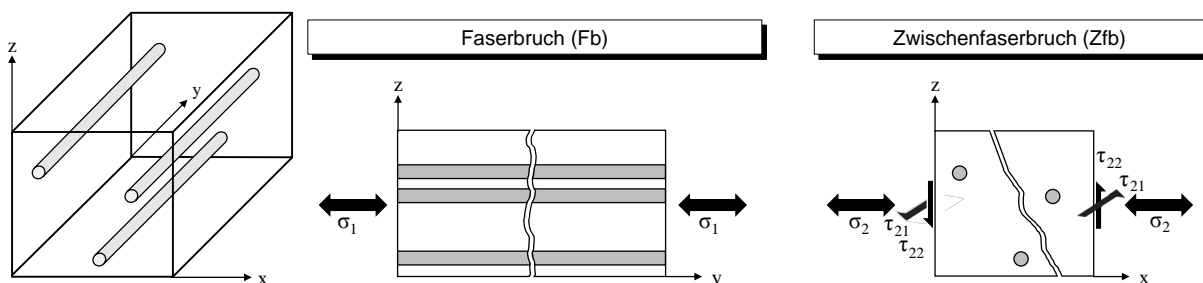


Abbildung 2.14: Schematische Darstellung von Faser- und Zwischenfaserbruch (Eigene Darstellung in Anlehnung an die VDI-Richtlinie⁶⁴)

2.2.4.5 Problematik klassischer Laminat

Im Allgemeinen können maximale Festigkeitskennwerte von Fasern nur in faserparalleler Richtung erreicht werden. Einen typischen Verlauf von Zugfestigkeiten (normierte Darstellung) einer in verschiedene Richtungen belasteten unidirektionalen CFK-Normprobe zeigt die Abbildung 2.15. Bereits eine Abweichung von 15° zwischen Faserorientierung und Zugrichtung reduziert die Festigkeit des Materials über 80%. Quer zur Faserorientierung, also bei senkrechter Zugbelastung zur Faserorientierung, entspricht die

⁶⁴vgl. VDI-RICHTLINIEN 2014 BLATT 3 2006

Zugfestigkeit nur noch der Matrixfestigkeit, die um ein Vielfaches geringer ist als die Faserfestigkeit. Häufig ergeben sich gekrümmte Lastpfade in der Gesamtstruktur. Deshalb ist es das Ziel, die Fasern als Leitstützstruktur möglichst beanspruchungsgerecht zu positionieren. Auch im Fall von richtungsvariablen Sicken sind die Fasern entlang der Sickenverläufe zu orientieren, sofern es die Fertigungstechnologie erlaubt. Da bei der klassischen Laminatbauweise keine gekrümmten Fasern in den einzelnen Schichten eingesetzt werden, sind unterschiedliche Faserorientierungen im Laminat erforderlich. Dabei nehmen mehrere Lagen mit unterschiedlicher Faserorientierung die Belastung auf. Je höher der Krümmungsgrad des Lastpfades bzw. des Sickenverlaufs ist, desto mehr UD-Schichten oder geeignete Schichtzuschnitte sind notwendig, wobei letzteres einen sehr hohen Aufwand und ein entsprechendes Überlappungsmuster an den Stoßstellen erfordert. Daher wird das Werkstoffpotenzial klassischer Laminat selten optimal ausgenutzt. Dadurch kann der Gewichtsvorteil gegenüber anderen Werkstoffen unter Umständen sogar so gering sein, dass die Verwendung eines Faserverbundmaterials unattraktiv wird.

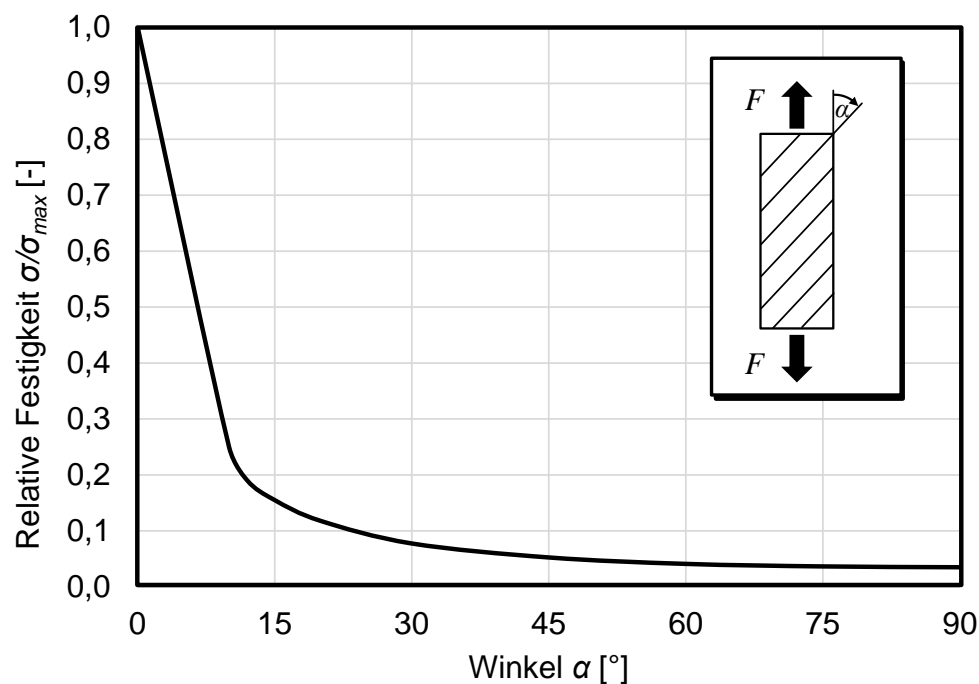


Abbildung 2.15: Relative Zugfestigkeit in Abhängigkeit des Winkels zwischen Belastungsrichtung und Faserorientierung⁶⁵

Über die klassische Laminatbauweise hinaus haben sich jedoch neuartige Fertigungstechnologien für faserverstärkte Kunststoffe entwickelt, die Fasern richtungsvariabel innerhalb der Schicht realisieren und hierdurch ein höheres Leichtbaupotenzial erreichen können. In diesem Kontext wird im nächsten Abschnitt eine Auswahl an Technologien mit richtungsvariabler Faserablage vorgestellt.

⁶⁵vgl. SPICKENHEUER et al. 2008

2.2.4.6 Technologien mit richtungsvariabler Faserablage

Neben der klassischen Laminatbauweise mit unidirektionaler Faserorientierung je Lage werden im Rahmen dieses Abschnittes weitere Laminatbauweisen vorgestellt, die trockene oder mit Matrix vorimprägnierte Fasern richtungsvariabel entlang gekrümmter Lastpfade ablegen können. Damit können entweder gesamte Strukturen hergestellt werden oder klassische Laminat im Bereich von Hauptlastpfaden, Stör- und Krafteinleitungsstellen lokal verstärkt werden. Dies ermöglicht eine beanspruchungsgerechte Auslegung, die zu einem höheren Masse-Steifigkeits- bzw. Masse-Festigkeits-Verhältnis führt. Man kann dieses Prinzip der richtungsvariablen Faseranordnung innerhalb der Lage teilweise den Prinzipien der Bionik zurechnen, da in der Natur viele Beispiele der kraftflussgerechten Gestaltung zu finden sind. Das Prinzip des spannungsoptimierten Faserverlaufs findet man beispielsweise bei den Holzfasern der Bäume^{66,67}. Solche Prinzipien aus der Natur lassen sich auch bei der rechnergestützten Optimierung berücksichtigen, bei der Leitstützstrukturen wie z.B. Fasern oder Sicken entlang von dominierenden Lastpfaden in der Gesamtstruktur ausgerichtet werden und damit zu einer höheren Materialausnutzung führen⁶⁸. In diesem Zusammenhang weist ALBERS⁶⁹ darauf hin, dass sich die Lastpfade bei der Berücksichtigung von Lastzeitgeschichten in der Gesamtstruktur verändern können und daher eine Priorisierung der Ausrichtung von Leitstützstrukturen, z.B. durch Integration von Kostenfunktionen im Auslegung- und Herstellungsprozess, erfordert.

Im Folgenden werden ausgewählte Fertigungstechnologien vorgestellt, die eine richtungsvariable Faserablage mit Rovings oder vorkonfektionierten Tapes bzw. Patches ermöglichen. Dabei wird auch auf Restriktionen in der Faserorientierung eingegangen, da dieser Aspekt für die vorliegende Arbeit relevant ist.

Tailored Fiber Placement (TFP)

Tailored Fiber Placement (TFP) ist eine Weiterentwicklung der maschinellen Stickechnik zur Herstellung von maßgeschneiderten textilen Preforms, die in den 1990er Jahren am Leibniz-Institut für Polymerforschung Dresden entwickelt wurde^{70,71} und mittlerweile zu einer industriell eingesetzten Technologie geworden ist. Das Prinzip der variablen Faserablage besteht darin, dass ein kontinuierlich von einer Spule zugeführter Roving mit Hilfe einer drehbaren Führung auf einem translatorisch beweglichen Stickuntergrund, der sich vom Rovingmaterial unterscheiden kann, mit Zickzacknähten fixiert wird (siehe Abbildung 2.16).

⁶⁶vgl. MATTHECK 1990

⁶⁷vgl. MATTHECK 1997

⁶⁸vgl. ALBERS et al. 2005a

⁶⁹vgl. ALBERS und WINTERGERST 2014

⁷⁰vgl. GLIESCHE und FELTIN 1995

⁷¹vgl. MATTHEIJ et al. 1998

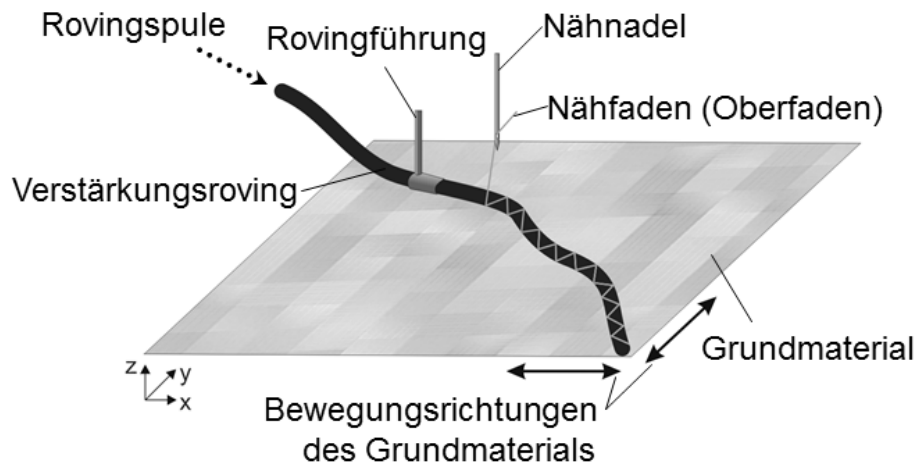


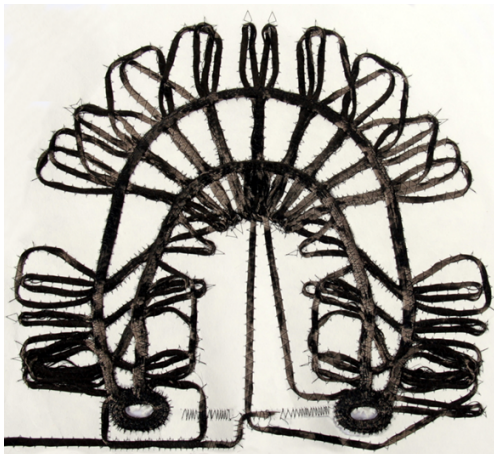
Abbildung 2.16: Prinzipdarstellung vom TFP-Stickprozess und TFP-Preforming am Beispiel eines Fahrradbremskraftverstärkers⁷²

Mit diesem drehbaren Führungsmechanismus lässt sich die Richtung der Faserorientierung mit Hilfe eines vordefinierten Stickmusters beliebig steuern, so dass auch Kreise möglich sind und damit vor allem Kräfteinleitungsbereiche lokal verstärkt werden können. Zur Ermittlung von optimalen Faserverläufen werden verschiedene numerische Methoden eingesetzt (siehe Abschnitt 2.3.2). Minimale Ablegeradien von ca. 5 mm können realisiert werden, wobei sich Unterschiede in den Grenzwerten je nach verwendetem Rovingwerkstoff ergeben. Dickere Faserstränge erreicht man durch mehrere Lagen übereinander genähter Rovings, wobei Faserbrüche durch das Übersticken der bereits abgelegten Rovings eintreten, die das strukturelle Verhalten beeinflussen können. Bei einer bestimmten gestickten Wandstärke ist festzustellen, dass der Überstickerprozess infolge der instabilen Lage senkrecht zur Faserorientierung ungenauer wird, so dass Grenzwerte bei der Dimensionierung der Wandstärke zu berücksichtigen sind. Die Überkreuzungen von Fasersträngen führt lokal auf eine inho-

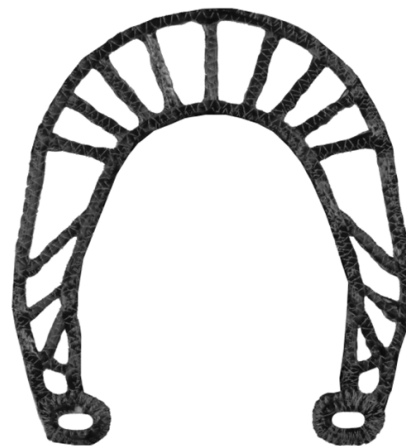
⁷²vgl. SPICKENHEUER et al. 2009b

mogene Wandstärke und zu einer ungewünschten Faserondulation, die das Stabilitäts- und Versagensverhalten beeinflussen.

Die Abbildung 2.17 zeigt die nach dem Stickprozess entstandene TFP-Preform am Beispiel eines Fahrradbremskraftverstärkers und die endbearbeitete TFP-Preform.



(a) Preform nach Stickprozess auf Papierstickgrund



(b) Endbearbeitete TFP-Preform

Abbildung 2.17: TFP-Preform eines topologieoptimierten Fahrradbremskraftverstärkers⁷³

Multiaxialgelege mit Kettfadenversatz (MAG-KV)

Multiaxialgelege mit Kettfadenversatz ist eine junge entwickelte Preformtechnologie, die sich dadurch auszeichnet, dass sich Eigenschaften eines ebenen textilen Flächengebildes in einem Online-Prozess automatisiert ändern lassen⁷⁴. Dieses Verfahren wurde im Rahmen des dreijährigen BMBF geförderten Verbundprojektes BIOTEX (Grundlagen zur bionischen Gestaltung von textilen Halbzeugen und deren technologische Umsetzung) innerhalb des Arbeitspaketes Multiaxialgelege gemeinsam vom Cetex Institut für Textil- und Verarbeitungsmaschinen gemeinnützige GmbH und von Saertex GmbH & Co. KG entwickelt. Mit der mit speziellen Versatzeinheiten ausgestatteten Multiaxialmaschine ist eine Kettfadendichteänderung und ein Kettfadenversatz möglich (siehe Abbildung 2.18). Dabei können sowohl Rovings als auch aufgespreizte Rovings in Form von schmalen Faserbändchen richtungsvariabel abgelegt werden. Diese aufgespreizten Rovings lassen sich ab einem Radius von ca. 40 mm qualitativ gut ablegen, während bei Verwendung von Rovings direkt von der Spule geringere Radien analog zur TFP-Technologie realisiert werden können.

⁷³vgl. ALBERS et al. 2009a, vgl. SPICKENHEUER et al. 2011

⁷⁴vgl. HEINRICH 2010

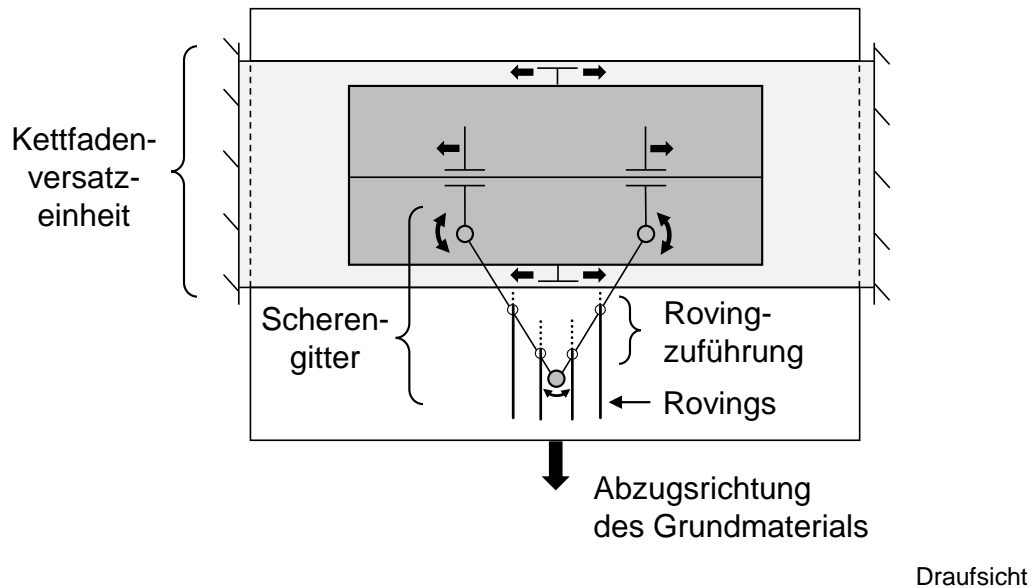
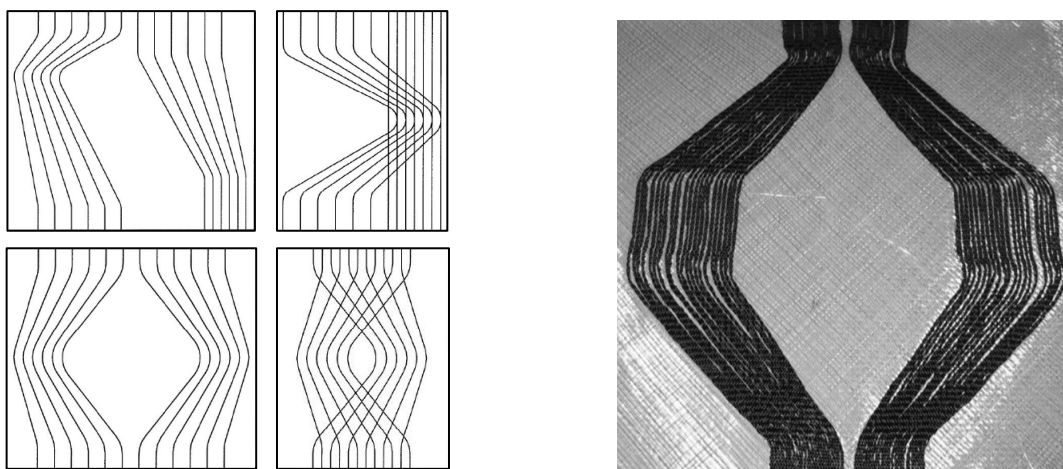


Abbildung 2.18: Prinzip des Multiaxialgeleges mit Kettfadenversatz und Kettfadendichtänderung (Eigene Darstellung nach HEINRICH⁷⁴)

Die Fixierung der Fasern erfolgt in der Wirkstelle über die gesamte Arbeitsbreite mit Schiebernadeln mit Hilfe des Durchstichprinzips. Der Ablagewinkel ist unter Berücksichtigung der Abzugsgeschwindigkeit im Online-Prozess auf einen Bereich von 0° bis ca. 87° begrenzt, so dass keine kreisförmige Faserbandablage möglich ist. Die Faserbahndichte lässt sich während der gekrümmten Ablage in einem Verhältnis 1 zu 2 bis 1 zu 4 variieren. Parallel zur Dichteänderung können auch verkreuzte Faserablagen durch eine separate Ansteuerung von übereinander liegenden Versatzeinheiten gefertigt werden (siehe Abbildung 2.19). Die gleichzeitige Ablage von mehreren Rovings ermöglicht einen höheren Materialdurchsatz gegenüber der konventionellen Stickechnik.



(a) Fasermuster mit versetzter und/oder gekreuzter Faserablage mit und ohne Dichteänderung **(b)** Richtungsvariable CFK-Bahnen mit variabler Faserbahndichte auf Glasfasergelege

Abbildung 2.19: MAG-KV mit beispielhaften Faserablagemuster⁷⁴

Fiberforge RELAY Tapelegetechnologie

Die Fiberforge RELAY Tapelegetechnologie wurde vom US-Unternehmen Fiberforge Corporation⁷⁵ seit dem Jahr 1998 entwickelt, dessen Technologie im Jahr 2013 an das deutsche Unternehmen Dieffenbacher GmbH übernommen wurde. Die automatisierte Tapelegeanlage RELAY 2000⁷⁵ kennzeichnet sich dadurch aus, dass durch die Ablage von unidirektionalen Tapes beliebige Faserorientierungen innerhalb eines Multiaxialgelegeaufbaus realisiert werden⁷⁶. Damit können Mehrlagen-Vorformlinge entstehen oder lokale Verstärkungen als Einleger beim Spritzgießen oder Formpressen berücksichtigt werden. Eine schematische Darstellung der Fiberforge RELAY Tapelegetechnologie ist in der Abbildung 2.20. Die Positionierung der mit thermoplastischer Matrix imprägnierten Tapes erfolgt durch eine in der Ebene bewegliche Unterlage und mit einem darüber liegendem Tape-Förderband inklusive Schneideinheit, Ablegeeinheit und ultraschallbasierter Schweißvorrichtung. Die Orientierung der Tapes wird durch die Rotation der Unterlage in der Ebene gesteuert, wodurch eine stückweise linearisierte Abbildung gekrümmter Lastpfade möglich ist. Die Anlage RELAY 2000 erlaubt eine max. Gelegegröße von $2000\text{ mm} \times 2000\text{ mm}$ und besitzt zwei Tapespulen, die verschiedene Materialsysteme und -breiten (50 mm bis 150 mm) gleichzeitig verarbeiten kann.

Diese maßgeschneiderte Faserablage erlaubt Produktionsabfälle gering zu halten. Bei der Verarbeitung von thermoplastischen Tapes wird ein punktuell Verbinden mittels Ultraschallschweißen unterstützt und sorgt dafür, dass die vorimprägnierten Gelegesichten im weiteren Prozessablauf handhabbar sind. Die finale Endkontur, sofern es sich um eine räumlich gekrümmte Oberfläche handelt, wird durch ein anschließendes Thermoformen erreicht.

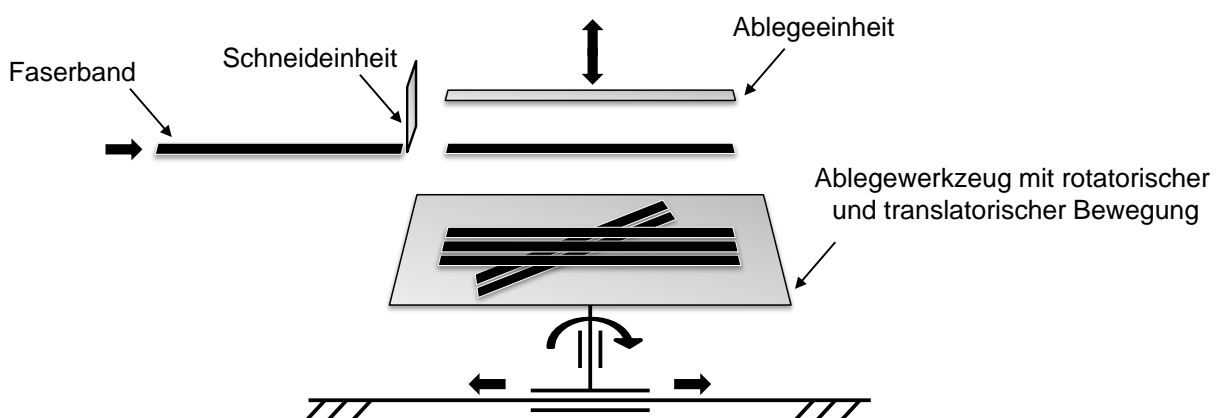


Abbildung 2.20: Prinzipdarstellung der Fiberforge RELAY Tapelegetechnologie
(Eigene Darstellung nach FIBERFORGE⁷⁵)

⁷⁵vgl. FIBERFORGE 2012

⁷⁶vgl. HANGS et al. 2011

Automated Fiber Placement (AFP)

Bei der AFP-Technologie werden Faserbänder mit Hilfe eines an einem Industrieroboter montierten Legekopfes unidirektional oder richtungsvariabel auf eine Oberfläche abgelegt. Eine schematische Darstellung dieser Technologie zeigt die Abbildung 2.21. Je nach Anforderung werden entweder trockene oder thermoplastisch imprägnierte Endlosfaser-Tapes eingesetzt. Die Fixierung der Fasern erfolgt durch Erwärmung eines aufgetragenen Kunststoffes oder durch das Aufschmelzen des Prepreg-Materials, um eine ausreichende Klebrigkeit für das Anhaften der Fasern zu erreichen. Mit Hilfe eines am Industrieroboter befestigten Legekopfes können mehrere schmale Faserbändchen (engl. tow's) gleichzeitig zugeführt und jedes einzelne Faserbändchen abgeschnitten werden, wodurch sehr verschnittarm produziert werden kann. Ein stationäres Spulensystem mit einem Schlauchsystem zum Industrieroboter versorgt den Legekopf mit Fasern.

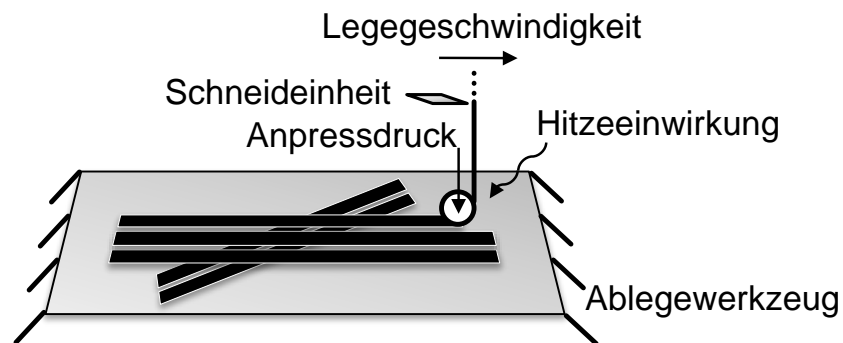


Abbildung 2.21: Prinzipdarstellung der Tapelegetechnologie mittels Legekopf (Eigene Darstellung in Anlehnung an EVANS⁷⁷)

Eine solche Anlage bietet die Firma Coriolis Composites SAS⁷⁸ aus Frankreich, die entsprechend der Anlagenspezifikationen 8 bis 32 Faserbänder gleichzeitig ablegen kann. Dabei können Höchstgeschwindigkeiten des Legekopfes bis zu 1 m/s betragen, währenddessen ein Anpressdruck der Walze bis zu $1,5\text{ kN}$ und eine Temperatur von $200\text{ }^{\circ}\text{C}$ einwirken können. Gekrümmte Ablegebahnen sind auch möglich, deren Radien von der einzelnen Faserbandbreite abhängt, da sonst Faltenbildung oder Knicken der einzelnen tow's entsteht. Die Tabelle 2.2 zeigt typische minimale Ablageradien für unterschiedliche Faserbandbreiten an. Diese Ablageradien sind um ein Vielfaches höher als bei den in dieser Arbeit beschriebenen richtungsvariablen Technologien. Das Laminieren einer Einzelschicht erfolgt durch die wiederholte Ablage von Bahnen, die nebeneinander versetzt positioniert werden. Die erforderliche Wandstärke des Multiaxialgeleges wird durch mehrere Einzelschichten erreicht. Je nach Laminatzustand, d.h. trocken oder vorimprägniert, erfolgt ein Harzinfiltrations- oder ein Vernetzungsprozess.

⁷⁷vgl. EVANS 2001

⁷⁸www.coriolis-composites.com

Tabelle 2.2: Variation der Ablageradien bei einer Ablagebreite von 102 mm (BLOM⁷⁹)

Faserbandbreite	Minimaler Ablageradius
3,175 mm	635 mm
6,350 mm	1778 mm
12,700 mm	8890 mm

Die ersten kommerziellen Tapelegemaschinen waren Ende der 1970er Jahre verfügbar und wurden zuerst in der Luft- und Raumfahrt eingesetzt⁸⁰. Die zunehmende Weiterentwicklung der 2D-Faserablage (Automated Tape Laying) und der Faserwickeltechnologie von rotationssymmetrischen Werkzeugoberflächen führte zur AFP-Technologie, die sich besonders für großflächige und leicht gekrümmte Faserverbundbauteile wie z.B. für Flugzeugrümpfe oder -tragflächen eignet. Neue Anwendungsgebiete finden sich im Bereich von Windenergieanlagen zur Herstellung von Rotorblättern.

Fiber Patch Placement (FPP)

Das jüngst entwickelte Fiber Patch Placement (FPP) - Verfahren ist eine Preformfertigung, bei der Langfasern in Form von sogenannten Patches bzw. Faserplättchen ($60\text{ mm} \times 20\text{ mm} \times 0,085\text{ mm}$) automatisiert abgelegt werden, wobei Ablageradien nur stückweise linearisiert abbildbar sind. Die folgende kurze Beschreibung dieser innovativen Technologie basiert auf der Arbeit von MEYER⁸¹, die im Verbund der Firmen EADS Deutschland GmbH (heute: Airbus Group N.V.) und Manz AG entstanden ist und zusammen mit dem Lehrstuhl für Carbon Composites (LCC) der Technischen Universität München (TUM) weiterentwickelt wird. Bei diesem Verfahren wird ein bebindertes Tape, das aus gespreizten Rovings hergestellt wird, in kurze und gleiche Patches mit unidirektionaler Faserorientierung geschnitten. Diese werden optisch geprüft und bei erfüllten Qualitätsanforderungen anschließend über einen Saug- und Abblasmaechanismus nacheinander mit einer Pick & Place-Roboters an die entsprechende Stelle des beweglichen Ablegewerkzeugs platziert (siehe Abbildung 2.22). Im Stempel des Pick & Place-Roboters ist ein Heizsystem integriert, der den Binder im Patch aktiviert und damit ein Verkleben bei der Ablage sicherstellt.

Die Patches können auf eine 3D-Werkzeugoberfläche platziert werden, so dass eine höchst endkonturnahe Preform hergestellt werden kann. Damit entfällt der Prozessschritt um eine Preform-Umformung, mit der unerwünschte Drapierungseffekte einhergehen. Das vollautomatisierte Preforming-Verfahren erlaubt damit eine hohe Reproduzierbarkeit im Ablageprozess. Außerdem entstehen mit diesem Preforming-Konzept kaum

⁷⁹vgl. BLOM 2010

⁸⁰vgl. GRANT 2005

⁸¹vgl. MEYER 2008

Verschnittabfälle und verleiht dem Verfahren eine besonders hohe Wirtschaftlichkeit bei einer Ablagefläche von bis ungefähr $500\text{ mm} \times 500\text{ mm}$.

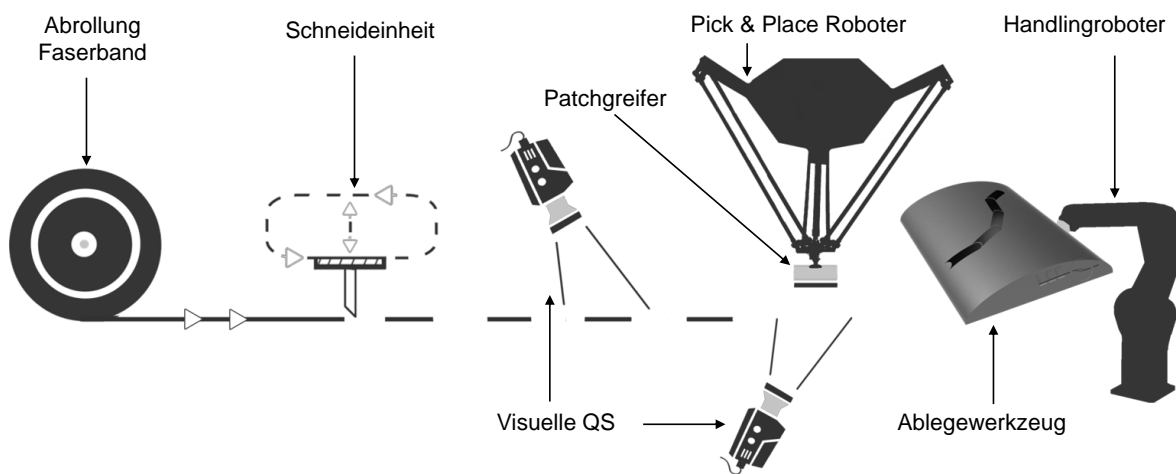


Abbildung 2.22: Prinzip der FPP-Technologie⁸²

Da keine Endlosfasern verarbeitet werden, ist ein bestimmter schichtweiser Legeplan einzuhalten, um eine hohe Steifigkeit und Festigkeit zu erreichen. MEYER⁸¹ weist darauf hin, dass die Patches von übereinander abgelegten Lagen in Richtung der längeren Patchabmessung um eine Mindestlänge, die sogenannte kritische Faserlänge L_{krit} , versetzt anzuordnen sind, um die Kräfte durch Schubspannungen von einem Patch zum nächsten Patch übertragen zu können (siehe Abbildung 2.23).

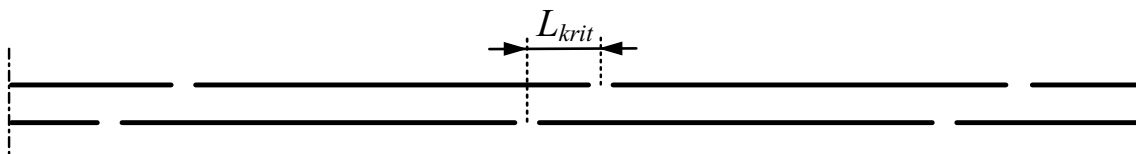


Abbildung 2.23: Schematische Schnittdarstellung einer zweilagigen FPP-Preform mit der Überlappungslänge L_{krit} (nach MEYER⁸¹)

Bei stark gekrümmten Kraftflussverläufen ist die Verwendung von langen Patches nicht optimal, da dessen Fasern unidirektional ausgerichtet sind und damit deren Faserichtung stark vom Kraftfluss abweichen kann. Die Patches können daher in ihrer maximalen Länge begrenzt werden. Zwar reduziert man damit die Wirtschaftlichkeit, aber es lassen sich potenzielle Verluste bezüglich des mechanischen Verhaltens vermeiden. Hintergrund ist der Festigkeitsverlust bei Winkelabweichung zwischen Faser- und Kraftflussrichtung (siehe Abschnitt 2.2.4.5). Bei zu kurzen Patches besteht noch die Gefahr, dass eine kritische Überlappungslänge unterschritten und damit die Festigkeit reduziert wird. Daher stellt die optimale Patchlänge stets eine Kompromisslösung dar.

⁸²vgl. MICHL und COQUEL 2014

Eine Restriktion des Ablageradius aus fertigungstechnischen Gründen für ebene oder leicht gekrümmte Ablegewerkzeuge wie z.B. bei den zuvor genannten Technologien TFP, MAG-KV, AFP oder Fiberforge existiert für dieses FPP-Verfahren nicht. Die Ablage erfolgt im Patchschwerpunkt entsprechend der Kurventangente gekrümmter Kraftflussverläufe, so dass ein polygonzugartiger Patchverlauf entsteht. Die Form der geschnittenen Patchkante hat einen großen Einfluss auf die Wandstärkenverteilung im Übergangsbereich. Während gerade Schnittkanten senkrecht zur Tapeführung lokale Wandstärkendopplungen bzw. Diskontinuitäten bei gekrümmter Ablage verursachen, bieten Patches mit halbrunder Kante ein besseres Ablagekonzept und damit eine homogenere Wandstärkenverteilung (siehe Abbildung 2.24). Dieser Aspekt funktioniert nur bis zu einem bestimmten Verdrehwinkel, dann entstehen erneut Wandstärkendopplungen, aber von geringem Ausmaß. Aus Anforderungsgründen an eine homogenere Wandstärkenverteilung kann ein Radius bei der Ablage berücksichtigt werden.

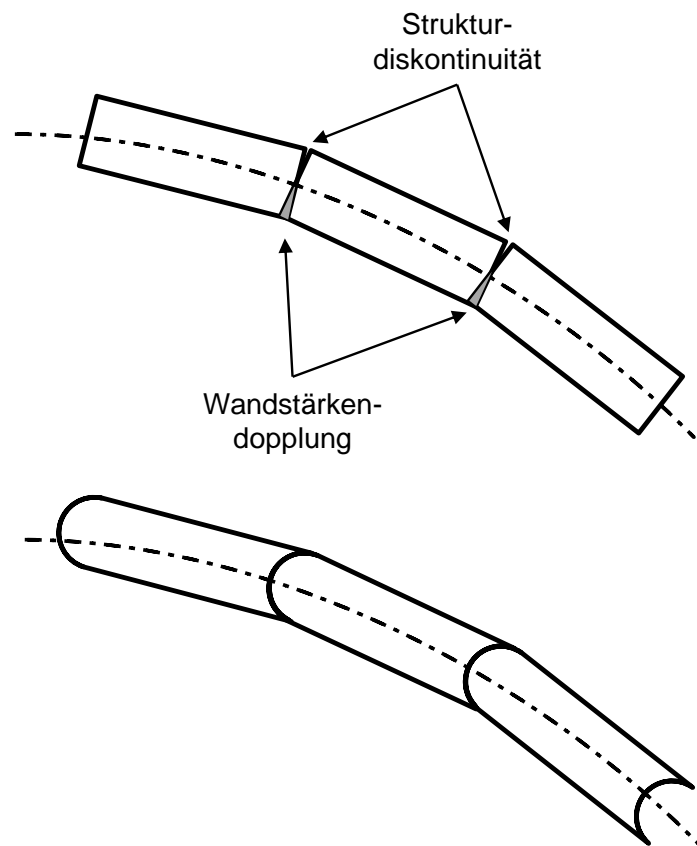


Abbildung 2.24: Patchübergänge mit gerader und halbrunder Patchkante bei gekrümmtem Kraftflussverlauf (nach MEYER⁸¹)

Trotzdem bietet das FPP-Verfahren eine so hohe Flexibilität in der Patchablage, dass Halbzeuge mit komplexer Geometrie nicht mehr manuell belegt werden müssen. Außerdem lassen sich mit dieser Technologie lokale Verstärkungen konventioneller Preforms durch Entfernen oder Hinzufügen von Patches realisieren. Die Abbildung 2.25 zeigt beispielhaft unterschiedliche Patchmuster, die von einer lokalen Lochverstärkung bis

zu einer gesamten Preform eines Fahrradsattels reichen. Bei der lokalen Lochverstärkung können die Patches bei großen Lochdurchmessern um die Aussparung abgelegt werden, während bei kleineren Lochdurchmessern beispielsweise das Patchmuster entsprechend der Abbildung 2.25a eingesetzt wird.

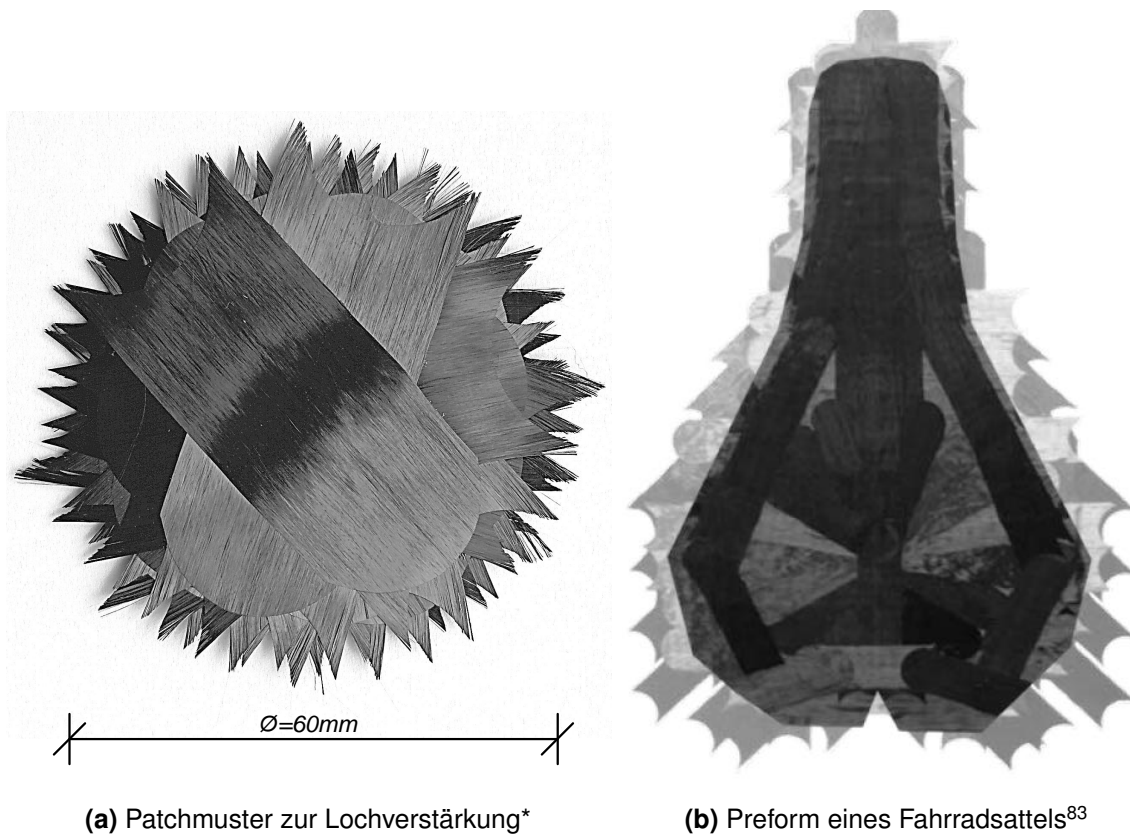


Abbildung 2.25: Beispiele von Preforms auf Basis der FPP-Technologie

(*Bildquelle: Mit freundlicher Genehmigung vom Lehrstuhl für Carbon Composites der Technischen Universität München)

2.2.4.7 Problematik bei der Sickenformgebung

Ein Beispiel der integrierenden Bauweise sieht vor, Sicken in Faserverbundlaminaten zu integrieren, um das Steifigkeitspotenzial zu erhöhen. Mit der Formgebung textilibasierter ebener Flächen ergeben sich jedoch bestimmte Problematiken. So wird bei den meisten automatisierten Verfahren zur Herstellung von textilen Halbzeugen, in der Regel ein ebenes Laminat aus mehreren Faserlagen, verarbeitet, das in einem weiteren Prozessschritt in eine finale 3D-Geometrie bzw. Sickenform drapiert wird. Bei diesem Drapierprozess, bei dem äußere Kräfte einwirken, können besonders bei stark doppelt gekrümmten Oberflächen und kleinen Radien lokale Änderungen in der

⁸³vgl. STEYER 2012

Faserorientierung oder Faltenbildungen im Laminat auftreten. Die Abbildung 2.26 zeigt am Beispiel eines quadratischen Gewebeausschnittes einen typischen Faserverzug durch Scherverformung. Das Drapierverhalten wird vom E-Modul in Hauptrichtungen des Verstärkungsmaterials und vom Schubmodul sowie von der Materialwandstärke beeinflusst, wobei E-Modul und Schubmodul von der Art der Faser und ihrer Verarbeitung (Gewebe/Gestrick/Geflecht/Gelege) abhängen⁸⁴.

Während die Strukturanalyse eine optimale Faserorientierung vorschlägt, kann die durch den Drapierprozess einhergehende veränderte Faserorientierung das Steifigkeits- und Festigkeitsverhalten deutlich beeinflussen. Wie in Abschnitt 2.2.4.5 beschrieben, führt bereits eine geringe Abweichung zwischen Kraftfluss und Faserorientierung zu einem Abfall in den mechanischen Eigenschaften. Berechnungsmethoden wie z.B. die kinematische Methode oder FE-Methode erlauben eine Vorhersage der Faserorientierung nach der Drapierung, die konsequenterweise in der darauffolgenden Strukturanalyse zu berücksichtigen ist. Bei Verfehlung der strukturellen Anforderungen sind Änderungen z.B. in der Faserorientierung und im Laminataufbau erforderlich, an dessen Prozess eine erneute Prozess- und Strukturanalyse folgen. Diese Schleife wird solange durchgeführt, bis ein fertigungs- und anforderungsgerechtes Laminat entsteht.

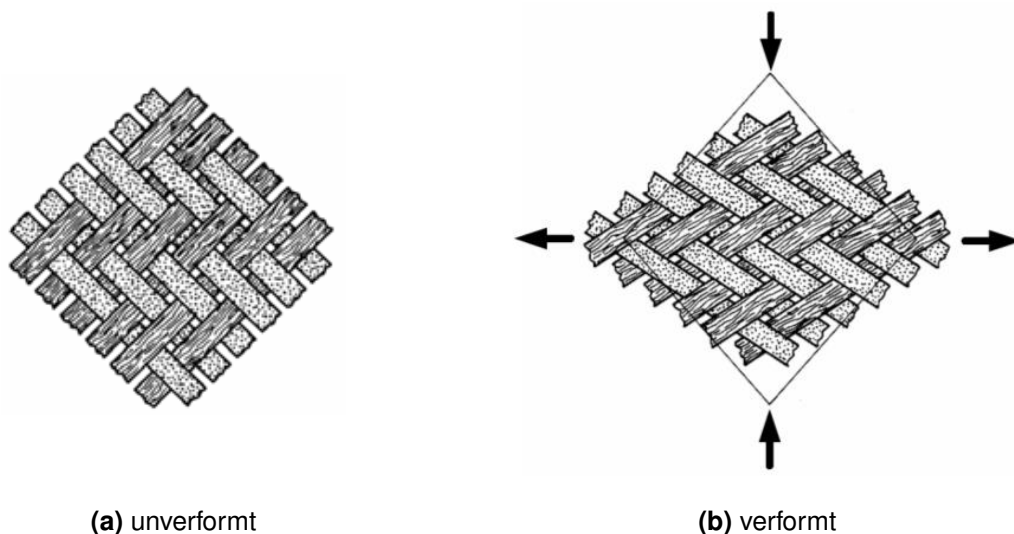


Abbildung 2.26: Scherverformung eines Köpergewebes⁸⁵

Auch bei der Weiterverarbeitung von ebenen Laminaten mit richtungsvariabler Faserorientierung entstehen überwiegend Drapiereffekte. Eine Sonderstellung haben die AFP- und FPP-Technologie, die eine Faserablage auf gekrümmte Oberflächen ermöglichen. Während bei AFP die Fasern hauptsächlich auf leicht gekrümmten Strukturen abgelegt werden, kann FPP eine Geometrie mit größeren Krümmungsbereichen so belegen, dass eine höchst endkonturnahe richtungsvariable Faserbelegung erreicht wird. Des-

⁸⁴vgl. ERMANNI 2007

⁸⁵vgl. SCHÜRMANN 2007, S.61

halb bietet FPP die Möglichkeit, drapierfreie Sickengeometrien in ihrer Nutzung als Leitstützstruktur in Gesamtstrukturen herzustellen.

Mit dem FPP-Verfahren gibt es jedoch eine Fertigungsrestriktion, die die Sickenquerschnittsgestaltung beeinflussen kann. Bei dem am Pick & Place-Roboters befestigten Stempel wird ein Schaumstoff verwendet, so dass dieser sich an die Form des Ablagewerkzeugs anpassen kann. Je nach Krümmungsrichtung ergeben sich unterschiedliche Restriktionen für eine vollständige Anpressung der Patches auf das Ablagewerkzeug. Eine vollflächige Patchablage ist bei Sickenquerschnitten mit der aus Robotersicht konvexer Bauteilgeometrie ab einem Radius von 1 mm und mit einem Flankenwinkel bis zu 45° möglich (siehe Abbildung 2.27).

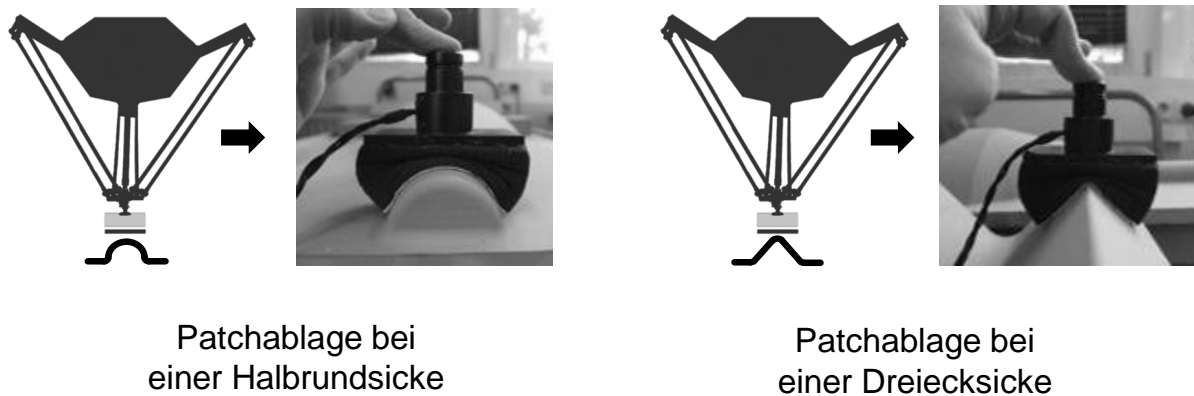


Abbildung 2.27: Konvexe Patchablage am Beispiel einer Halbrund- und Dreiecksicke
(Bildquelle: Mit freundlicher Genehmigung der Airbus Group N.V.)

Bei konkaver Bauteilgeometrie sind die Ablegeradien höher, ansonsten entsteht wie bei der AFP-Technologie ein Bridging-Effekt (siehe Abbildung 2.28). Dabei findet in der Patchmitte kein Kontakt statt, so dass es konsequenterweise zu einer Abweichung von der finalen Geometrie führt. Gerade bei AFP werden derzeit Validierungen des Bridging-Effekts durchgeführt, um diesen Effekt beherrschbar zu machen⁸⁶. Bei der Patchablage mit dem Stempel besteht sogar die Gefahr, dass die bereits abgelegten Fasern bei der Ablage neuer Patches beschädigt oder verschoben werden.

Ein weiterer Aspekt in der Anwendung von Technologien mit richtungsvariabler Faserablage besteht darin, dass infolge von fertigungstechnischen Mindeststradien keine Faserablage entlang von stark gekrümmten Trajektorien bzw. Sickenverläufen möglich ist. Bei kontinuierlicher Faserlage nehmen die Mindeststradien zu, je breiter der Faseroving bzw. das Faserband wird. Während für die kontinuierliche Faserablage diese fertigungstechnischen Mindeststradien bekannt sind, gibt es für die diskontinuierliche Faserablage wie z.B. bei FPP oder Fiberforge keine konkreten Angaben. Im letzteren

⁸⁶vgl. LICHTINGER et al. 2013

Fall entstehen bei stark gekrümmten Lastpfaden und bestimmter Patchgröße lokal ungünstige Faserdopplungen und Strukturdiskontinuitäten.

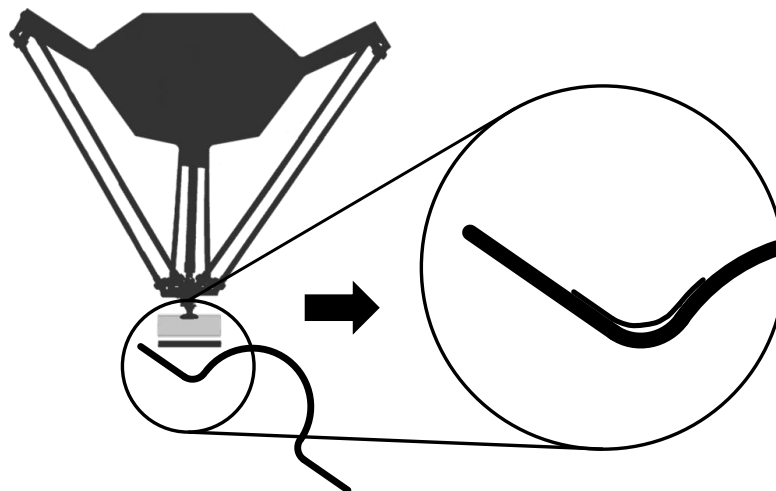


Abbildung 2.28: Bridging-Effekt bei der Patchablage auf einer stark gekrümmten konkaven Werkzeugoberfläche (Eigene Darstellung)

2.3 Rechnergestützte Analyse und Optimierung

Die rechnergestützte Analyse und Optimierung hat sich in den letzten Jahrzehnten parallel zur rasanten Entwicklung immer leistungsfähigerer Computer zunehmend weiterentwickelt und prägt den heutigen Produktentstehungsprozess und insbesondere die Entwicklung innovativer Leichtbauprodukte. Ihr Potenzial zur Kosten- und Zeitersparnis ist der Schlüssel zur Steigerung der Wettbewerbsfähigkeit. Dadurch lässt sich die Zeitspanne von der Produktidee bis zum Prototypen erheblich verkürzen. Ein wesentliches Merkmal der rechnergestützten Analyse ist die Auslegung und Bewertung des Bauteil- bzw. Systemverhaltens sowie des Herstellungsprozesses mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode, die im nächsten Abschnitt vorgestellt wird. Eine Beschreibung des Drapier- und Infiltrationsprozesses als Prozessanalyse bei textilbasierten Technologien wird im Rahmen dieses Kapitels vernachlässigt, da sie für diese Arbeit keine Rolle spielt. Der Fokus der Prozessanalyse liegt in der Umformung von Blechbauteilen, da dieser Aspekt für das Verständnis des Hauptteils dieser Arbeit beiträgt.

2.3.1 Finite-Elemente-Methode (FEM)

Die Finite-Elemente-Methode ist ein numerisches Verfahren zur Näherungslösung von natur- und ingenieurwissenschaftlichen Fragestellungen. Deren theoretischen Grundlagen wurden seit Beginn des 20. Jahrhunderts vor allem von RAYLEIGH⁸⁷, RITZ⁸⁸,

⁸⁷John William Strutt, 3. Baron RAYLEIGH, englischer Physiker, 1842-1919

⁸⁸Walter RITZ, schweizer Mathematiker und Physiker, 1878-1909

GALERKIN⁸⁹, COURANT⁹⁰, ZIENKIEWICZ⁹¹ entwickelt. Im Kontext der zunehmenden rechnergestützten Entwicklung seit Mitte des letzten Jahrhunderts hat sich diese Methode stetig weiterentwickelt. Die FEM hat sich als Standardwerkzeug zur simulativen Analyse und Auslegung von isotropen und anisotropen Bauteilstrukturen in verschiedenen Bereichen wie z.B. Luft- und Raumfahrt, Bauwesen, Anlagen- und Maschinenbau, Fahrzeugbau, Rennsport, Windenergieanlagen oder Medizintechnik durchgesetzt. Die dabei zu lösenden Fragestellungen können z.B. aus den Bereichen der Statik, Stabilität, Dynamik, Akustik, Temperatur, Strömung oder Crash sein, deren einzelne Bereiche auch kombiniert als gekoppelte Probleme (z.B. elektromagnetisch, thermomechanisch) behandelt werden können. Dieses breite Spektrum der Anwendungen sowie die relativ kostengünstige Softwareanschaffung bzw. Beauftragung von Berechnungsdienstleistern haben dazu geführt, dass sich die FEM als Alternative oder zumindest als Ergänzung zu experimentellen Untersuchungen durchgesetzt hat und sich dadurch teure Prototypen und Versuchsprüfstände reduzieren oder sogar vermeiden lassen. Produktideen, insbesondere innovative Leichtbaulösungen in Multi-Material-Design Bauweise, können mittels FEM-basierter Simulationen in der frühen Phase der Produktentwicklung ausreichend untersucht werden, so dass die Ergebnisse als Entscheidungsgrundlage für die weiteren Schritte im Produktentstehungsprozess dienen können. Damit erlaubt die FEM vor allem auf sich schnell veränderliche Anforderungen flexibel reagieren zu können. Für eine Vertiefung der theoretischen Hintergründe und Grundlagen zu FEM wird auf das sehr umfangreiche Standardwerk von BATHE⁹² verwiesen.

Prinzip der FEM

Das Prinzip der FEM besteht in der Näherungslösung von partiellen Differentialgleichungen, die das Verhalten von Gesamtstrukturen mathematisch beschreiben. Voraussetzung für die numerische Lösung der Problemstellung ist die Zahl der zu berechnenden Freiheitsgrade auf eine endliche Zahl zu reduzieren. Dies erfordert eine Zerlegung der Geometrie in kleine Bereiche, die als finite Elemente bezeichnet werden. Diese Zerlegung wird auch als Diskretisierung oder Vernetzung bezeichnet, das im Rahmen der Modellierung der Problemstellung (Pre-Processing) stattfindet (siehe Abbildung 2.29). Je nach Geometrieform und deren Idealisierung können dabei 1D-, 2D- oder 3D-Elemente für die Diskretisierung der CAD-Geometrie verwendet werden, wobei zusätzliche Eigenschaften wie z.B. Wandstärke, Material, Faserorientierung zu berücksichtigen sind. Im Fall der Modellierung einer richtungsvariablen Endlosfaser auf der Makroskala ist keine kontinuierliche Faserkrümmung realisierbar, sondern nur über eine stückweise linearisierte Abbildung möglich. Da die finiten Elemente über ihre Elementknoten miteinander

⁸⁹Boris Grigorjewitsch GALJORKIN, sowjetischer Ingenieur und Mathematiker, 1871-1945

⁹⁰Richard COURANT, deutsch-amerikanischer Mathematiker, 1888-1972

⁹¹Olgierd Cecil ZIENKIEWICZ, polnisch-britischer Mathematiker und Bauingenieur, 1921-2009

⁹²vgl. BATHE 2002

verbunden sind, lässt sich ein Gleichungssystem aufstellen. Die Knoten stellen dabei die Orte dar, an denen die Gleichungen numerisch gelöst werden.

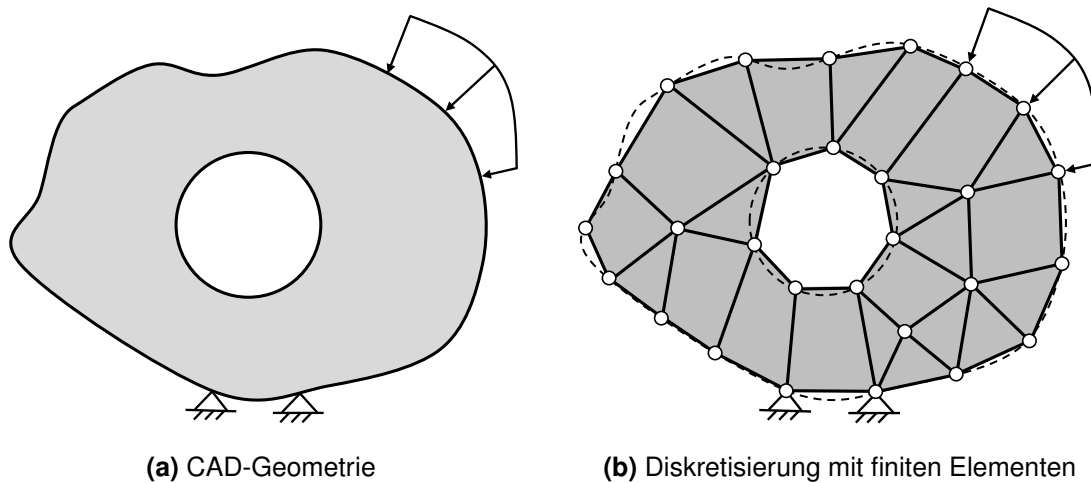


Abbildung 2.29: Prinzip der Diskretisierung einer CAD-Geometrie
(Eigene Darstellung in Anlehnung an BATHE⁹²)

Im Folgenden wird in Anlehnung an die Literatur von BATHE⁹², FISH und BELYTSCHKO^{93,94} die Herleitung dieses Gleichungssystem hergeleitet sowie dessen Lösungsansätze kurz vorgestellt:

Ausgangspunkt für die Herleitung des Gleichungssystems ist die lokale Impulsbilanz (Impulserhaltungssatz oder Kräftegleichgewicht):

$$\rho \mathbf{b} + \nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} = \rho \ddot{\mathbf{u}} \quad (2.16)$$

Im Weiteren erfolgt die Herleitung für ein statisches Gleichgewicht ohne dynamische Trägheitskräfte, so dass die lokale Impulsbilanz folgende Form annimmt:

$$\rho \mathbf{b} + \nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} = \mathbf{0} \quad (2.17)$$

Durch Einsetzen der konstitutiven Gleichung $\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C}\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{C}\nabla_s \mathbf{u}$ in die Gleichung 2.17 wird ersichtlich, dass zur Bestimmung der Verschiebungen eine partielle Differentialgleichung zweiter Ordnung zu lösen ist. Eine analytische Lösung der Verschiebungen \mathbf{u} gelingt lediglich für akademische Beispiele und zeigt die Notwendigkeit einer numerischen Näherungslösung mit der FEM. Dazu wird die lokale Impulsbilanz zunächst von der lokalen Form (*starke Formulierung*) in die integrale Form (*schwache Formulierung*) mit Hilfe des Prinzips der virtuellen Verschiebungen überführt. Dabei erfolgt eine Integration der lokalen Impulsbilanz über das Gebiet Ω und der statischen Randbedingungen

⁹³vgl. FISH und BELYTSCHKO 2007

⁹⁴vgl. BATHE 2002

(Cauchy-Theorem: $\boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n} = \bar{\mathbf{t}}$) über den Gebietsrand $\Gamma_{\bar{\mathbf{t}}}$ sowie eine Multiplikation mit einer virtuellen Verschiebung $\delta \mathbf{u}$, so dass eine Addition und Umformung der Integralterme zur schwachen Formulierung der Impulsbilanz führen:

$$\int_{\Omega} \delta \mathbf{u} \cdot \rho \mathbf{b} \, dV + \int_{\Gamma_{\bar{\mathbf{t}}}} \delta \mathbf{u} \cdot \bar{\mathbf{t}} \, dA - \int_{\Omega} \delta \mathbf{u} \cdot \nabla_s \mathbf{C} \nabla_s \mathbf{u} \, dV = 0 \quad (2.18)$$

Die virtuelle Verschiebung kann zwar beliebig sein, genügt aber geometrischen Bedingungen, wonach die virtuelle Verschiebung mit vorgegebenen Verschiebungen auf dem Gebietsrand Null ist. Die integrale Form beinhaltet schwächere Anforderungen an die Lösung der Verschiebung \mathbf{u} , die nur noch ein- statt zweimal stetig differenzierbar ist. Mit der Diskretisierung der Geometrie erfolgt eine elementweise Formulierung und Approximation der Verschiebung \mathbf{u}^e durch die Anwendung einer Formfunktion $\mathbf{N}(x, y, z)$ auf die elementabhängigen Knotenverschiebungen \mathbf{d}^e :

$$\mathbf{u}^e(x, y, z) \approx \mathbf{N}^e(x, y, z) \mathbf{d}^e \quad (2.19)$$

Die Formfunktionen bestehen in der Regel auf linearen oder quadratischen polynomialen Ansätzen, deren symmetrischer Gradient $\nabla_s \mathbf{N}^e(x, y, z)$ in Form von $\mathbf{B}^e(x, y, z)$ bezeichnet wird. Damit lässt sich die schwache Formulierung wie folgt darstellen:

$$\sum_{e=1}^n \left\{ \int_{\Omega^e} \mathbf{N}^e \delta \mathbf{u}^e \cdot \rho \mathbf{b} \, dV + \int_{\Gamma_{\bar{\mathbf{t}}}^e} \mathbf{N}^e \delta \mathbf{u}^e \cdot \bar{\mathbf{t}} \, dA - \int_{\Omega^e} \mathbf{B}^e \delta \mathbf{u}^e \cdot \mathbf{C}^e \cdot \mathbf{B}^e \mathbf{d}^e \, dV \right\} = 0 \quad (2.20)$$

Mit der Forderung der Kompatibilität der Verschiebungen benachbarter Elemente lässt sich die Gebietszerlegung miteinander verknüpfen, so dass mit

$$\mathbf{d}^e = \mathbf{L}^e \mathbf{d} \quad (2.21)$$

ein Zusammenhang zwischen elementabhängigen und systemabhängigen Verschiebungskomponenten entsteht. Mit dem Ausklammern der virtuellen Verschiebung entsteht das numerisch zu lösende Gleichungssystem:

$$\delta \mathbf{u}^T \cdot \left[\sum_{e=1}^n \left(\underbrace{\mathbf{L}^{e,T} \int_{\Omega^e} \rho \mathbf{N}^{e,T} \mathbf{b} \, dV + \mathbf{L}^{e,T} \int_{\Gamma_{\bar{\mathbf{t}}}^e} \mathbf{N}^{e,T} \bar{\mathbf{t}} \, dA}_{\text{Kraftvektor } \mathbf{F}} - \underbrace{\mathbf{L}^{e,T} \int_{\Omega^e} \mathbf{B}^{e,T} \cdot \mathbf{C}^e \cdot \mathbf{B}^e \, dV}_{\text{Steifigkeitsmatrix } \mathbf{K}} \mathbf{L}^e \mathbf{d} \right) \right] = 0 \quad (2.22)$$

In kompakter Form kann das Gleichungssystem wie folgt dargestellt werden:

$$\mathbf{K} \mathbf{d} = \mathbf{F} \quad (2.23)$$

Solche linearen Gleichungssysteme lassen sich entweder direkt z.B. durch das Gauss-Legendre-Verfahren oder indirekt z.B. durch das konjugierte Gradientenverfahren lösen.

Die Lösung einer nichtlinearen Problemstellung lässt sich entweder mit einem expliziten oder impliziten Ansatz bestimmen. Beim impliziten Verfahren werden die nichtlinearen statischen Gleichgewichtsbedingungen iterativ mit einem linearen Ansatz gelöst. Bei feiner Diskretisierung führen sie zu hohem Rechen- und Speicheraufwand, da zu jedem Zeitschritt die gesamte Steifigkeitsmatrix invertiert werden muss. Die Berechnungszeiten erhöhen sich mit zunehmender Elementzahl fast im Quadrat. Mit der Wahl eines expliziten Verfahrens wird der Prozess als ein dynamisches Problem behandelt, bei dem die nichtlinearen dynamischen Grundgleichungen durch sehr kleine Zeitschritte gelöst werden. Diese Verfahren sind bei sehr geringen Zeitschritten stabil und erfordern geringe Rechenzeiten je Zeitschritt, da die Steifigkeitsmatrix nicht invertiert werden muss. Die explizite Methode ist im Vergleich zur impliziten Methode besonders im Bereich der Kurzzeitmechanik, wie z.B. bei Crash- oder Fallversuchen, sowie bei extremer Nichtlinearität infolge Kontakt, starken Dehnungen oder Verschiebungen, effizient.

Nach der Berechnung (Processing) erfolgt das Post-Processing, d.h. Visualisierung, Kontrolle und Interpretation der Ergebnisse. Die Visualisierung lässt sich in Form von Kurvenverläufen, Falschfarbenbildern oder Animationen darstellen. Bei einer typischen Steifigkeits- oder Festigkeitsberechnung liefert der Solver z.B. Spannungs-, Deformations- und Dehnungswerte als Falschfarbenbilder. Damit lassen sich die Ergebnisse kontrollieren und auswerten, so dass ggf. weitere Maßnahmen getroffen werden können, um den sich stetig verändernden Anforderungen und Bedingungen im Produktentstehungsprozess gerecht zu werden.

2.3.2 FE-basierte Trajektorien

Mit der Berechnung von Trajektorien in Gesamtstrukturen können verschiedene Aspekte im Entwicklungsprozess berücksichtigt werden. Zum einen tragen sie zum Verständnis vom Tragverhalten bei und zum anderen dienen sie besonders bei richtungsvariablen Technologien als Grundlage bei der Überführung von Ablagemustern in Maschinendaten für die Produktion. Ausgangslage sind Vektorfelder mit diskreten Daten über Lage, Wert und Richtung der Feldgröße. Im strukturmechanischen Bereich stellt beispielsweise ein berechneter Hauptspannungszustand ein Vektorfeld dar, bei dem die Hauptspannungsrichtungen die vektoriellen Größen darstellen (siehe Anhang A.1). FE-basierte Post-Processoren bieten in der Regel bei der strukturmechanischen Auswertung die pfeilbasierte Vektordarstellung an, während eine Vielzahl an mathematischer Software wie z.B. Matlab, Tecplot oder Maple sowohl die pfeilbasierte als auch die linienbasierte Darstellung zur Visualisierung bereitstellen. Mit den diskreten Werten können Trajektorien durch Polygonzüge approximiert werden.

Eine Möglichkeit zur Berechnung von Polygonzügen besteht in der Lösung des Anfangs-

wertproblems gewöhnlicher Differentialgleichungen:

$$\dot{\boldsymbol{x}} = f(t, \boldsymbol{x}) \quad \text{mit} \quad \boldsymbol{x}(t_0) = \boldsymbol{x}_0 \quad (2.24)$$

Dabei erfolgt in der Regel eine numerische Lösung mit Hilfe von Einschritt- oder Mehrschrittverfahren, bei der eine Approximation der DGL durch eine Diskretisierung stattfindet. Während Einschrittverfahren Informationen nur von einem Punkt verwenden, nutzen Mehrschrittverfahren Information aus den zuvor bereits errechneten Punkten. Das einfachste Einschrittverfahren ist das EULER'sche Polygonzugverfahren, bei dem sich der nächste Punkt des Polygonzugs aus dem Anfangswert sowie aus dem multiplikativen Term aus einer Schrittweite und der Funktionsableitung zusammensetzt:

$$\boldsymbol{x}_{n+1} = \boldsymbol{x}_n + s \dot{\boldsymbol{x}}_n, \quad n = 0, 1, 2, \dots \quad (2.25)$$

Die Abbildung 2.30 zeigt schematisch die Trajektorie als Polygonzug. Je kleiner die Schrittweite gewählt wird, desto genauer sind zwar die approximierten Werte des Polygonzugs, allerdings erhöht sich dadurch der Rechenaufwand. LEGRAND et al.⁹⁵ verwendet z.B. das Runge-Kutta-Verfahren vierter Ordnung als Mehrschrittverfahren, um spannungsbasierte Faserverläufe zu bestimmen.

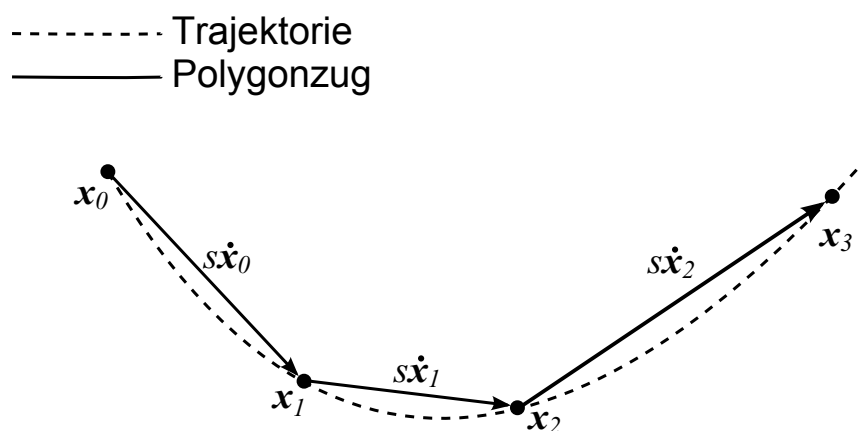


Abbildung 2.30: Approximation einer Trajektorie als Polygonzug

In der Arbeit von HÖRMANN⁹⁶ wird ein *Algorithmus zur Findung von Trajektorien (ALFIT)* vorgestellt. Dabei wird das Prinzip des Mehrschrittverfahrens auf Basis eines mit FEM berechneten Vektorfeldes herangezogen, bei dem die Schrittweite adaptiv bestimmt wird (siehe Abbildung 2.31).

⁹⁵vgl. LEGRAND et al. 2006

⁹⁶vgl. HÖRMANN 2006

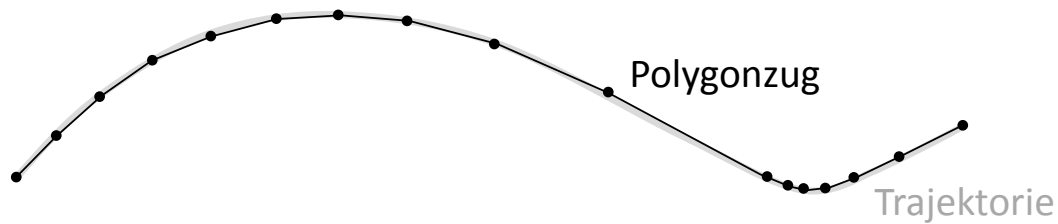


Abbildung 2.31: Approximation der Trajektorie durch ein Polygonzug mit adaptiver Schrittweite (nach HÖRMANN⁹⁶)

Die Spannungsinformationen innerhalb im Element werden durch eine Interpolation der Knotenwerte mit einer bilinearen Ansatzfunktion bestimmt, um damit den örtlichen Hauptspannungszustand zu ermitteln. Bei der Berechnung der Schrittweite fließt u.a. die Richtungsänderung und Änderung der Hauptspannungen von aufeinanderfolgenden Punkten sowie der örtliche Diskretisierungsgrad ein. Daher sind mit diesem Ansatz Richtungsänderungen der Trajektorie innerhalb von finiten Elementen möglich, so dass exakte Trajektorien genauer approximiert werden können. Grundlage zum Abrufen der Spannungsinformation ist die Kenntnis, in welchem Element sich der Trajektorienpunkt befindet. Diese Standortbestimmung löst HÖRMANN mit Hilfe eines geometrischen Kriteriums, indem ausgehend vom Trajektorienpunkt Winkelmaße ermittelt werden und deren Summe das Ergebnis liefert, ob sich der Trajektorienpunkt innerhalb oder außerhalb des Elementes befindet (siehe Abbildung 2.32). Während bei Viereckelementen die Winkelsumme von 360° überprüft wird, ist bei Dreieckelementen die Winkelsumme von 180° heranzuziehen.

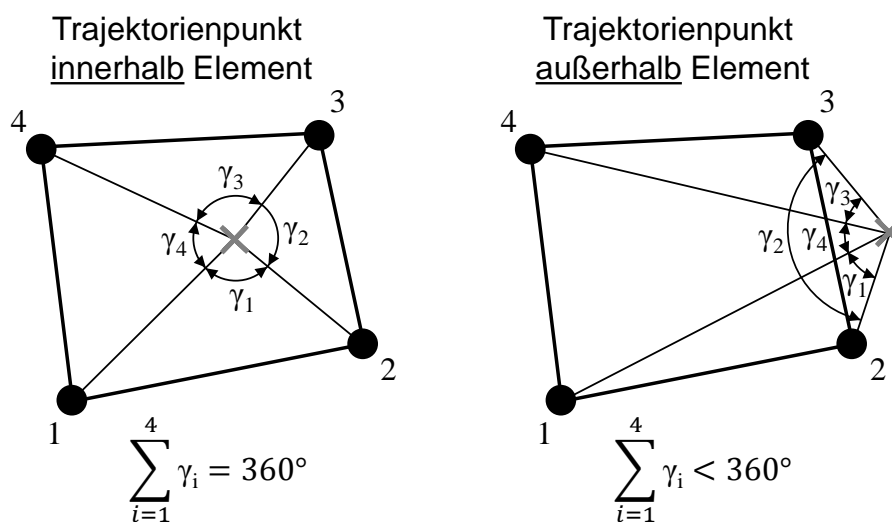


Abbildung 2.32: Überprüfung der Elementzugehörigkeit eines Knoten am Beispiel eines Viereckelements (nach HÖRMANN⁹⁶)

Zusätzlich sind Abbruchkriterien z.B. für stagnierende oder geschlossene Trajektorien sowie bei Erreichen der Gebietsberandung berücksichtigt. Bei der Beeinflussung der berechneten Trajektorien weist HÖRMANN auf die Berechnung eines Krümmungsmaßes

hin, das durch die Winkeländerung von zwei aufeinander folgenden Linienabschnitten des Polygonzuges ausgedrückt werden kann.

Im Vergleich zu diesem adaptiven Verfahren schlägt MOLDENHAUER⁹⁷ einen integrierenden Ansatz vor, bei dem die Schrittweite des Polygonzuges nur vom Diskretisierungsgrad abhängt:

Dieses Prinzip von MOLDENHAUER⁹⁷ wird anhand der Abbildung 2.33 beschrieben, die die Richtungsvektoren im Elementmittelpunkt und einen auf Basis eines Integrationschemas berechneten Polygonzug zeigt. Ausgehend von Randpunkt a wird eine Punktsteigungsform mit der Hauptspannungsrichtung als Steigung m im Element aufgestellt, während die Elementkanten AB, AD, DC über die Zweipunktform gebildet werden. Mit der Berechnung des Schnittpunktes, der sich auf einer von den drei Elementkanten befindet, lässt sich der Punkt b des ersten Linienabschnittes bestimmen. Mit der Wiederholung dieses Berechnungsprinzips entsteht ein Polygonzug. Mit beiden berechneten Hauptspannungsrichtungen können Polygonzüge ermittelt werden. Relevante Abbruchkriterien wie z.B. Stagnation am Strukturrand werden unterstützt.

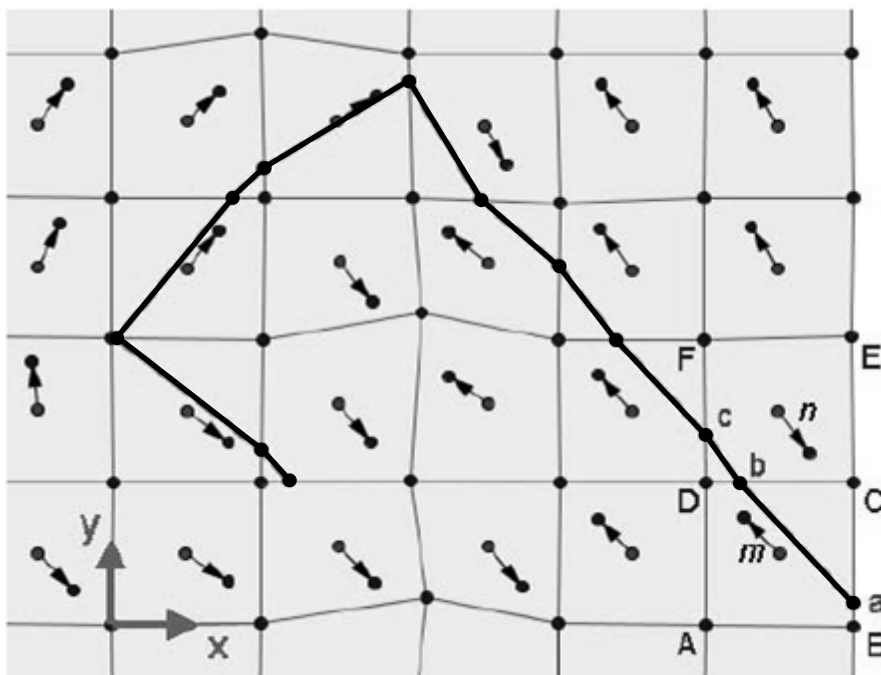


Abbildung 2.33: Integrationsschema anhand einer Scheibenidealisierung⁹⁷

Die Programme CAIOShell und CAIOLoadpath als Eigenentwicklung von MOLDENHAUER⁹⁸ können mit kommerzieller FEM- und Graphik-Software so kombiniert werden, dass optimierte Faserplatzierungen und deren Visualisierung in ebenen oder räumlich gekrümmten Schalen ermöglicht werden. Während CAIOShell die Integration von Hauptspannungsrichtungen berücksichtigt, erlaubt CAIOLoadpath die Berechnung von

⁹⁷vgl. MOLDENHAUER 2011

⁹⁸vgl. DIPL.-ING. H. MOLDENHAUER GMBH 2014

Kraftflüssen durch Integration von Lastrichtungen nach der Lastpfad-Methode von KELLY und ELSLEY⁹⁹. Vergleichbare Funktionalitäten bietet auch das AOPS-Programm (Advanced Optimization for Principal Stress), das sich auf die Optimierung von TFP-Leitstützstrukturen spezialisiert hat. Die Qualität der approximierten Trajektorie lässt sich durch eine geringere Elementkantenlänge erreichen, erhöht aber gleichzeitig die Rechenzeit.

2.3.3 Umformsimulation

Die FE-basierte Prozessanalyse der Blechumformung hat sich im industriellen Umfeld erfolgreich durchgesetzt¹⁰⁰. Während früher noch die Herstellung von umgeformten Bauteilen lediglich durch Vorversuche und langjährige Erfahrung stattfand, lässt sich mittlerweile die Umformsimulation in verschiedenen Produktentstehungsphasen einsetzen. Hierfür stehen inverse und inkrementelle Verfahren zur Verfügung, die im Folgenden näher beschrieben werden.

Inverse Umformsimulation

Die inverse Umformsimulation (engl. one-step inverse analysis) stellt ein Einschrittverfahren dar, d.h. es werden nur zwei Zustände betrachtet, zu denen die Geometrie des umgeformten Bauteils und die dazugehörige Blechplatte zählen^{101,102}. Eine FE-Modellierung der Werkzeuge (Stempel, Niederhalter und Formmatrize) wird dabei nicht berücksichtigt. Dadurch wird der Umformprozess nur mit einer vereinfachten FE-Modellierung realisiert. Da keine Kontaktbedingungen existieren, wird auch der Reibungseinfluss zwischen Werkzeug und Werkstück über einen konstanten Reibungskoeffizienten vereinfacht angenommen. Niederhalterkräfte und Ziehsicken werden durch aufgebrachte Kräfte modelliert.

Das inverse Prinzip basiert auf einer Umkehrung des Verformungsweges. Dabei erfolgt eine Projektion der Elementknoten der verformten Lage auf die unverformte Lage (siehe Abbildung 2.34). Die Koordinaten der projizierten Elementknoten werden innerhalb der unverformten Fläche iterativ solange variiert, bis ein Gleichgewichtszustand erreicht ist. Infolge der Änderung der Elementkantenlängen, lässt sich der gesuchte Spannungs- und Dehnungszustand im verformten Zustand bestimmen.

Zur Bewertung der Umformergebnisse wird das Grenzformänderungsschaubild (siehe Abbildung 2.11) herangezogen. Die Funktionalität dieser inversen Umformung bieten bereits viele kommerzielle Tools, wie z.B. HyperForm, AutoForm, PAM-STAMP 2G,

⁹⁹vgl. KELLY und ELSLEY 1995

¹⁰⁰vgl. TEKKAYA 1998

¹⁰¹vgl. GUO et al. 1990

¹⁰²vgl. GUO et al. 2000

LS-Dyna oder FastForm, an. Die Form der Blechplatte kann entweder planar oder auch räumlich gekrümmt sein, wobei letztere eine Modellierung erfordert und vom Funktionsumfang der Software abhängt. Die Abbildung 2.35 zeigt links eine Napfgeometrie als FE-Modell und rechts deren projizierte Lage. Im Vergleich zur inkrementellen Umformsimulation (siehe nächster Abschnitt) ist die Ergebnisqualität unter bestimmten Bedingungen wie z.B. im Fall eines dominierenden Reibungseinflusses geringer. Bei umgeformten Sickenquerschnitten in einem einzigen Umformschritt überwiegt jedoch der Geometrieinfluss im Vergleich zum Reibungseinfluss, so dass die Anwendbarkeit der inversen Simulation zulässig ist.

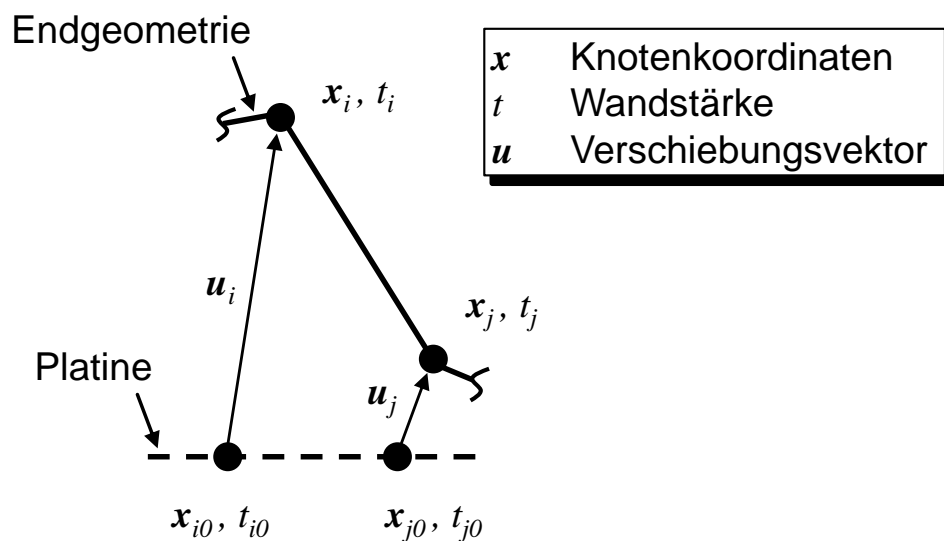


Abbildung 2.34: Prinzip der inversen Simulation (nach Guo¹⁰¹)

Mit dem inversen Verfahren können bereits im Designstadium Machbarkeit- und Konzeptanalysen sowie Materialplanungen effizient realisiert werden. Dadurch lassen sich bereits in der frühen Phase der Produktentstehung Entwicklungskosten und -zeiten wesentlich reduzieren.

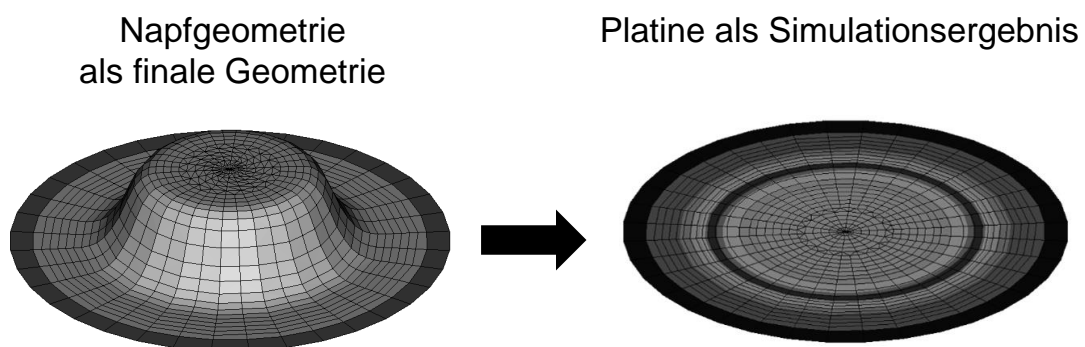


Abbildung 2.35: FE-Modell zur inversen Umformsimulation am Beispiel eines Napfes¹⁰³

¹⁰³vgl. ALBERS et al. 2010

Inkrementelle Umformsimulation

Mit dem Einsatz inkrementeller Umformsimulationen lässt sich sowohl die Bauteilherstellung überprüfen als auch eine Werkzeug- und Prozessauslegung durchführen. Damit lassen sich Kosten und Zeit einsparen und die Zuverlässigkeit bei der Bauteil- und Werkzeugentwicklung wird verbessert¹⁰⁴. Im Vergleich zum Einschrittverfahren erfolgt der inkrementelle Umformprozess von der unverformten Platine zum umgeformten Werkstück. Dabei sind die gesamten Werkzeuge, d.h. Stempel, Niederhalter und Formmatrize einschließlich der Kontaktbedingungen, Reibung und Prozessgeschwindigkeit zu modellieren. Für die inkrementelle Berechnung werden implizite oder explizite Verfahren eingesetzt, deren Funktionsweisen im Abschnitt 2.3.1 beschrieben sind. Die Abbildung 2.36 zeigt beispielhaft die modellierten Werkzeuggeometrien als FE-Modell und die daraus resultierende Napfgeometrie. Inkrementelle Verfahren führen zwar zu längeren Berechnungszeiten als bei den zuvor beschriebenen vereinfachten Verfahren, dafür sind die Umformergebnisse von besserer Qualität¹⁰⁵.

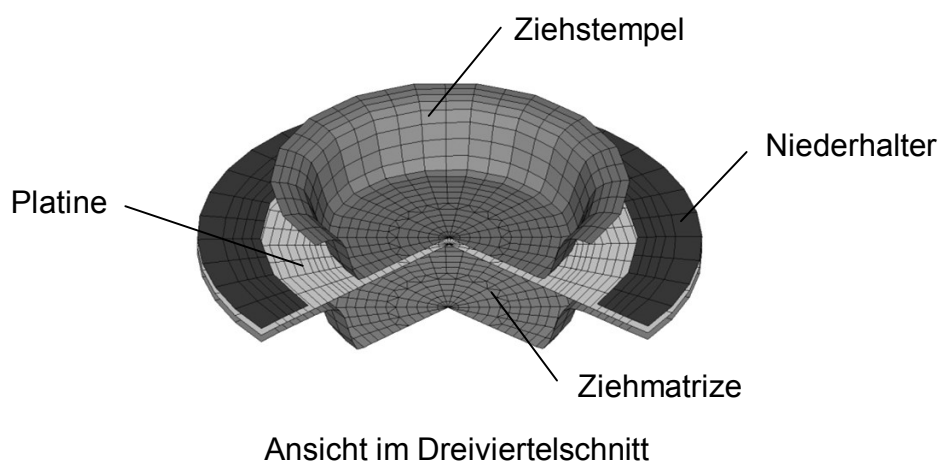


Abbildung 2.36: FE-Modell zur inkrementellen Umformsimulation am Beispiel einer Napfgeometrie (Eigene Darstellung in Anlehnung an PATIL und TATED¹⁰⁶)

Zusätzlich zur Bewertung der berechneten Spannungen und Dehnungen sowie Riss- und Faltenbildung mit Hilfe des Grenzformänderungsschaubilds lässt sich die Rückfederung simulieren. Gerade die Rückfederung, die bei der Entnahme der umgeformten Platine aus der Presse infolge Relaxation der elastischen Spannungen auftritt, spielt für die Maßhaltigkeit des Bauteils eine entscheidende Rolle. Nur durch die Modellierung des gesamten Umformprozesses können Rückfederungseffekte frühzeitig kompensiert werden. Die Anzahl der am Markt verfügbaren kommerziellen Tools für inkrementelle Umformsimulationen ist hoch. So bieten z.B. die Programme HyperForm, AutoForm,

¹⁰⁴vgl. ROLL 2008

¹⁰⁵vgl. MILLER und BOND 2001

¹⁰⁶vgl. PATIL und TATED 2011

PAM-STAMP 2G, LS-Dyna oder FastForm sowohl inkrementelle als auch inverse Umformsimulation an, die in unterschiedlichen Phasen der Produktentstehung eingesetzt werden können.

2.3.4 Strukturoptimierung

Die Strukturoptimierung hat in den letzten Jahren zunehmend im Produktentstehungsprozess an Bedeutung gewonnen^{107,108,109}. Ihr Ziel besteht darin, die Produktgestalt so zu verändern, dass eine optimale Lösung aus einer Menge von zulässigen Lösungen bestimmt wird. Als Optimierungsziele können z.B. Minimierung des Gewichts, Erhöhung der Steifigkeit oder Minimierung von kritischen Spannungen sein. Die eingesetzten Verfahren werden in der Regel in Topologie-, Form- und Parameteroptimierung unterschieden (siehe Abbildung 2.37). Bei der Topologieoptimierung wird eine optimale Materialverteilung in einem vorgegebenen Bauraum ermittelt. Deren Ergebnis ist als Designidee bzw. Gestaltentwurf zu verstehen, da es eine fertigungsgerechte Interpretation erfordert. Sie wird vor allem in der frühen Phase der Konzeptfindung eingesetzt. Im Vergleich dazu verändert die Formoptimierung die Oberfläche von Gesamtstrukturen. Dabei kann die Oberflächenveränderung in einem lokal eng begrenzten Bereich z.B. zur Minimierung von Spannungsspitzen oder in einem großflächigen Bereich z.B. zur Blechversteifung mit Sicken beitragen. Neben der Topologie- und Formoptimierung ist die Parameteroptimierung ein wichtiger Teilbereich der Strukturoptimierung. Damit können diskrete Bauteilparameter, wie z.B. Faserorientierungen eines Laminats oder Wandstärken variiert werden. Sie erlaubt damit eine detailliertere Bauteildimensionierung nach der Topologie- und Formoptimierung. Trotz der Tatsache, dass sich alle drei Optimierungsmethoden strikt voneinander abgrenzen, ist eine aufeinanderfolgende Anwendung verschiedener Optimierungsmethoden häufig notwendig, um das höchste Leichtbaupotenzial zu erzielen.

Im Allgemeinen wird das Optimierungsproblem mit einer sogenannten Zielfunktion $f(\boldsymbol{x})$ unter Einhaltung vorgegebener Gleichheits- und Ungleichheitsnebenbedingungen $h(\boldsymbol{x})$ bzw. $g(\boldsymbol{x})$ wie folgt mathematisch formuliert:

$$f(\boldsymbol{x}) \rightarrow \min. / \max. \quad \text{mit} \quad \begin{cases} h(\boldsymbol{x}) = 0 \\ g(\boldsymbol{x}) \geq 0 \end{cases} \quad (2.26)$$

Die in der Zielfunktion $f(\boldsymbol{x})$ veränderbaren Größen \boldsymbol{x} werden als sogenannte Designvariablen bezeichnet. Parameterschranken als Restriktion können in die zwei Ungleich-

¹⁰⁷vgl. SCHRAMM 1998

¹⁰⁸vgl. HARZHEIM 2008

¹⁰⁹vgl. SCHUMACHER 2013

heitsnebenbedingungen

$$\left. \begin{array}{l} g_k(\mathbf{x}) - a_k \geq 0 \\ -g_k(\mathbf{x}) + b_k \geq 0 \end{array} \right\} \hat{=} a_k \leq g_k(\mathbf{x}) \leq b_k, \quad k = 1, \dots, n \quad (2.27)$$

überführt werden, so dass diese in der Gleichung 2.26 berücksichtigt werden können. Es gibt eine Vielzahl an Optimierungsverfahren, die auf algorithmischem Weg das parametrische Optimierungsproblem lösen können. Zur Vertiefung von Optimierungsverfahren in der Strukturoptimierung wird auf die Literatur von HARZHEIM¹¹⁰ und SCHUMACHER¹¹¹ empfohlen.

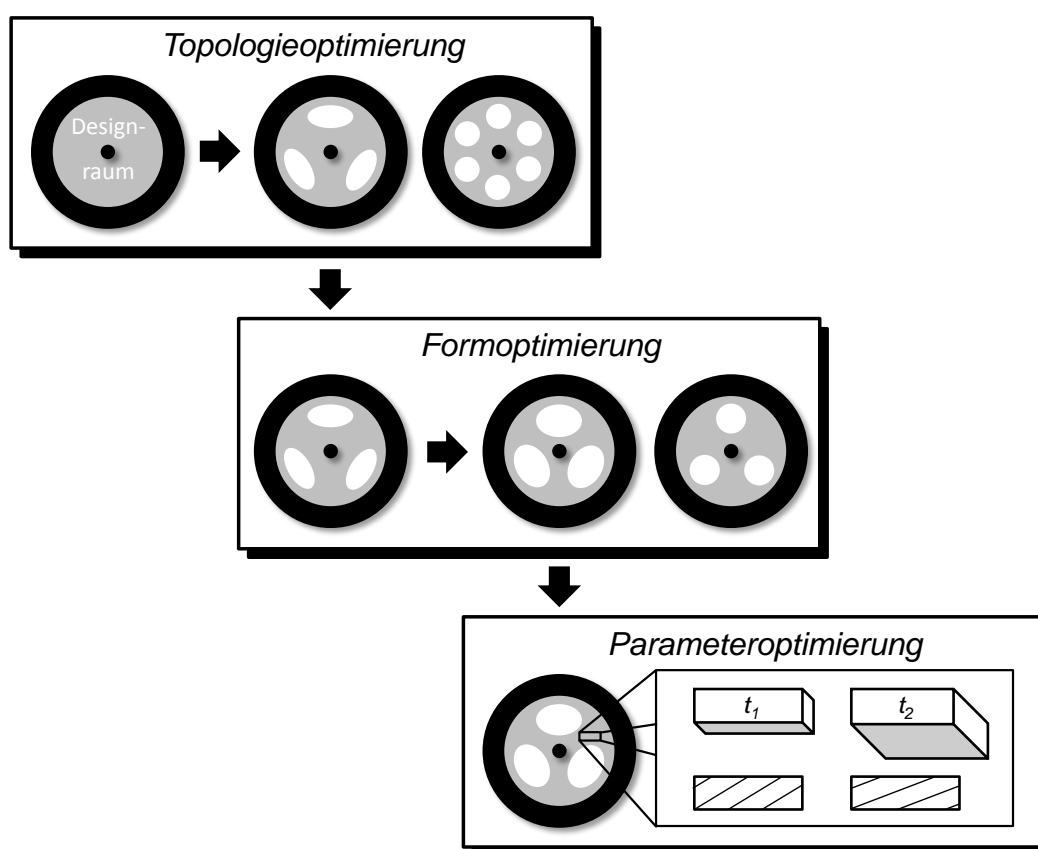


Abbildung 2.37: Teildisziplinen der Strukturoptimierung am Beispiel eines Felgensterns (Eigene Darstellung in Anlehnung an¹¹²)

Im Folgenden werden zwei grundlegend unterschiedliche Optimierungsmethoden vorgestellt, wovon eine davon im Hauptteil dieser Arbeit zur Anwendung kommt.

¹¹⁰vgl. HARZHEIM 2008

¹¹¹vgl. SCHUMACHER 2013

¹¹²vgl. ALBERS et al. 2011, vgl. MAUTE 1998

Parametrische Optimierung

Das parametrische Optimierungsproblem, siehe Gleichung 2.26, kann auf Basis der Mathematischen Programmierung (MP) durch eine iterative Veränderung der Designvariablen gelöst werden. Dabei erfolgt eine Verbesserung des Zielfunktionswertes bei gleichzeitiger Erfüllung von Nebenbedingungen. Grundlage für die Optimierung ist zunächst eine geeignete Parametrisierung des FE-Modells, die die Designvariablen für die Optimierung zur Verfügung stellt^{110,111}. Mit dem Einsatz mathematischer Algorithmen können Suchrichtungen und Inkremente ermittelt werden, die eine Änderung von Designvariablen und damit des Designs hervorrufen. Verfahren, die eine analytische oder approximative Ableitung der Zielfunktion für die Bestimmung der Suchrichtung einsetzen, werden als gradienten- bzw. sensitivitätsbasierte Verfahren bezeichnet. Im Vergleich dazu gibt es sogenannte gradientenfreie Verfahren, bei denen die Ermittlung der zum Optimum führenden Suchrichtung allein durch den Vergleich von Zielfunktionswerten erfolgt.

Der wesentliche Vorteil dieser Optimierungsverfahren besteht darin, dass sie eine flexible Kombination von unterschiedlichen Optimierungszielen und Nebenbedingungen erlauben. Dadurch können diese Verfahren universell eingesetzt werden, um verschiedene Problemstellungen in den Teildisziplinen der Strukturoptimierung zu lösen. Allerdings erweisen sich diese Methoden in vielen Anwendungsbereichen in der Praxis häufig als sehr zeitaufwändig. Zum einen kann die Berechnung der Sensitivitäten rechenaufwendig sein, insbesondere dann, wenn sie durch eine numerische Differenzenbildung ermittelt werden. Zum anderen sind viele Iterationen notwendig, bis die Lösung konvergiert. Außerdem können durch ungeeignete Anfangswerte in den Designvariablen lokale Minima bzw. Maxima erreicht werden, wodurch Optimierungspotenzial verschenkt wird. Deshalb ist eine Variation der Startwerte in den Designvariablen zu empfehlen, das jedoch zusätzlich Zeit für weitere Optimierungen erfordert.

Parameterfreie Optimierung mit Optimalitätskriterien

Die Optimierungsstrategie mit Optimalitätskriterien (engl. Optimality Criteria, OC) ist eine parameterfreie Optimierungsmethode, bei der kein mathematisches Optimierungsproblem gelöst wird. Dabei erfolgt eine Designänderung auf Basis von empirischen Kriterien, die auf intuitive Vorstellungen bzw. Vermutungen über eine optimale Eigenschaft beruhen. Überwiegend werden die Kriterien aus den Bereichen der Physik, Biologie oder Mechanik gewonnen. Im Folgenden werden auf die Vor- und Nachteile dieser Methode eingegangen, wobei ein ausführlicher Überblick in Standardwerken zur Optimierung^{110,111} zu finden ist.

Der Hauptvorteil von OC-basierten Verfahren liegt in der parameterfreien Designänderung, weshalb diese hinsichtlich Konvergenz in der Regel effizienter als Verfahren der

Mathematischen Programmierung sind. Eine universelle Anwendung ist jedoch nicht möglich, da die Optimalitätskriterien nur für bestimmte Problemstellungen eingesetzt werden können. Als maßgeschneiderte Methode haben sie sich dennoch in verschiedenen Teildisziplinen der Optimierungsverfahren bereits etabliert.

Ein bekanntes Optimalitätskriterium aus der Strukturmechanik ist das Prinzip des voll beanspruchten Tragwerks (engl. fully stressed design), wonach ein Tragwerk aus Streben dann gewichtsoptimal ist, wenn so viele Streben wie möglich die zulässigen Spannungen erreichen^{113,114}. Weitere bekannte Optimalitätskriterien stammen aus den Beobachtungen biologischer Wachstumsstrategien aus der Natur. So haben MATTHECK und BURKHARDT¹¹⁵ Anfang der 90er Jahre das Verfahren Computer Aided Optimization (CAO) nach dem Vorbild biologischer Strukturen entwickelt. Dabei wurde das Wachstumsprinzip von Bäumen oder Knochen auf technische Strukturen übertragen. Dabei wird an hochbelasteten Bereichen auf der Bauteiloberfläche zusätzliches Material angelagert, um Spannungsspitzen zu reduzieren. Mit dieser Homogenisierung der mechanischen Spannungen auf der Oberfläche lässt sich die Lebensdauer erhöhen. Ähnliche Ansätze finden sich in der Ausrichtung von Fasern bei Faserverbundwerkstoffen. Dabei wird der Faserverlauf dann als optimal angenommen, wenn die Faserorientierung entsprechend der Hauptspannungsrichtung orientiert wird^{116,117}, deren erste praktische Anwendungen mittels der TFP-Technologie am Beispiel gelochter Zugscheiben untersucht wurden^{118,119,120}. Auf Basis des Spannungszustandes wurden weitere Optimalitätskriterien abgeleitet wie z.B. das von ALBERS et al.¹²¹ und EMMRICH¹²² entwickelte Optimalitätskriterium für die Sickenausrichtung, wonach Sicken in Richtung von Hauptbiegespannungen zu orientieren sind. Dessen genaue Beschreibung wird in Abschnitt 2.4.2 ausführlich behandelt.

2.4 Gestaltung von Sickenmuster

2.4.1 Klassische Blechgestaltung mit Sicken

Die Untersuchung der Blechgestaltung mit Sicken fand seit den fünfziger Jahren bis Anfang der neunziger Jahre des 20. Jahrhunderts statt, die hauptsächlich experimen-

¹¹³vgl. SCHMIDT 1958

¹¹⁴vgl. PATNAIK und HOPKINS 1998

¹¹⁵vgl. MATTHECK und BURKHARDT 1990

¹¹⁶vgl. HYER und CHARETTE 1991

¹¹⁷vgl. KRIECHBAUM et al. 1992

¹¹⁸vgl. CROTHERS et al. 1997

¹¹⁹vgl. REUSCHEL 1999

¹²⁰vgl. SPICKENHEUER et al. 2009a

¹²¹vgl. ALBERS et al. 2005a

¹²²vgl. EMMRICH 2005

tell durchgeführt wurden^{123,124,125,126}. Auf Grundlage einfacher Geometrien z.B. in Form von rechteckigen/runden Blechen oder Tonnen und einfachen Belastungsfällen wurden empirisch ermittelte Konstruktionsrichtlinien abgeleitet¹²⁴. In diesem Kontext haben OEHLER und WEBER¹²⁴ ein Konstruktionsbuch über die in den fünfziger und sechziger Jahren erzielten Forschungsergebnisse veröffentlicht. So wird beispielsweise empfohlen, Knotenpunkte sich kreuzender Sicken zu vermeiden oder den Verlauf der Versteifungssicke sowie deren Querschnittsabmessungen variabel zu gestalten (siehe Abbildung 2.38). Diese publizierten Gestaltungsrichtlinien finden sich noch Jahrzehnte später in vielen Standardwerken und Konstruktionsbüchern¹²⁷ wieder.

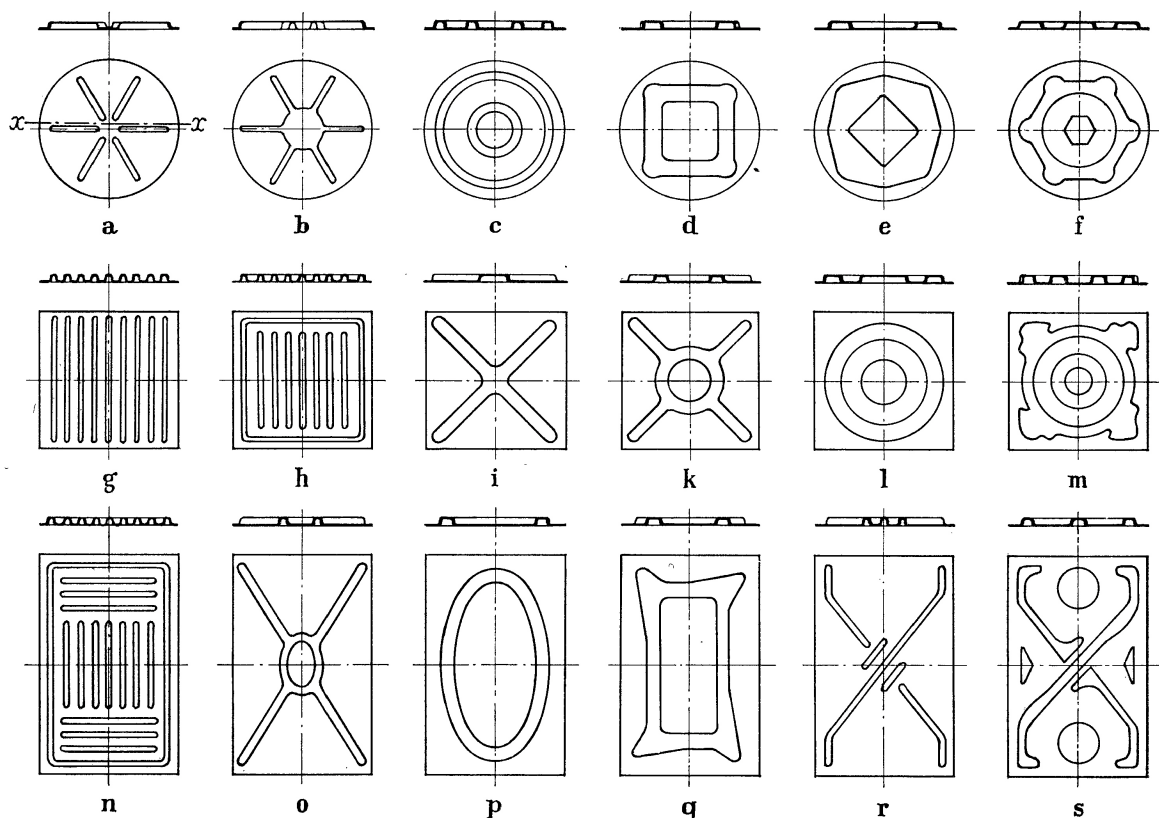


Abbildung 2.38: Unterschiedlich versickte ebene Blechgeometrien für den Lastfall Druck normal zur Blechoberfläche (Steifigkeit von links nach rechts zunehmend)¹²⁸

Allerdings hält MAIWALD¹²⁹ in seiner Arbeit fest, dass universell anwendbare Sicken wie z.B. die auf OEHLER zurückgehenden Konstruktionskataloge stets mechanische Kompromisslösungen bei lastfallspezifischer Auslegung darstellen. D.h. bei komplexeren Bauteilgeometrien und Lastfällen sind diese empirisch bestimmten Gestaltungsrichtlinien nicht geeignet, da sie zu keiner optimalen Versteifung beitragen.

¹²³vgl. KIENZLE 1955

¹²⁴vgl. OEHLER und WEBER 1972

¹²⁵vgl. WIDMANN 1984

¹²⁶vgl. MAIWALD 1992

¹²⁷vgl. BODE 1996

¹²⁸vgl. OEHLER 1970

¹²⁹vgl. MAIWALD 1992

Mit dem zunehmenden Fortschritt der Computertechnologie in den neunziger Jahren haben sich FEM-basierte Simulations- und Optimierungsprogramme entwickelt. Damit war es nun möglich, anstelle von zeitintensiven versuchsorientierten Untersuchungen versickte Bauteile bezüglich Steifigkeit, Festigkeit und Eigenfrequenz numerisch zu bewerten. Einen Überblick über verschiedene Ansätze zur numerischen Sickengestaltung wird im nächsten Abschnitt beschrieben.

2.4.2 Numerische Sickengestaltung

Für einfache Blechgeometrien und deren Belastungen kann die Sickengestaltung auf Grundlage von Konstruktionskatalogen und -richtlinien oder langjähriger Erfahrung des Konstrukteurs bzw. Designers erfolgen, allerdings ergeben sich dann Schwachstellen auf, wenn die Anzahl an Lastfällen zunimmt oder Geometrien und Belastungen komplexer werden. Um diese Herausforderung bei der Sickengestaltung zu bewältigen, wurde die FEM als numerisches Werkzeug seit Mitte der neunziger Jahre zunehmend eingesetzt. Damit konnte z.B. der Einfluss verschiedener Sickenparameter auf das Steifigkeits- und Festigkeitsverhalten analysiert werden¹³⁰. Ab dieser Zeit haben sich verschiedene Optimierungsansätze entwickelt, die sich in indirekte und direkte Methode unterscheiden. Die indirekte Methode beschränkt sich auf die Suche nach einer optimalen Sickenorientierung und vernachlässigt die Ausbildung eines Sickenquerschnittes. Optimierungsmethoden wie z.B. die Topologieoptimierung¹³¹ oder anisotrope Materialoptimierung¹³² wurden eingesetzt, um Vorzugsrichtungen für Sicken zu ermitteln. Diese Lösungen dienen lediglich als Orientierungshilfe für die Konstruktion der Sickengestalt. Erst die Berechnung der versickten Konstruktion erlaubt eine genaue Vorhersage der mechanischen Eigenschaften. Der wesentliche Nachteil der indirekten Methode besteht jedoch darin, dass Fragestellungen hinsichtlich optimaler Sickenquerschnittsgeometrie und der damit verbundenen Herstellung ungeklärt bleiben. Daher ist die direkte Methode hinsichtlich des Fertigungsaspektes relevanter, bei der sich sickenartige bzw. flächige Leitstützstrukturen ausbilden. Im Vergleich zur indirekten Methode können die mechanischen Eigenschaften direkt berechnet werden. Außerdem bietet diese Methode die Möglichkeit, mit Hilfe von Parametern Einfluss auf die Gestalt der Gesamtstruktur zu nehmen. Im Folgenden werden unterschiedliche direkte Methoden der Sickengestaltung vorgestellt, deren optimierte Lösungen und den damit verbundenen mechanischen Eigenschaften sich z.T. deutlich voneinander unterscheiden können.

¹³⁰vgl. HERRMANN 1996

¹³¹vgl. YANG et al. 1996

¹³²vgl. LUO und GEA 1998

2.4.2.1 Sickenoptimierung mit Sensitivitäten

Seit dem Jahr 1999 bietet die Fa. Altair (USA) eine Topographieoptimierung innerhalb der Optimierungssoftware OptiStruct¹³³ an. Die Geometrie des FE-Modells wird hierbei über sogenannte Form-Basis-Vektoren verändert, die lokale Elementverschiebungen der Struktur darstellen^{134, 135}. Die Parametrisierung dieser Form-Basis-Vektoren erlaubt unterschiedliche Formvariationen, so dass mit einem gradientenbasierten Optimierungsansatz die Zielfunktion minimiert wird. Das Optimierungsergebnis ist in der Regel nicht direkt herstellbar, weshalb viel Erfahrung und Interpretationsaufwand nötig ist, um ein solches Ergebnis in eine herstellbare Gestalt zu übertragen¹³⁶. Die Abbildung 2.39 zeigt eine OptiStruct-Lösung und individuell abgeleitete Konstruktionsvarianten.

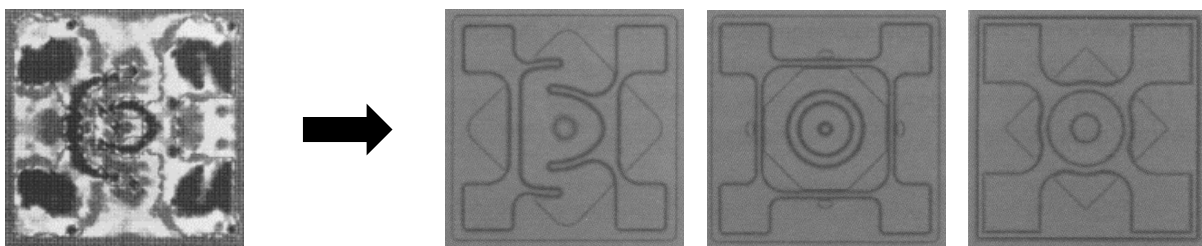


Abbildung 2.39: Interpretationsvarianten einer OptiStruct-Topographie¹³⁷

Eingebettete Restriktionen wie z.B. die Erstellung von symmetrischen Sickenmustern (engl. Pattern-Grouping) können zwar berücksichtigt werden, eine Beurteilung der Herstellbarkeit während der Sickenoptimierung sowie eine Anpassung des Sickenquerschnitts erfolgen jedoch nicht. Mittlerweile ist es über eine sog. *automatic bead recognition*-Funktionalität möglich, das generierte Sickenmuster automatisch zu interpretieren, aber eine versagensfreie Herstellung des Sickenmusters lässt sich in diesem Zusammenhang bisher nicht erreichen.

Einen ähnlichen Ansatz mit Form-Basis-Vektoren wurde von LEIVA¹³⁸ im Jahr 2003 veröffentlicht, der in der Optimierungssoftware GENESIS der Fa. VR&D (USA) implementiert ist. Vergleichbar zu OptiStruct lassen sich z.B. Sickenhöhe, Obergurtbreite, Flankenbreite oder Symmetriebedingungen wählen. Im Vergleich zu OptiStruct liefert dieser Algorithmus direkt ein geglättetes Ergebnis, das den Interpretationsaufwand erleichtert.

Seit einigen Jahren gibt es ein Verfahren zur Formoptimierung, das eine höhere Flexibilität und Robustheit bei der Gestaltfindung besitzt^{139, 140}. Ein besonderes Merkmal

¹³³Ein Produkt der Firma Altair Engineering, Inc. - www.altair.com

¹³⁴vgl. ALTAIR 2000

¹³⁵vgl. THOMAS et al. 2002

¹³⁶vgl. SCHWARZ 2002

¹³⁷vgl. SCHWARZ 2002

¹³⁸vgl. LEIVA 2003

¹³⁹vgl. BLETZINGER et al. 2008

¹⁴⁰vgl. FIRL 2010

dieses an der Technischen Universität München entwickelten Verfahrens besteht darin, dass membranartige Freiformschalen entstehen, wobei eingebettete Filtertechniken auch sickenähnliche Strukturen ermöglichen. Auch bei dieser Sickenoptimierung wird keine versagensfreie Herstellung garantiert. Da in der Regel sensitivitätsbasierte Algorithmen sehr sensitiv auf unterschiedliche Netzfeinheiten reagieren und zu völlig verschiedenen Versteifungsmustern führen, liefert dieser Algorithmus auf Basis von Regularisierungstechniken vernetzungsunabhängige Lösungen. Dieser Algorithmus wird von FEMopt Studios GmbH¹⁴¹ im Rahmen von Dienstleistungen eingesetzt und in Kooperation mit der Technischen Universität München weiterentwickelt. Die Firma FE-DESIGN¹⁴² bietet den Algorithmus kommerziell innerhalb des Optimierungsmoduls TOSCA Structure.bead an.

Die Anwendung dieser sensitivitätsbasierter Algorithmen bei dynamischen Analysearten wie z.B. Eigenwertanalyse oder Frequenzanalyse liefert im Vergleich zur OC-basierten Sickenoptimierung zwar bessere Versteifungseffekte¹⁴³, allerdings verlängert sich die Optimierungsdauer um rund das Zehn- bis Zwanzigfache¹⁴⁴.

2.4.2.2 Sickenoptimierung mit Optimalitätskriterien

Eines der ersten direkten Sickenoptimierungsansätze wurde von KLEIN und FREITAG¹⁴⁵ im Jahr 1995 vorgestellt. Dabei wurde das Optimalitätskriterium formuliert, wonach Rippen und Sicken idealerweise entlang von Trajektorien der ersten Hauptspannungsrichtung zu orientieren sind. Der Algorithmus berechnet auf Basis definierter Startpunkte Trajektorien. Entlang dieser Trajektorien erfolgt unter Temperatureinfluss eine Sickenausbildung. Im Vergleich dazu wird beim Ansatz von TESCHNER und MATTHECK¹⁴⁶ eine spannungsbasiertes Optimalitätskriterium formuliert. Die Re-Design-Regel besagt, dass Spannungen in den Knoten der Schalenelemente dadurch abgebaut werden können, indem der Knoten entlang seiner Normalenrichtung verschoben wird. Dabei entstehen allerdings keine versickten Bleche, sondern wellenartige Leitstützstrukturen. Bei diesen beschriebenen Ansätzen fehlen jedoch Parameter, um Einfluss auf die Sickenquerschnittsgeometrie zu nehmen. Außerdem bleibt die Versteifungswirkung von Sicken bei Biegebeanspruchung bei beiden Ansätzen unberücksichtigt.

ALBERS et al.¹⁴⁷ und EMMRICH¹⁴⁸ haben einen Algorithmus entwickelt, welcher Sicken entlang der höchsten Hauptbiegebeanspruchung ausbildet und eine leichte Interpretierbarkeit der Sickenmuster ermöglicht. Die Biegebeanspruchung von biegesteifen Scha-

¹⁴¹www.femopt.de

¹⁴²www.fe-design.de

¹⁴³vgl. CLAUSEN und PEDERSEN 2009

¹⁴⁴vgl. GREILICH 2011

¹⁴⁵vgl. KLEIN und FREITAG 1995

¹⁴⁶vgl. TESCHNER und MATTHECK 1997

¹⁴⁷vgl. ALBERS et al. 2005a

¹⁴⁸vgl. EMMRICH 2005

lentragwerken resultiert aus einer Zerlegung eines linear-elastischen Spannungszustandes in einen Biege- und einen Membranspannungsanteil^{149,150} (siehe Abbildung 2.40). Mit den zerlegten Biegespannungskomponenten lässt sich der Hauptbiegespannungszustand berechnen.

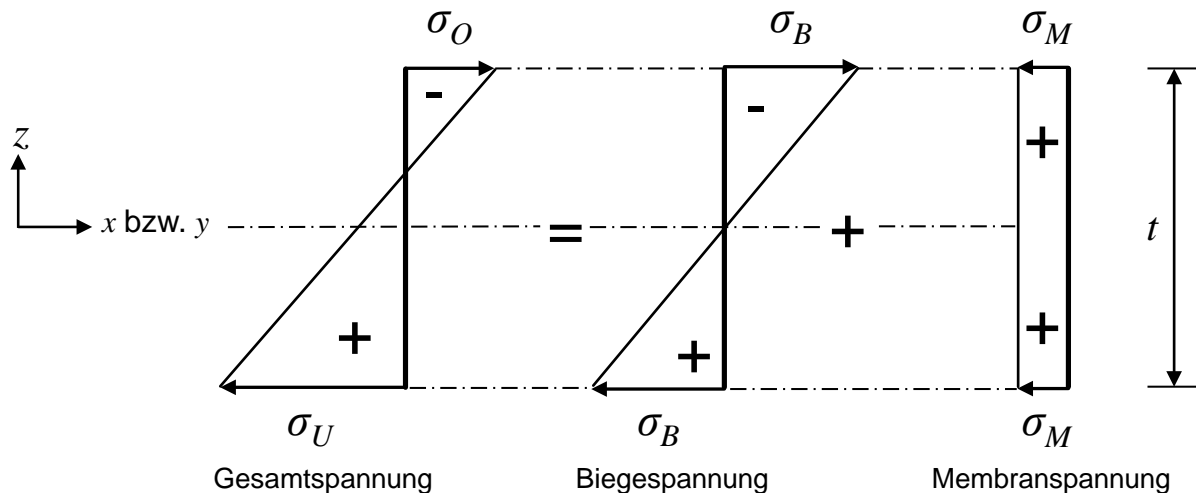


Abbildung 2.40: Zerlegung der linear-elastischen Spannungsverteilung in einen Membran- und Biegespannungsanteil
(Eigene Darstellung nach ALBERS et al. und EMMRICH¹⁵¹)

Die Biege- und Membranspannungen lassen sich mit der folgenden Gleichung ermitteln:

$$\begin{pmatrix} \sigma_{B,x} \\ \sigma_{B,y} \\ \tau_{B,xy} \end{pmatrix} = \frac{1}{2} \cdot \begin{pmatrix} \sigma_{O,x} - \sigma_{U,x} \\ \sigma_{O,y} - \sigma_{U,y} \\ \tau_{O,xy} - \tau_{U,xy} \end{pmatrix} \quad \text{Biegespannung} \quad (2.28)$$

$$\begin{pmatrix} \sigma_{M,x} \\ \sigma_{M,y} \\ \tau_{M,xy} \end{pmatrix} = \frac{1}{2} \cdot \begin{pmatrix} \sigma_{O,x} + \sigma_{U,x} \\ \sigma_{O,y} + \sigma_{U,y} \\ \tau_{O,xy} + \tau_{U,xy} \end{pmatrix} \quad \text{Membranspannung}$$

Dieser von ALBERS und EMMRICH entwickelte Algorithmus steht mit der kommerziellen Optimierungssoftware TOSCA als Modul TOSCA Structure.bead¹⁵² zur Verfügung. Der im Algorithmus implementierte Kreisfilter sortiert die finiten Elemente zunächst nach der betragsmäßig größten Hauptbiegespannung, so dass ausgehend von der maximalen Hauptbiegespannung zwei unterschiedliche große Kreise durchsucht werden, um Knoten dem Ober- und Untergurt zuordnen zu können (siehe Abbildung 2.41).

¹⁴⁹vgl. TIMOSHENKO und WOINOWSKY-KRIEGER 1959

¹⁵⁰vgl. BASAR und KRÄTZIG 2013

¹⁵¹vgl. ALBERS et al. 2005a, vgl. EMMRICH 2005

¹⁵²www.fe-design.de

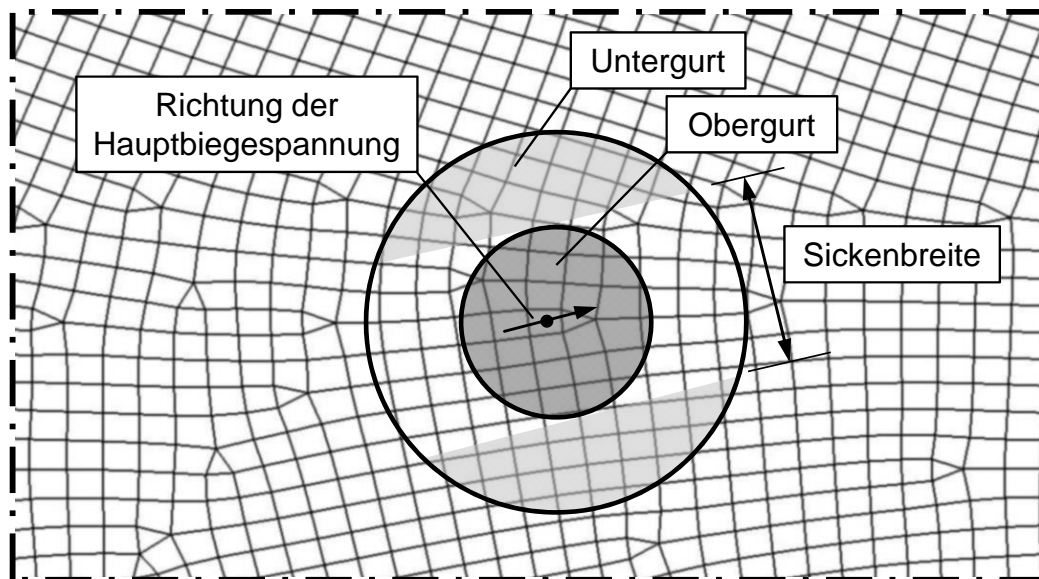


Abbildung 2.41: Kreisfilter zur Sickenherstellung
(Eigene Darstellung nach ALBERS et al. und EMMRICH¹⁵³)

Dieser Kreisfilter wird solange wiederholt, bis alle Elemente im Designgebiet einem Unter- bzw. Obergurt zugeordnet werden. Das Designgebiet wird mit Restriktionen eingeschränkt, in dem das Verhältnis aus Hauptbiegespannung zu Hauptmembranspannung gebildet wird:

$$\text{Versickungskriterium}^{153} : \frac{|\sigma_{1,B}|}{|\sigma_{1,M}|} > \text{Grenzwert} \quad , \quad |\sigma_{1,M}| \neq 0 \quad (2.29)$$

D.h. Bereiche, die kaum durch Biegung belastet werden, werden nicht versickt. Zusätzlich wird der Anteil der Membranspannung quer zur Sickenausrichtung, der sich negativ auf die Versteifungswirkung auswirkt, mit der folgenden Restriktion berücksichtigt:

$$\text{Versickungskriterium}^{153} : \frac{|\sigma_{1,B}|}{|\sigma_{2,M}|} > \text{Grenzwert} \quad , \quad |\sigma_{2,M}| \neq 0 \quad (2.30)$$

Mit der Wahl der Grenzwerte lässt sich der Versickungsgrad beeinflussen. Im Anschluss an die Knotenverschiebung auf Obergurthöhe kommt eine Glättungsfunktion zum Einsatz, welche die kreisfilterbedingte Knotenzuordnung einem Sickenquerschnitt approximiert. Bei dieser Glättungsfunktion handelt es sich um eine polynombasierte Funktion, deren Exponent als *BEAD_DRAW* in die TOSCA-spezifische Optimierungsdatei **.par* eingegeben werden kann und damit unterschiedliche Sickenquerschnitte ermöglicht werden (siehe Abbildung 2.42). Aufgrund des normierten Bereichs erfolgt eine Skalierung des normierten Querschnitts auf die vom Anwender eingegebene Si-

¹⁵³vgl. ALBERS et al. 2005a, vgl. EMMRICH 2005

ckenbreite und -höhe. Zwar lässt sich der gesamte Querschnitt damit verändern, eine gezielte Steuerung der Fuß- und Kopfradien ist jedoch nicht möglich. Damit erlaubt diese Funktionalität nur eine eingeschränkte Querschnittssteuerung. Die eingegebene Sickenbreite wird in der Höhe der Schwerpunktlinie der Querschnittsform realisiert. Diese schwerpunkt- bzw. filterbasierte Sickenbreite unterscheidet sich von der in der Abbildung 2.6 definierten Sickenbreite.

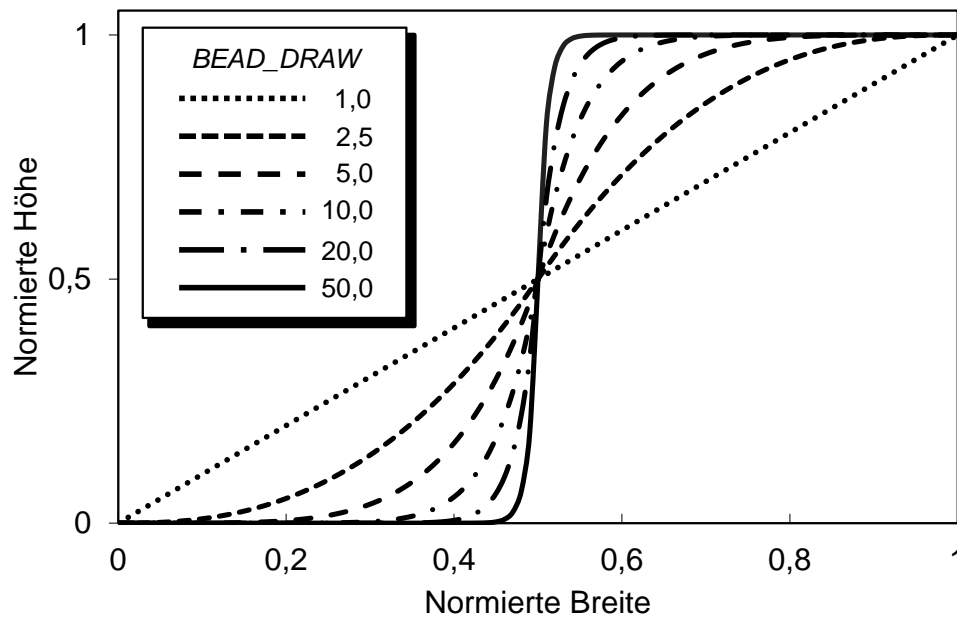


Abbildung 2.42: Darstellung von Sickenquerschnitten auf Basis einer Polynomfunktion¹⁵⁴

Mit dem Kreisfilter gehen weitere Nachteile einher, die in der Abbildung 2.43 links am Beispiel einer versickten Ölwanne und Gerätehaube zu sehen sind. Es lässt sich eindeutig feststellen, dass mit dieser Filtertechnik keine konstanten Sickenbreiten und keine zusammenhängenden Sickenverläufe möglich sind. Das liegt daran, dass die Anwendung des Kreisfilters nicht entlang eines definierten Verlaufs wie z.B. auf Grundlage einer Trajektorie erfolgt, sondern entsprechend der Liste von finiten Elementen, welche nach den betragsmäßig größten Hauptbiegespannungen sortiert werden. Trotz der eindeutigen Sickenmuster ist eine konstruktive Nachbearbeitung für ein fertigungsgerechtes Design erforderlich (siehe Abbildung 2.43). Dabei ist eine Reduzierung der berechneten Steifigkeit möglich, so dass das neue Design mit einer erneuten Strukturanalyse zu überprüfen ist und gegebenenfalls weitere Iterationsschleifen in der Konstruktion und Optimierung notwendig macht. Zur Verbesserung dieser Schwachstellen werden Ansätze im Hauptteil dieser Arbeit vorgestellt.

¹⁵⁴vgl. FE-DESIGN 2011

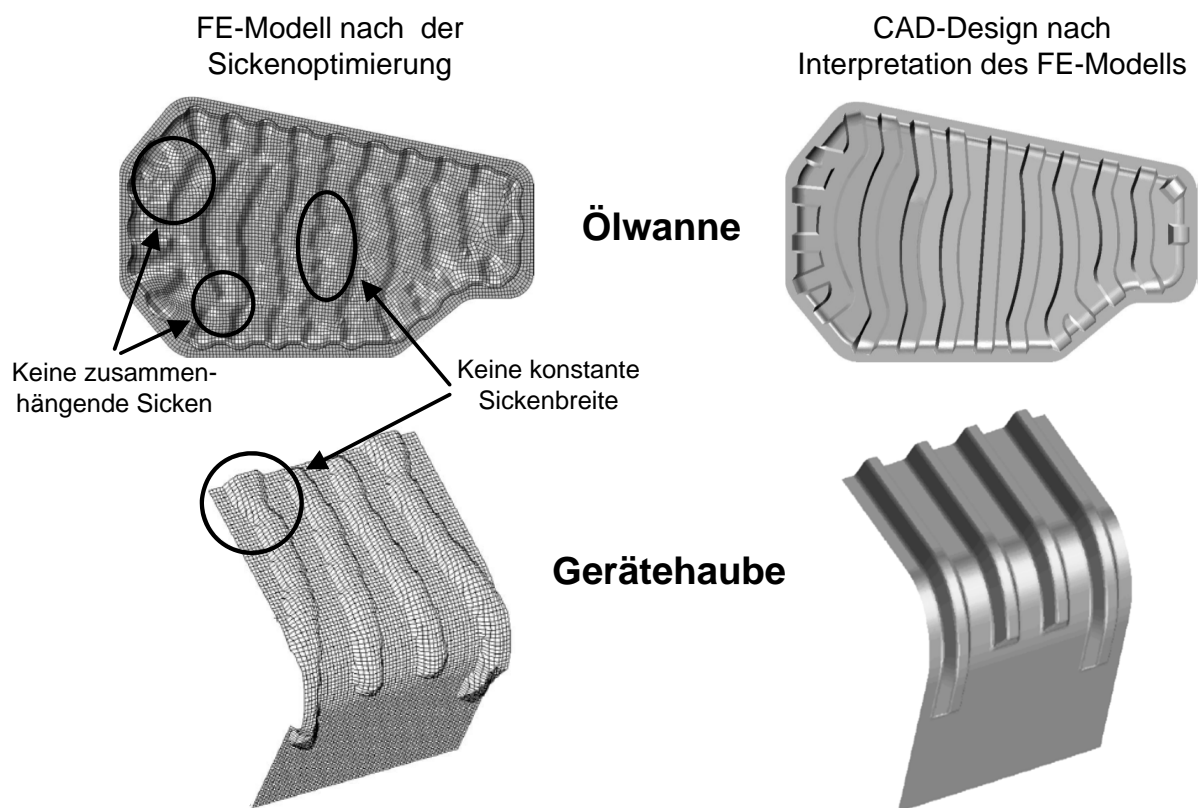


Abbildung 2.43: Ergebnisse der OC-basierten Sickenoptimierung mit Nachkonstruktion in CAD am Beispiel einer Ölwanne und Gerätehaube¹⁵⁵

2.4.3 Fazit

Es kann zusammenfassend festgehalten werden, dass mit den bisherigen Optimierungsmethoden keine verlässlichen Aussagen über die Herstellbarkeit von Gesamtstrukturen mit integrierten Sicken gemacht werden können. Die Optimierungsverfahren bieten jedoch Parameter wie z.B. Symmetriebedingungen, Sickenhöhe, Sickenbreite oder Flankenwinkel sowie Glättungsfiler für eindeutige Topographien an, die den Fertigungsaspekt zwar begünstigen, allerdings sind diese aus Fertigungssicht nicht ausreichend. Um jedoch eine umformtechnische Bewertung von beliebigen Topographien zu erreichen, ist zum einen eine iterative Prozessanalyse bei der Sickenoptimierung zu berücksichtigen und zum anderen weitere Steuerungsparameter zur herstellungsorientierten Sickenquerschnittsgestaltung erforderlich.

¹⁵⁵vgl. ALBERS et al. 2005a,vgl. EMMRICH 2005

3 Ziele der Arbeit

Die Zielsetzung dieser Arbeit leitet sich aus dem im vorhergehenden Kapitel beschriebenen Stand der Forschung ab und der darin gezeigten Problematik fehlender Fertigungsrestriktionen in der numerischen Sickengestaltung. Daher lässt sich die zu dieser Arbeit zugrundeliegende Forschungshypothese folgendermaßen formulieren:

Bei der numerischen Gestaltung von Sicken existiert eine Methode, um Sicken zum einen umformtechnisch automatisiert bewerten zu können und zum anderen hinsichtlich Verlauf und Querschnitt so zu steuern, dass Sicken in biegebeanspruchten Leitstützstrukturen aus metallischen Werkstoffen oder faserverstärkten Kunststoffen hergestellt werden.

In Bezug auf diese genannte Forschungshypothese ergeben sich folgende Forschungsfragen:

- Lässt sich eine rechnergestützte Methode oder ein Prozessablauf entwickeln, um Sickenmuster auf Herstellbarkeit bei der Umformung zu überprüfen?
- Besteht die Möglichkeit, Verlauf und Querschnitt von Sicken bei der Modellierung und Optimierung so zu beeinflussen, dass bei Leitstützstrukturen aus Metall oder faserverstärktem Kunststoff unterschiedliche Modellierungsansätze und Fertigungsrestriktionen berücksichtigt werden?
- Lässt sich die zu entwickelnde rechnergestützte Methode auch für praxisrelevante Bauteile einsetzen?

Da im Rahmen dieser Arbeit sowohl bei der Optimierung als auch bei der Modellierung von Sicken fertigungsorientierte Ansätze entwickelt werden, ergeben sich im Folgenden die jeweiligen Ziele und Aktivitäten:

Das Ziel bei der numerischen Sickenoptimierung für metallische Werkstoffe besteht darin, die sich iterativ ergebenden Sicken umformtechnisch zu bewerten. Die Wahl der Software aus den jeweiligen Disziplinen der Sickenoptimierung und Umformsimulation erfolgt mit der genauen Bewertung der Schnittstellen und Leistungsfähigkeit, um einerseits die Kompatibilität bei der Softwarekopplung sicherzustellen und andererseits die Anforderung an einen berechnungseffizienten Algorithmus für einen praxistauglichen Einsatz zu erfüllen.

Da die Sickenoptimierung vorwiegend steifigkeitsbestimmende Parameter wie z.B. Sickenhöhe und -lage variiert, werden festigkeitsbeeinflussende Parameter wie z.B. Fuß- oder Kopfradien weitestgehend vernachlässigt. Gerade im Hinblick auf den umformtechnischen Aspekt ist eine Variationsmöglichkeit dieser Sickenquerschnittsparameter von wesentlicher Bedeutung. Deshalb wird eine bereichsspezifische Querschnittsfunktion eingeführt, mit der eine gezielte Änderung festigkeitsbestimmender Parameter möglich ist¹⁵⁶. Eine Implementierung dieser Funktionalität wird unter der Bedingung der verwendeten Sickenoptimierungssoftware realisiert.

Mit der erarbeiteten Kopplungsfunktionalität und einer neuen Querschnittsfunktion wird ein zweistufiger Optimierungsprozess aufgebaut. In der ersten Stufe wird eine steifigkeitsbasierte Optimierung (*Sickenoptimierungsprozess I*) durchgeführt, bei dem die Sickenhöhe als steifigkeitsbestimmender Parameter iterativ verändert und das damit einhergehende Sickenmuster umformtechnisch geprüft wird. Tritt in diesem Kontext ein Versagen auf, soll in der zweiten Stufe eine festigkeitsbasierte Optimierung (*Sickenoptimierungsprozess II*) erfolgen. Dabei liegt der Fokus auf der Variation festigkeitsbestimmender Parameter, um ein bei der Fertigung versagensfreies Sickenmuster zu ermöglichen.

Mit diesem fertigungsorientierten Versickungsprozess soll ein gezieltes Frontloading ermöglicht werden, da produktionsspezifische Bedingungen frühzeitig in die Aktivität *Modellierung von Prinzip und Gestalt* mit einfließen und damit relevante Produkt- bzw. Entwicklungsentscheidungen unterstützt werden.

Das nächste Ziel umfasst die Entwicklung einer trajektorienbasierten Sickenmodellierung. Als Ausgangslage soll das am IPEK entwickelte Kriterium, das Sicken nur in stark biegebelasteten Bereichen fordert, herangezogen werden^{157, 158}. Während die in diesem Kontext bereits existierende Sickenmodellierung mit der Kreisfiltertechnik die Einflussnahme auf den Sickenverlauf und deren Querschnittsgestaltung einschränkt, soll sich der in dieser Arbeit neu entwickelte Ansatz in zwei Stufen wie folgt zusammensetzen:

Zunächst wird die Sickenlage durch die Berechnung von Hauptbiegetrajektorien in Form von Polygonzügen ermittelt, die dem zweiten Schritt zur Verfügung stehen. Dabei sollen bereits erste Fertigungsrestriktionen eingearbeitet werden, in dem Mindestradien berücksichtigt werden. Dieser Aspekt soll vor allem der Anwendung von modernen textilbasierten Herstellungstechnologien und der damit verbundenen Restriktionen in der richtungsvariablen Faserablage zugute kommen. Im zweiten Schritt ist die Sickenausbildung entlang dieser Hauptbiegetrajektorien unter Berücksichtigung der bereichsspezifischen Querschnittsfunktion durchzuführen, so dass weitere fertigungsspezifische

¹⁵⁶vgl. MAJIC et al. 2013

¹⁵⁷vgl. ALBERS et al. 2005a

¹⁵⁸vgl. EMMRICH 2005

Restriktionen bei der trajektorienbasierten Sickenmodellierung berücksichtigt werden können.

Zusammenfassend lassen sich in Bezug auf die Lösung der genannten Forschungsfragen folgende Aktivitäten ableiten:

- Kopplung einer Umformsimulation mit einer optimalitätsbasierten Sickenoptimierung.
- Einführung einer bereichsspezifischen Querschnittsfunktion zur gezielten Steuerung von Sickenquerschnittsabschnitten.
- Strategien zur automatischen Querschnittsveränderung im umformtechnischen Versagensfall.
- Entwicklung eines Versickungsprozesses zur Variation von steifigkeits- und festigkeitsbestimmenden Parametern mit umformtechnischer Bewertung.
- Entwicklung von Modellierungs- und Optimierungsprozessen, die nicht nur auf akademische FE-Modelle beschränkt sind, sondern auch praxisrelevante FE-Modelle effizient berechnen.
- Berechnung von Hauptbiegetrajektorien als Basis für eine anschließende Sickenquerschnittsmodellierung.
- Anwendung einer bereichsspezifischen Querschnittsfunktion entlang von Hauptbiegetrajektorien.
- Bei der Demonstration der Ansätze werden die Funktionalitäten zunächst an einfachen FE-Modellen verdeutlicht und die Praxisrelevanz an einem komplexeren FE-Modell demonstriert.

4 Versickungsprozess mit integrierter Umformsimulation

4.1 Grundidee und Anforderungen

Das Ergebnis numerischer Sickenoptimierung dünnwandiger Strukturen führt in der Regel zu einer CAD-Nachkonstruktion, bei der fertigungsbedingte Designänderungen vorgenommen werden. Die Grundlage dieser Anpassungen resultieren häufig aus der umformtechnischen Überprüfung der Sickenmuster durch numerische Umformsimulationen und der Erfahrung des Konstrukteurs, die zu zeitintensiven Iterationen bis zur Freigabe des Designs führen. Gerade die Sickenquerschnittsform hat einen wesentlichen Einfluss auf das umformtechnische Ergebnis, da oftmals am Übergang von Radiusende zu Flanke Versagen entsteht. Die bisherigen Möglichkeiten zur numerischen Variation der Sickenquerschnittsform bei gleichbleibender Sickenhöhe sind sehr eingeschränkt. Da bei der konventionellen Sickenoptimierung das Versteifungspotenzial im Vordergrund steht, fehlen häufig ausreichende Parameter zur Variation festigkeitsbestimmender Bereiche wie z.B. Kopf- und Fußradien. Optimierungsprogramme wie z.B. OptiStruct lassen eine Änderung des Flankenwinkels zu, allerdings ist dessen Variation für eine umformtechnische Sickenmusterbewertung nicht ausreichend. Die in TOSCA Structure.bead (OC) eingebettete polynombasierte Funktion zur Querschnittssteuerung verändert zwar die gesamte Sickenquerschnittsform, erlaubt jedoch keine lokale Änderung.

Die Grundidee besteht daher darin, den numerischen Versickungsprozess dünnwandiger Blechbauteile mit der OC-basierten Software TOSCA Structure.bead (Version 7.0.2) einerseits umformtechnisch bewertbar zu machen und andererseits eine gezielte Steuerung einzelner Abschnitte des Sickenquerschnitts zu erreichen. Auf Grundlage dieser Idee soll ein zweistufiger Sickenoptimierungsprozess umgesetzt werden, der die Änderung von steifigkeits- und festigkeitsbestimmenden Parametern umformtechnisch überprüft. Die Abbildung 4.1 zeigt schematisch den Optimierungsprozess, der sich in die zwei *Sickenoptimierungsprozesse I* und *II* gliedert.

Mit diesem zweistufigen Lösungskonzept sollen unzulässige Sickenmuster innerhalb der Aktivität *Modellierung von Prinzip und Gestalt* ausgeschlossen werden, wodurch eine deutliche Verkürzung der *Validierungsaktivität* (siehe Abschnitt 2.1.1) ermöglicht

wird. Die zentrale Anforderung an diesen fertigungsorientierten Sickenoptimierungsprozess besteht vor allem in der Kopplung kommerzieller zeiteffizienter Software, um es auch für praxisrelevante Bauteile einsetzen zu können. Vor der Umsetzung des fertigungsorientierten Optimierungsprozesses soll im Weiteren eine Beschreibung der Softwarekopplung mit dem generalisierten C&C²-Ansatz als Grundlage für die Softwarewahl dienen.

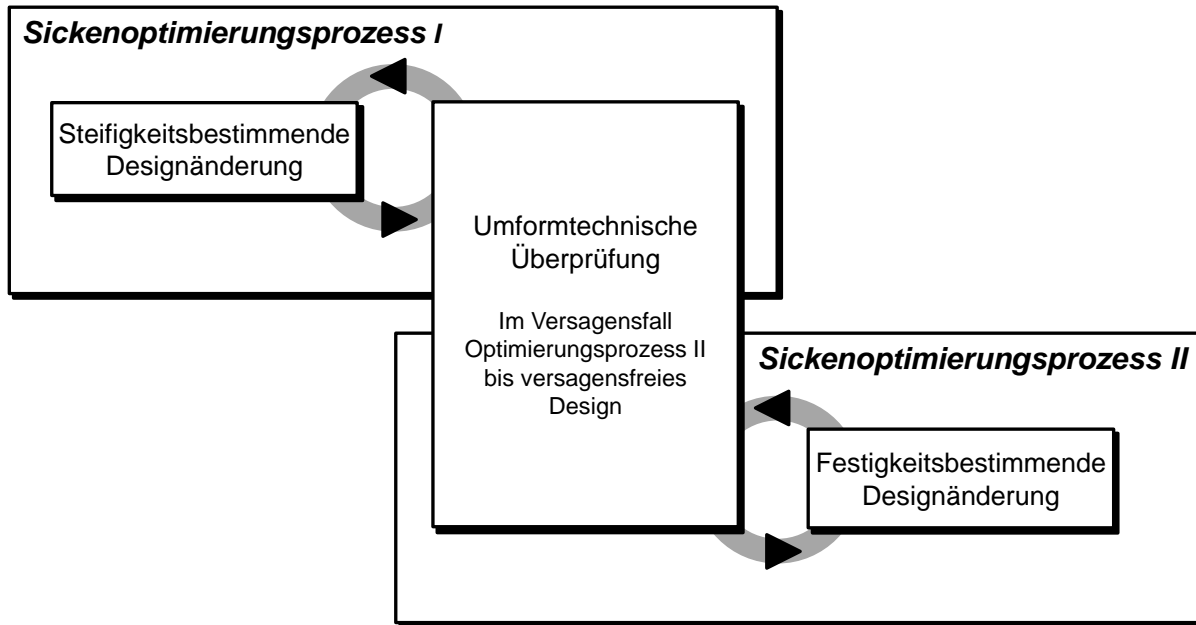


Abbildung 4.1: Prinzipielle Darstellung des zweistufigen Sickenoptimierungsprozesses

4.2 Steifigkeitsbasierte Optimierung

4.2.1 C&C²-Modell vom Kopplungsprozess als Basis zur Softwarewahl

Die Beschreibung der Kopplung unterschiedlicher Software auf Basis der Modellbildung mit dem generalisierten C&C²-A soll deren Umsetzung im weiteren Verlauf der Arbeit unterstützen.

Die Abbildung 4.2 verdeutlicht die Prozessbeschreibung mit der Kopplungsfunktionalität. Die Systemumgebung repräsentieren die Connectoren C1 und C2, die zum einen den Softwareanwender und zum anderen die Weiterverarbeitung der Ergebnisse darstellen. Ausgangspunkt ist die Übergabe der Parameter (WFP1) an die Sickenoptimierung (prozessbeschreibende LSS1/2), die ein Sickenmuster erzeugt. Mit der Forderung der umformtechnischen Überprüfung der Sickengestalt ist eine Kopplung mit einer Umformsimulation (prozessbeschreibende LSS2/3) erforderlich. Dafür ist eine Schnittstelle (WFP2) zwischen den Softwaretools notwendig, um die Kompatibilität zu erfüllen. Es ist daher zu prüfen, ob diese Schnittstelle (WFP2) automatisierbar umgesetzt werden kann.

Dabei sind alle relevanten Informationen vom Sickenmuster an die Umformsimulation zu übergeben bzw. zu definieren, so dass die Umformsimulation eingeleitet werden kann und über eine weitere Schnittstelle (WFP3) die Ergebnisse zur Verfügung stellt. Die versickte Gesamtstruktur bildet beim realen Umformprozess weitere Wirkflächenpaare mit dem Werkzeug und Stempel. Die damit verbundene FE-Modellierung dieser Wirkflächenpaare ist bei der Prozessumsetzung (siehe nächster Abschnitt 4.2.2) zu untersuchen und beeinflusst die Wahl der einzusetzenden Software für die Umformsimulation.

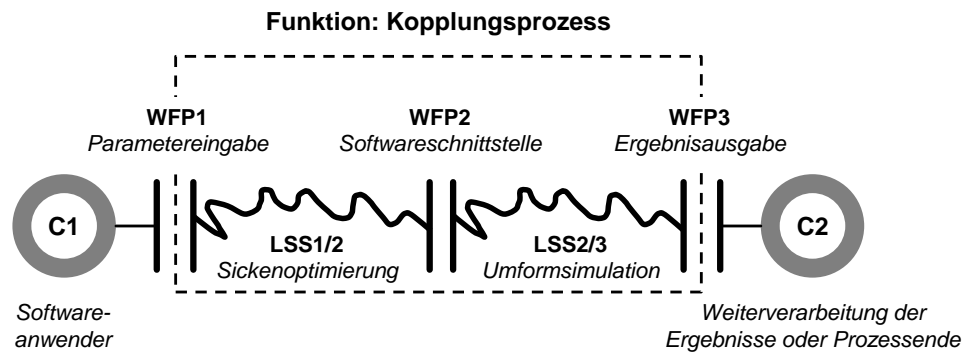


Abbildung 4.2: Prinzipielle Darstellung des generalisierten C&C²-Modells zur Beschreibung des Kopplungsprozesses

4.2.2 Optimierungsprozess mit integrierter Kopplungsfunktionalität

Zur Versickung der Blechbauteile wird aus Gründen der verfügbaren Schnittstellen zur Implementierung neuer Funktionalitäten die Optimierungssoftware TOSCA Structure.bead mit dem optimalitätskriterienbasierten Ansatz ausgewählt, der Sicken entlang der Hauptbiegespannungsrichtung ausbildet und damit die Sickenlage festlegt (prozessbeschreibende LSS1/2). Mit der Wahl dieser Optimierungsmethode ist zum einen eine hohe Berechnungseffizienz gegeben und zum anderen ein seriell ablaufender Berechnungsprozess möglich. Der serielle Ablauf erfordert jedoch das jeweilige Sickenmuster an die nachfolgende Umformsimulation (prozessbeschreibende LSS2/3) zu übergeben. Mit der Wahl eines Einschrittverfahrens als Umformsimulation wird die Schnittstelle (prozessbeschreibendes WFP2) entscheidend beeinflusst. Bei diesem Einschrittverfahren entfällt die Werkzeugmodellierung, so dass auch keine funktionalen Wirkflächenpaare zwischen versickter Oberfläche und Stempel bzw. Werkzeug entstehen. Damit wird eine Vereinfachung sowohl bei der Umformsimulation als auch bei der Entwicklung der Schnittstelle erreicht, da auf Basis der versickten Struktur keine weiteren Komponenten automatisiert abgeleitet werden müssen. Der Einsatz dieser umformtechnischen Methode wirkt sich sogar auf die Anforderung an einen berechnungseffizienten Prozess positiv aus. Als kommerzielle Software für das Einschrittverfahren wird HyperForm One Step (Version 11.0.240) von Fa. Altair herangezogen. Für die Übergabe des versickten FE-

Modells an die Umformsimulation wird die in der Abbildung 4.2 dargestellte Schnittstelle WFP2 durch eine automatisierte Syntax-Konvertierung der Dateiformate umgesetzt, bei der zusätzlich umformspezifische und vom Anwender vorgegebene Parameter berücksichtigt werden. D.h. alle relevanten umformtechnischen Eingabeparameter wie z.B. Wandstärke, Materialeigenschaften, Niederhalterkraft, Reibungskoeffizient zwischen Niederhalterkraft und Platine werden bei dieser Syntax-Transformation berücksichtigt, so dass eine lauffähige Input-Datei für die inverse Umformsimulation erstellt wird. Das für die Sickenoptimierung bereitzustellende FE-Modell ist im Vorfeld in unterschiedliche Bereiche zu gruppieren, um im Rahmen dieser Syntax-Transformation einen eindeutigen Bereich zur Definition der Niederhalterkraft zu identifizieren. Dies hat jedoch für den Versickungsprozess keinen Einfluss. Die Bewertung des Versagens setzt jedoch voraus, dass eine Grenzformänderungskurve im Programm definiert ist. Bei Überschreiten dieser Grenzformänderungskurve ist von unzulässig hohen Dehnungen auszugehen, die in dieser Arbeit ein Versagen darstellen. In diesem Kontext wird die Falten- und Rissbildung nicht betrachtet. Das Programm berücksichtigt dabei nur lineare Dehnpfade. Um ein Formänderungsdiagramm als visuelle Darstellung für jede Iteration bereitzustellen, wird die Software Matlab von MathWorks in den Prozess eingebunden. Damit lässt sich die Änderung des Formänderungsdiagrammes zum einen interaktiv verfolgen und zum anderen nach dem Optimierungsprozess analysieren. In der Abbildung 4.3 ist ein detaillierter Ablauf dieser gekoppelten Simulationen als *Optimierungsprozess I* zu sehen.

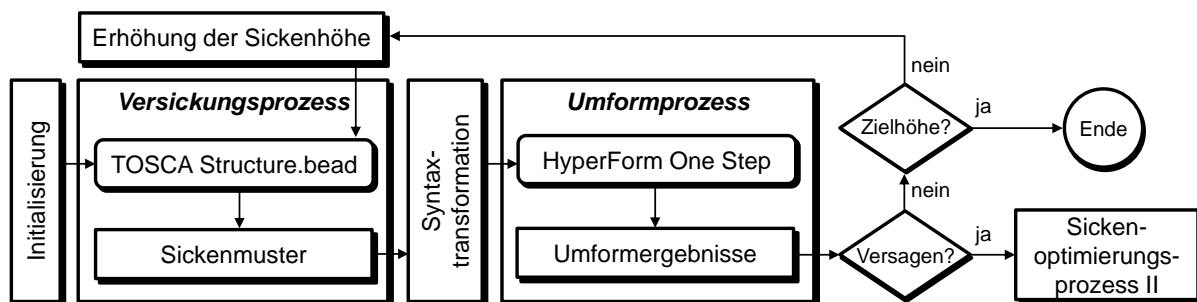


Abbildung 4.3: Ablaufdiagramm der steifigkeitsbasierten Sickenoptimierung
(*Sickenoptimierungsprozess I*)

Mit jeder Iteration wird die Sickenhöhe um eine vom Anwender vorgegebenen Schrittweite erhöht. Sowohl die Definition dieser Schrittweite als auch die Bereitstellung des zu optimierenden FE-Modells, Angaben zur Versickung wie z.B. Sickenhöhe und -breite sowie Angaben zur Umformung wie z.B. Niederhalterkraft finden innerhalb des Initialisierungsschrittes statt. Der Algorithmus wird beendet, wenn eine Versagensdetektion auftritt oder die sukzessive Erhöhung der Sicke die gewünschte Zielhöhe versagensfrei erreicht. Die gesamte Steuerung von diesem automatisierten Ablauf und die Kompatibilität innerhalb der Bausteine wurde mit der Skriptsprache PERL programmiert.

TOSCA Structure.bead legt standardmäßig eine Ordnerstruktur an, in der FE-Modelle von den FE-Analysen voneinander getrennt sind. Um die Berechnungsergebnisse des Umformprozesses von den restlichen Berechnungen zu trennen, erfolgt sowohl die Syntax-Transformation als auch der dazugehörige Umformprozess im Ordner des versickten FE-Modells.

4.2.3 Überprüfung am Beispiel der Napfausbildung

Für die Überprüfung der Methode wird beispielhaft eine runde Platte herangezogen. Sowohl für dieses als auch für nachfolgende Beispiele wird als Werkstoff ein konventioneller Tiefziehstahl mit einem typischen berechneten Grenzkurvenverlauf herangezogen. Das dazugehörige FE-Modell ist in der Abbildung 4.4 zu sehen. Dabei ist die Ausbildung einer rotationssymmetrischen Sickenform in Form einer Napfgeometrie besonders hilfreich, da der Versagensbereich aus Plausibilitätsgründen über den gesamten Umfang erwartet wird.

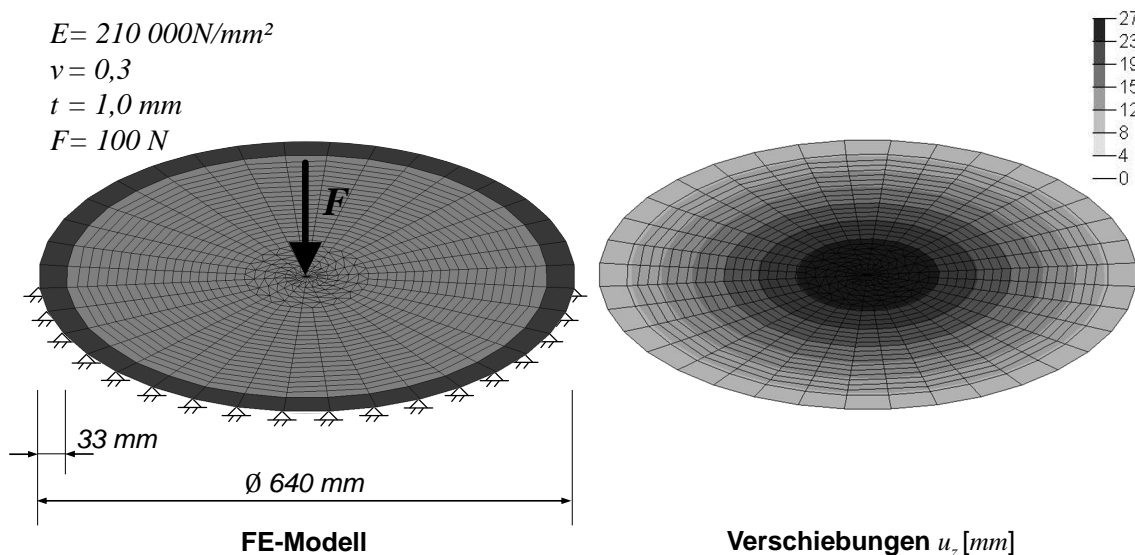


Abbildung 4.4: Kreisrunde Platte zur Überprüfung der Kopplungsfunktionalität

Damit die Ergebnisse der Umformsimulation über den Umfang infolge einer unstrukturierten Vernetzung nicht allzu sehr streuen, wird die Platte rotationssymmetrisch diskretisiert. Die Freiheitsgrade der Elementknoten entlang der Umfangskante sind translatorisch gesperrt. Zusätzlich sind die Elemente entlang der Umfangskante gruppiert, um die Niederhalterkraft bei der Umformsimulation eindeutig zu definieren. Als Belastung wird eine zentrische Last F von $100,0\text{ N}$ senkrecht zur Bauteiloberfläche aufgebracht, das zu einer Knotenverschiebung am Lastangriffspunkt von $27,0\text{ mm}$ führt und als Vergleichswert nach dem fertigungsorientierten Versickungsprozess dient. Zur besseren Verifizierung der rotationssymmetrischen Ergebnisse wird eine walzrichtungsunabhängige senkrechte Anisotropie gewählt, bei der isotropes plastisches Verhalten

vorliegt. Für die Ausbildung der Napfform ist in der TOSCA-spezifischen *.par-Datei eine Rotationssymmetrie definiert. Zusätzlich verlangt dieser *Sickenoptimierungsprozess I* die Eingabe des Inkrements für die sukzessive Erhöhung der Sickenhöhe. In diesem Fall wird sich bei jedem Iterationsschritt relativ zur vorhergehenden Sickenhöhe eine Differenzhöhe Δh von $20,0\text{ mm}$ einstellen. Das Abbruchkriterium prüft dabei die erreichte Sickenhöhe mit der gewünschten Zielhöhe von $120,0\text{ mm}$. Damit sind alle Einstellungen zur Überprüfung des Algorithmus vorhanden. Die Optimierungsdauer beträgt für dieses Beispiel auf einem typischen PC-System (2,93 GHz mit 2 CPU's, 8 GB RAM) wenige Minuten.

Die iterativen Ergebnisse sind in der Abbildung 4.5 zu sehen. Innerhalb der ersten fünf Iterationen ist die Umformung bis zu einer Sickenhöhe von $100,0\text{ mm}$ versagensfrei. In der nachfolgenden Iteration tritt das Versagen entsprechend der Erwartungen über den Umfang ein, das zum Ende der Optimierung führt.

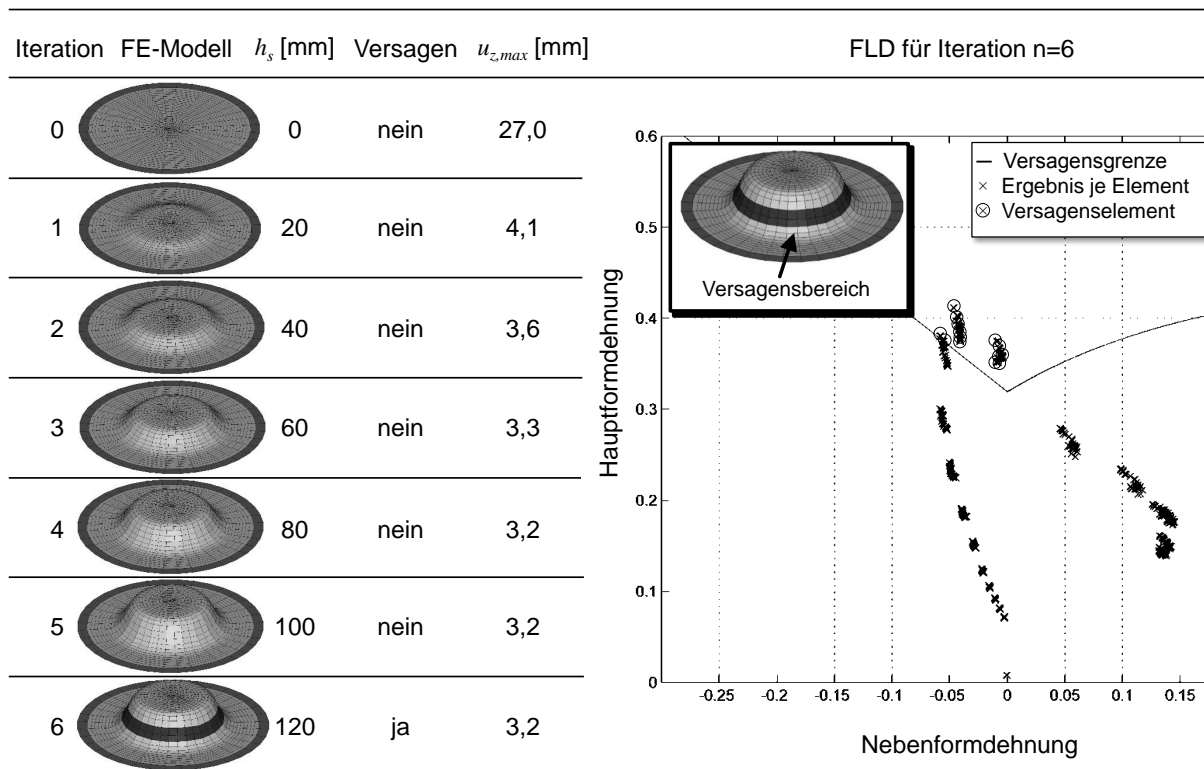


Abbildung 4.5: *Sickenoptimierungsprozess I* mit $\Delta h = 20,0\text{ mm}$

Die zu Beginn der Optimierung eingegebene Zielhöhe von $120,0\text{ mm}$ kann nicht erreicht werden. Im Hinblick auf den Versteifungseffekt würde schon eine Sickenhöhe von $80,0\text{ mm}$ ausreichen, da sich mit jeder weiteren Zunahme der Sickenhöhe die maximale Verschiebung am Lastangriffspunkt nicht ändert. Zur Demonstration der Methode wird jedoch der Versagenseffekt priorisiert behandelt. Das Grenzformänderungsdiagramm der letzten Iteration ist in der Abbildung 4.5 dargestellt, in der deutlich zu erkennen ist, dass die Hauptformdehnungen die Formänderungskurve überschreiten.

4.2.4 Einfluss der inkrementellen Sickenhöhe

Bei der im vorherigen Abschnitt gezeigten Kopplungsfunktionalität zwischen der Sickenoptimierung und Umformsimulation führte die Wahl einer hohen inkrementellen Sickenhöhe zu einer deutlichen Überschreitung der FLC. Es stellt sich die Frage, welche versagensfreie Sickenhöhe erreicht werden kann, wenn die FLC geringfügig überschritten wird. Dazu wird im Folgenden das letzte versagensfreie FE-Modell aus der vorletzten Iteration für eine erneute Optimierung herangezogen, bei der jedoch die inkrementelle Sickenhöhe Δh von $20,0 \text{ mm}$ auf $2,5 \text{ mm}$ reduziert wird.

Die Abbildung 4.6 stellt die iterativen Ergebnisse dar. Es lässt sich feststellen, dass bei dieser Optimierung mit dem reduzierten Inkrement ein Versagen in der vierten Iteration bei einer Sickenhöhe von $110,0 \text{ mm}$ festgestellt wird. Im dazugehörigen Grenzformänderungsdiagramm ist zu erkennen, dass sich die kritischen Hauptformänderungen knapp über der Grenzformänderungskurve befinden (siehe Abbildung 4.6). Mit diesem reduzierten Sickeninkrement wird die zulässige Sickenhöhe um $7,5 \text{ mm}$ erhöht, das zu einer versagensfreien Sickenhöhe von $107,5 \text{ mm}$ führt. Das versagensbasierte FE-Modell mit der Sickenhöhe von $110,0 \text{ mm}$ dient im *Sickenoptimierungsprozess II* als Ausgangsmodell für die Verbesserung der Sickenquerschnittsform.

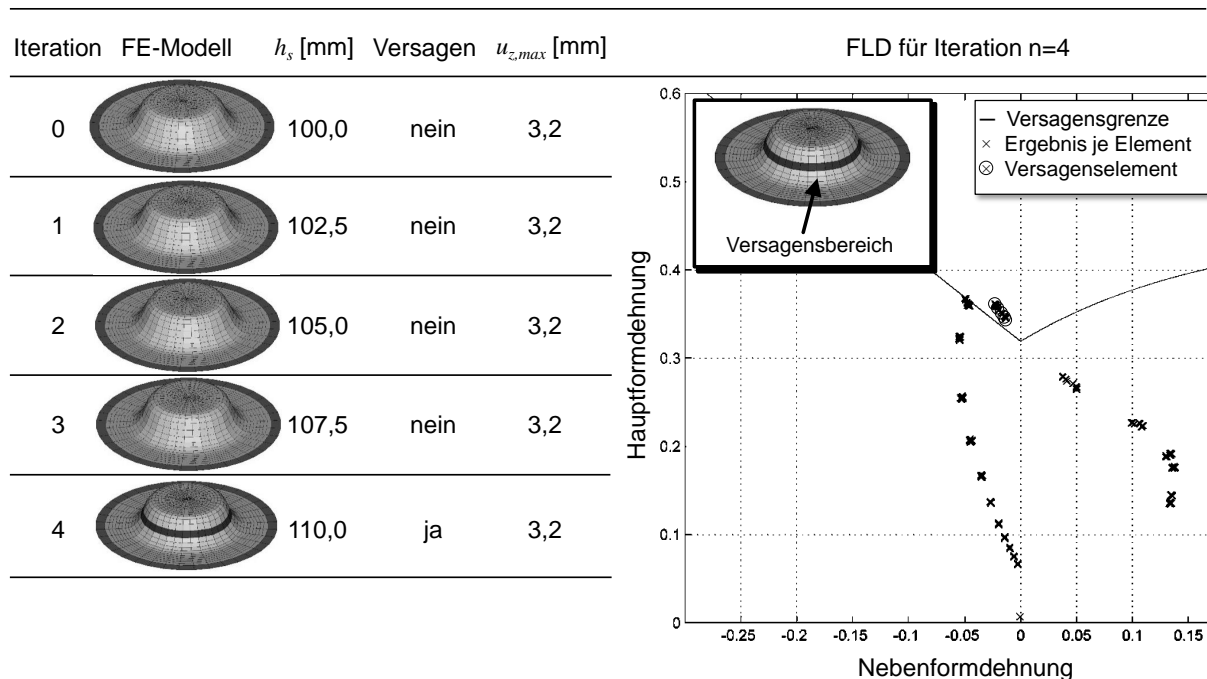


Abbildung 4.6: Sickenoptimierungsprozess I mit $\Delta h = 2,5 \text{ mm}$

4.2.5 Einfluss der Querschnittswahl auf das Umformversagen

Die ausgewählte Software TOSCA Structure.bead bietet *BEAD_DRAW* als Optimierungsparameter an, welcher als Exponent in einer polynombasierten Funktion

die gesamte Sickenquerschnittsform verändern kann (siehe Abbildung 2.42 in Abschnitt 2.4.2 bei TOSCA Structure.bead (OC)). Je kleiner der Exponent gewählt wird, desto weicher ist der Übergang an den Querschnittsbereichsgrenzen. Zur Verdeutlichung des Einflusses des Parameters $BEAD_DRAW$ auf das umformtechnische Versagen wird das Ausgangsmodell aus Abschnitt 4.2.3 herangezogen, um es mit dessen Ergebnis vergleichen zu können, das mit der standardmäßigen Einstellung von $BEAD_DRAW$ von 2,5 gerechnet wurde. Die einzige Änderung erfolgt daher in der TOSCA-spezifischen Optimierungsdatei $*.par$, in der $BEAD_DRAW$ mit dem Wert von 1,0 gewählt wird.

Die iterativen Ergebnisse sind in der Abbildung 4.7 dargestellt. Die Zielhöhe von $120,0\text{ mm}$ wird versagensfrei erreicht, so dass der *Sickenoptimierungsprozess II* nicht durchgeführt wird. Der Optimierungsparameter $BEAD_DRAW$ ermöglicht in diesem Fall kein frühzeitiges Versagen. Das dazugehörige Grenzformänderungsdiagramm zeigt, dass die umformtechnischen Ergebnisse deutlich unter der FLC liegen und damit weiteres Potenzial für einen höheren versagensfreien Versteifungseffekt besteht.

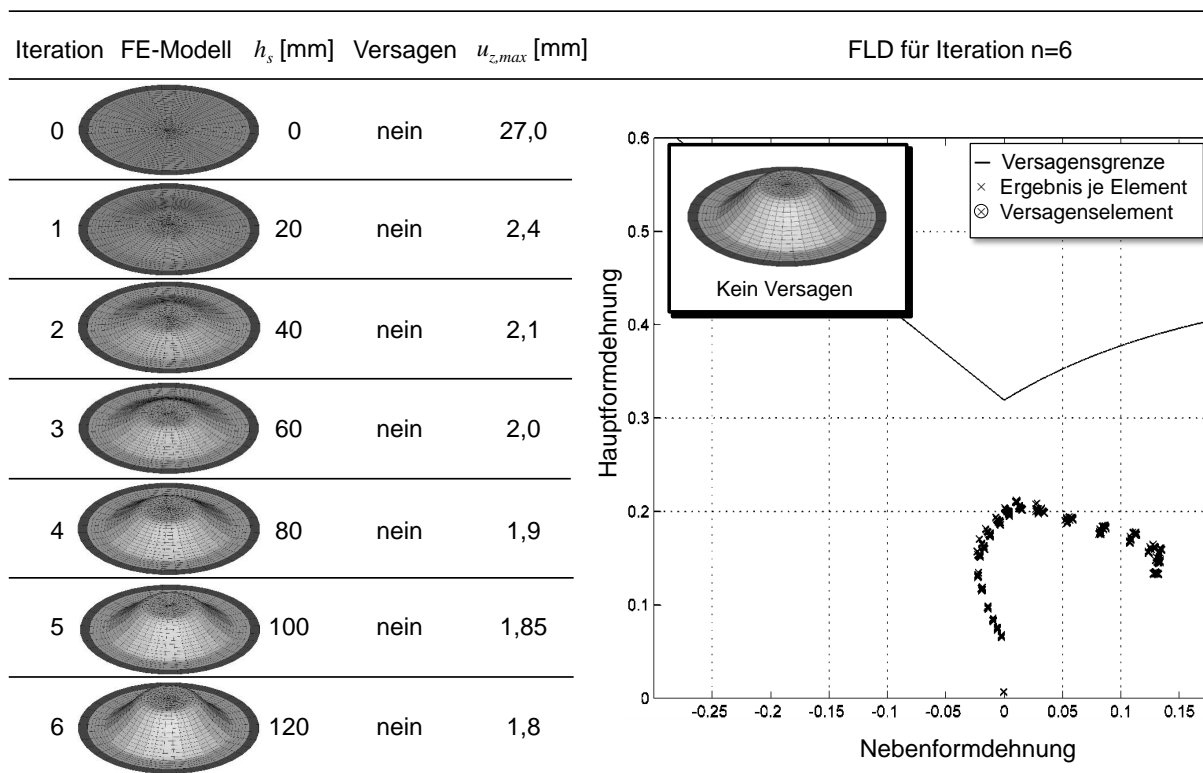


Abbildung 4.7: *Sickenoptimierungsprozess I* mit $\Delta h = 20,0\text{ mm}$ und $BEAD_DRAW = 1,0$

Die Abbildung 4.8 verdeutlicht den Einfluss des veränderten Optimierungsparameters auf die Sickenquerschnittsform. Es ist deutlich zu erkennen, dass sich die Sickenbreite vergrößert hat, während die schwerpunktbasierte Sickenbreite konstant geblieben ist. Im direkten Vergleich hat sich der Versteifungseffekt durch $BEAD_DRAW$ aufgrund einer zunehmenden direkten Kraftleitung bis zur Lagerung erhöht. Die maximale

Verschiebung $u_{z,max}$ hat sich damit von $3,2\text{ mm}$ auf $1,85\text{ mm}$ reduziert, das einer Verbesserung von $42,2\%$ entspricht.

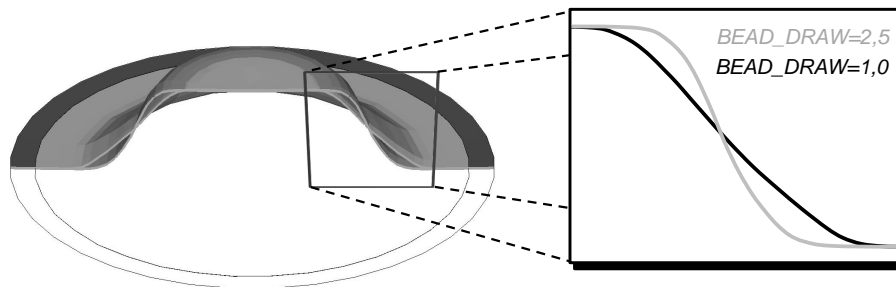


Abbildung 4.8: Sickenquerschnitte mit unterschiedlichen $BEAD_DRAW$ -Werten

4.2.6 Fazit

Die Kopplung der Sickenoptimierung mit der inversen Umformsimulation ermöglicht nun Sickenmuster während der Sickenoptimierung auf Herstellbarkeit zu bewerten. Während die Disziplinen der Sickenoptimierung und Umformsimulation in unterschiedlichen Aktivitäten entlang der Produktentwicklung stattfinden, erlaubt dieser entwickelte Algorithmus produktionstechnische Bedingungen innerhalb der Aktivität *Modellierung von Prinzip und Gestalt* zu berücksichtigen und in der Folge die Dauer der *Validierungsaktivität* versickerter Blechbauteilen durch einen verbesserten Soll-Ist-Zustand zu reduzieren.

Die gewählten Softwareprogramme und die damit verbundenen Methoden führen zu einem berechnungseffizienten Optimierungsprozess, der zum einen die OC-basierte Sickenoptimierung (TOSCA Structure.bead) und zum anderen die inverse Umformsimulation (HyperForm One Step) beinhaltet. Den Zugriff auf die relevanten Schnittstellen in TOSCA konnte in Kooperation mit der Fa. FE-Design sichergestellt werden. Mit einem zusätzlich selbst entwickelten Programmmodul lässt sich das FE-Modell vom Sickenmuster zu einem FE-Modell für eine inverse Umformsimulation überführen. Nach der Umformsimulation können mit einer erstellten Ausleseroutine Informationen über Haupt- und Nebenformdehnungen für die Versagensbewertung bereitgestellt werden. Eine erzeugte Auswerteroutine überprüft automatisch, ob ein Versagenszustand vorliegt. Im Versagensfall wird der Algorithmus abgebrochen, ansonsten wird die Sickenhöhe auf Basis eines Sickenhöheninkrementes sukzessive bis zu der vom Anwender geforderten Sickenhöhe vergrößert. Mit der Überprüfung dieser Kopplungsfunktionalität am Beispiel einer Kreisplatte konnte auch der Einfluss der inkrementellen Sickenhöhe auf das Umformverhalten und der damit verbundenen versagensfreien Sickenhöhe verdeutlicht werden.

Zur Korrektur von versagensbasierten Sickenquerschnitten bietet sich eine Variation festigkeitsbestimmender Parameter an, die im nächsten Abschnitt mit unterschiedlichen Ansätzen vorgestellt wird.

4.3 Festigkeitsbasierte Sickenoptimierung

4.3.1 Kreisfilterbasierte Sickenquerschnittsgestaltung

Für die verbesserte Querschnittssteuerung wird im Folgenden eine neue Funktion innerhalb von TOSCA Structure.bead (OC) implementiert. Die filterbedingte Zuordnung in Ober- und Untergurt bleibt dabei weiterhin erhalten, deren Abmessungen sich aus der Eingabe von Kopf- und Fußradius sowie Flankenwinkel ergeben. Das veranschaulicht die Abbildung 4.9. Analog zur Polynomfunktion wird die neu zu entwickelnde Querschnittsfunktion im normierten Wertebereich von $[0, 1]$ in beide Richtungen begrenzt. Dabei wird eine C_1 -Stetigkeit gefordert, um einen scharfkantigen Übergang zwischen den einzelnen Sickenquerschnittsbereichen zu vermeiden. Dadurch wird auch ein verbessertes Umformverhalten erwartet.

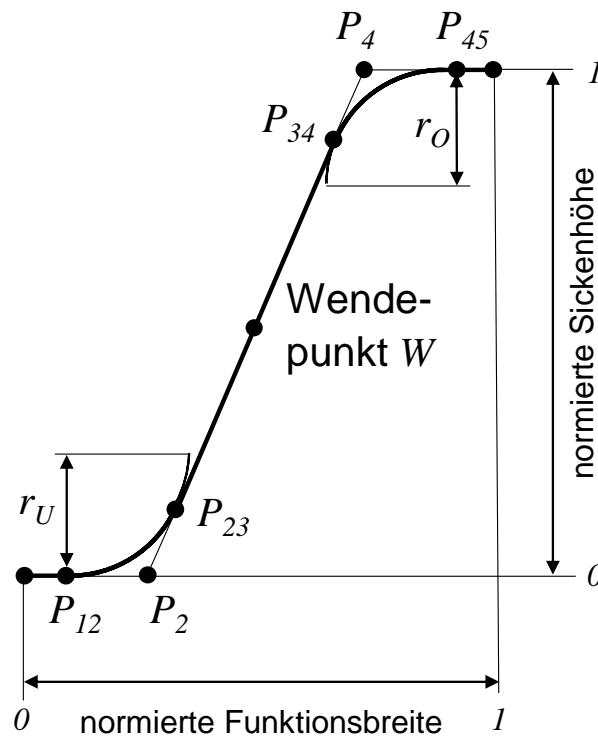


Abbildung 4.9: Bereichseinteilung für die Definition der Sickenquerschnittsfunktion

Die neue Funktion erfolgt bereichsspezifisch und wird folgendermaßen formuliert:

Untergurt ($0 < x < P_{12}$):

$$y = 0 \quad (4.1)$$

Fußradius ($P_{12} < x < P_{23}$):

$$y = r_U - \sqrt{r_U^2 - (x - P_{12})^2} \quad (4.2)$$

Flanke ($P_{23} < x < P_{34}$):

$$y = \tan \beta \cdot (x - P_2) \quad (4.3)$$

Kopfradius ($P_{34} < x < P_{45}$):

$$y = h_{S,norm} - r_O + \sqrt{r_O^2 - (P_{45} - x)^2} \quad (4.4)$$

Obergurt ($P_{45} < x < 1$):

$$y = h_{S,norm} \quad (4.5)$$

Diese normierte bereichsspezifische Sickenquerschnittsfunktion wird auf die vom Anwender eingegebene Sickenhöhe und -breite skaliert. Die Demonstration dieser implementierten Funktion wird im nächsten Abschnitt vorgestellt.

4.3.2 Optimierungsprozess mit neuer Sickenquerschnittsfunktion

Die im vorherigen Abschnitt vorgestellte Funktionalität zur Sickenquerschnittsgestaltung ist für den steifigkeits- und festigkeitsbasierten Prozessablauf (*Sickenoptimierungsprozess I und II*) nutzbar, deren Parameter so verändert werden können, dass ein versagensfreier Zustand beim Umformprozess erreicht wird. Das Ablaufdiagramm zur festigkeitsbasierten Sickenoptimierung ist in der Abbildung 4.10 zu sehen.

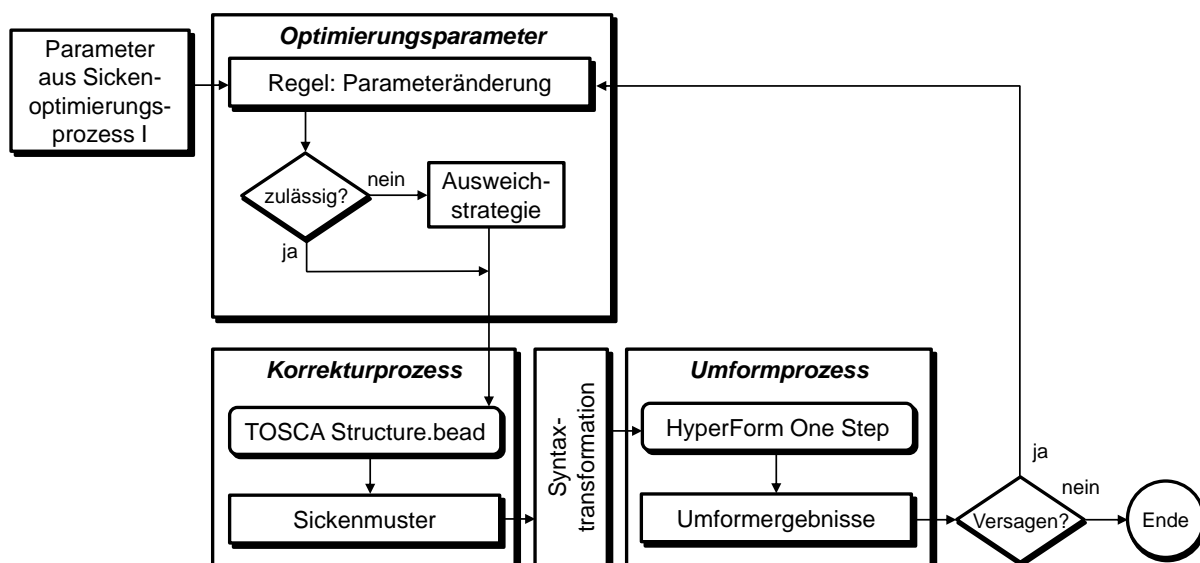


Abbildung 4.10: Ablaufdiagramm der festigkeitsbasierten Sickenoptimierung (*Sickenoptimierungsprozess II*)

Der Prozess beginnt entweder mit der Übergabe der Querschnittsparameter aus dem *Sickenoptimierungsprozess I* an den *Sickenoptimierungsprozess II*, die in der Optimierungsdatei *.par eingefügt werden. Grundsätzlich können diese Querschnittsparameter einzeln oder gleichzeitig variiert werden. Im Hinblick auf den Umformprozess wird entschieden, kritische Umformgrade mit der folgenden Regel zu verbessern:

1. Designregel:

Zur Vermeidung des umformtechnischen Versagens sind im Sickenquerschnittsbereich die Radien zu vergrößern und/oder Flankenwinkel zu reduzieren.

Diese Regel orientiert sich aus den umformtechnischen Untersuchungen unterschiedlicher Sickenquerschnitte, wonach Halbrundsicken eine sehr gleichmäßige Werkstoffverteilung besitzen¹⁵⁹. Da sich die veränderten Sickenparameter auf den normierten Bereich beziehen, hat dies zur nachteiligen Folge, dass sich die Krümmung nach der Skalierung auf die tatsächliche Sickenhöhe und -breite ändert. Eine Ausnahme für eine konstante Krümmung gilt bei gleicher Sickenbreite und -höhe. Für die Darstellung der Sickenquerschnittsfunktion steht nur die Hälfte der filterbedingten Sickenbreite $b_{S,filter}$ zur Verfügung (siehe Abbildung 4.11). Dadurch wird sich stets ein Anteil an Obergurt ausbilden, während die Breite des Untergurts von den gewählten Sickenparametern abhängt. Je kleiner die filterbedingte Sickenbreite gewählt wird, desto kleiner ist auch der Darstellungsbereich der Querschnittsfunktion.

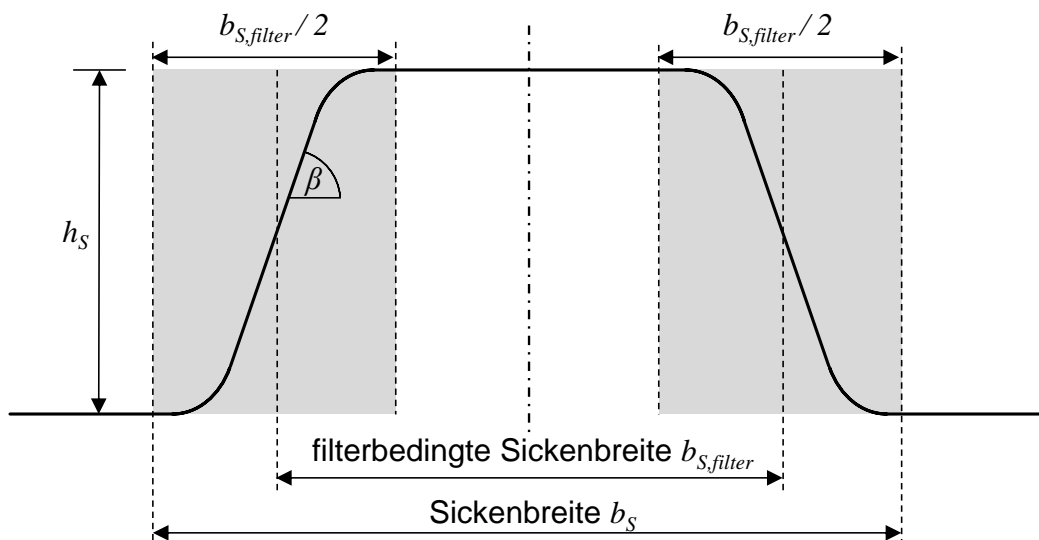


Abbildung 4.11: Darstellungsbereich des Sickenquerschnittes

Aufgrund des eingeschränkten Darstellungsbereiches können die zusätzlichen Parameter Fuß- und Kopfradius sowie Flankenwinkel nicht beliebig zusammengesetzt werden. Solche Fälle treten ein, wenn z.B. zu große Radien oder zu kleine Flankenwinkel verwendet werden. Der Flankenwinkel β ist für aussagekräftige Darstellungsbereiche stets

¹⁵⁹vgl. OEHLER und GARBERS 1968

größer als β_{min} zu wählen:

$$\beta > \beta_{min} = \arctan \left(\frac{h_S}{b_{S,filter}/2} \right) \quad (4.6)$$

Es besteht für den Anwender die Möglichkeit, die Querschnittsparameter vor dem *Sickenoptimierungsprozess II* visuell im normierten und skalierten Zustand zu kontrollieren. Hierfür sind die in TOSCA implementierten bereichsspezifischen Funktionen in ein Tabellenkalkulationsprogramm (Excel) eingefügt, um sicherzustellen, dass sich die Querschnittsform vor und nach der Skalierung ausbildet. Außerdem ist der Darstellungsbereich des Sickenquerschnitts auch von der gewählten Diskretisierung im FE-Modell abhängig. Je kleiner die Sickenbreite ist, desto feiner ist die Vernetzung der Geometrie durchzuführen, um die Radien zufriedenstellend abbilden zu können.

Für den Fall, dass während der Optimierung unzulässige Parameterkombinationen auftreten, wurden im Rahmen dieser Arbeit automatisierte Korrekturstrategien entwickelt, um die Lauffähigkeit des Optimierungsprozesses aufrecht zu erhalten. Die Abbildung 4.12 zeigt zwei unterschiedliche Korrekturstrategien am Beispiel eines zu groß gewählten Fußradius. Dabei wird der Mittelpunkt des Teilkreises entweder entlang der Flankenrichtung oder in horizontale Richtung verschoben, bis die Bereichsgrenze P_{12} erreicht wird. Eine dieser Korrekturstrategien kann der Anwender in der TOSCA-spezifischen Optimierungsdatei (*.par) auswählen, die je nach Parameterkombination während der iterativen Sickenausbildung automatisch aktiviert wird.

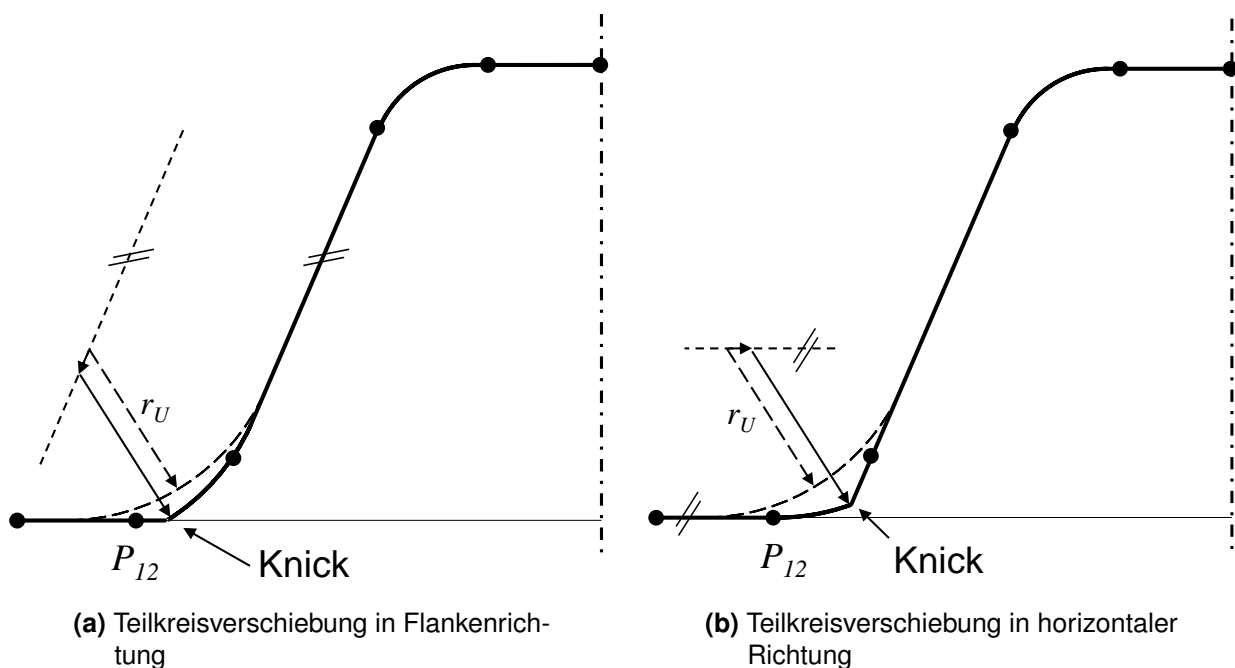


Abbildung 4.12: Korrekturmöglichkeiten des Sickenquerschnitts bei großem Radius

Nach erfolgter Korrektur der Geometrie, können im Weiteren die Prozessbausteine Syntax-Transformation und Umformprozess aus dem *Sickenoptimierungsprozess I* verwendet werden. Im Anschluss an den Umformprozess wird geprüft, ob weiterhin Versagen identifiziert wird. Bei bestehendem Versagen werden die Sickenquerschnittsparameter für eine erneute Iteration in der Optimierungsdatei verändert.

Es besteht allerdings die Gefahr, dass die Ausweichstrategie zu einem stark ausgeprägten Knick im Sickenquerschnitt führt und damit das umformtechnische Ergebnis verschlechtert. Deshalb ist es empfehlenswert, das iterativ zu sehende Grenzformänderungsschaubild zu beobachten. Das Ziel besteht also darin, die Versagenspunkte unterhalb der Grenzformänderungskurve zu bringen. Sofern sich der Abstand zwischen den Versagenspunkten und der Grenzformänderungskurve mit zunehmender Iterationszahl vergrößert, ist es ratsam, den Optimierungsprozess manuell abzubrechen und nach der folgenden Designregel zu verfahren:

2. Designregel:

Sofern bei der festigkeitsbestimmenden Sickenoptimierung keine iterative Verbesserung zu beobachten ist, ist eine erneute Optimierung mit anderen gewählten Querschnittsparametern notwendig. Bei wiederholter Beobachtung einer Verschlechterung ist der steifigkeitsbestimmende Sickenoptimierungsprozess mit einem kleineren Sickeninkrement (siehe Abschnitt 4.2.4) durchzuführen, um im nachfolgenden festigkeitsbestimmenden Optimierungsprozess geringere Querschnittskorrekturen bis zum versagensfreien Zustand ausführen zu lassen.

4.3.3 Überprüfung am Beispiel einer Napfform

Zur Überprüfung der umgesetzten festigkeitsbestimmenden Sickenoptimierung (*Sickenoptimierungsprozesses II*) wird das versagensbasierte FE-Modell aus dem Sickenoptimierungsprozess I, siehe Abschnitt 4.2.3, als Ausgangsmodell für den Optimierungsprozess übergeben. Da die Grenzformänderungskurve dabei deutlich überschritten wird, werden mehrere Iterationen erwartet, um einen versagensfreien Zustand zu erreichen. Zum Versagenszeitpunkt haben die Querschnittsparameter folgende Werte:

- Flankenwinkel: $\bar{\beta} = 66,0^\circ$
- Fußradius: $\bar{r}_U = 0,6$
- Kopfradius: $\bar{r}_O = 0,3$
- Wendepunkt: $W(0,56 | 0,44)$

Im Rahmen dieses Beispiels werden ausschließlich die Radien iterativ verändert, um die Versagenszone im Flankenbereich zu beseitigen. Aufgrund der Wahl eines kleineren Kopfradius wird dessen Wert im Vergleich zum Fußradius im Laufe der zunehmenden Iterationszahl n wie folgt stärker verändert:

- Fußradius: $\bar{r}_U = 0,01 \cdot n$
- Kopfradius: $\bar{r}_O = 0,05 \cdot n$

Während der Flankenwinkel konstant bleibt, ist die Veränderung der Radien in der Abbildung 4.13 deutlich sichtbar. Darin ist auch zu erkennen, dass sich der Kopfradius stärker verändert. Die Steifigkeit bleibt während dieser Optimierung konstant, da lediglich festigkeitsbestimmende Parameter variiert werden.

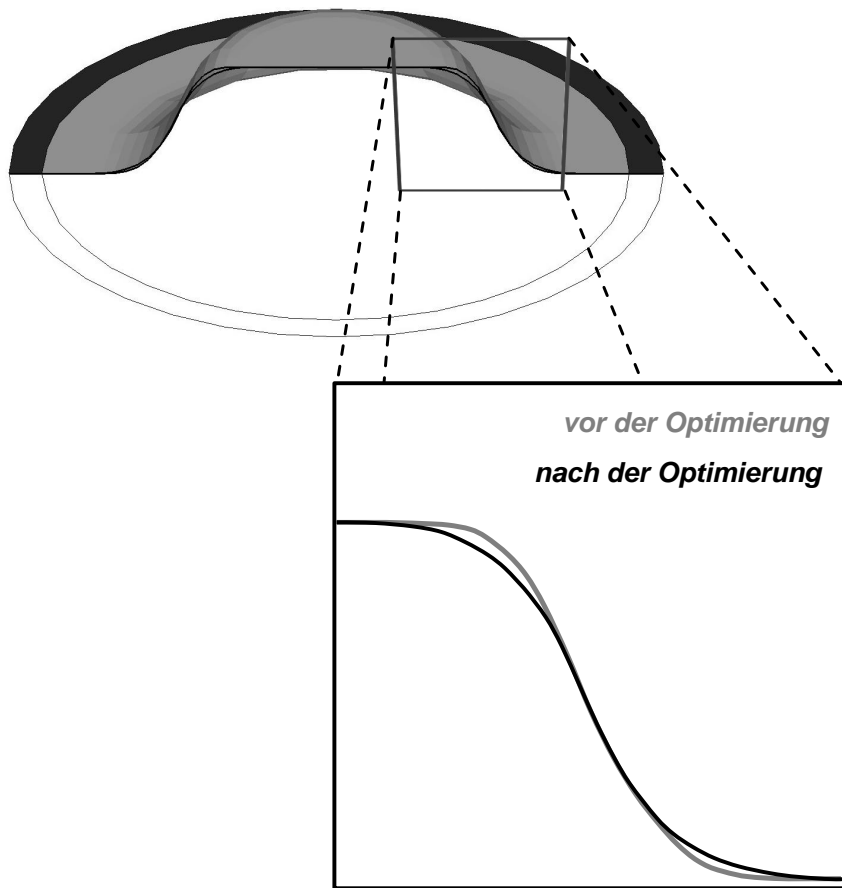


Abbildung 4.13: Vergleich der Sickenquerschnitte vor und nach der Optimierung der Napfform im Bereich der Versagenszone

Die iterativen Ergebnisse in Form von Grenzformänderungsdiagrammen sind in der Abbildung 4.14 zu sehen. Es ist von Iteration zu Iteration zu sehen, dass sich die kritischen Versagenselemente in Richtung der Grenzformänderungskurve bewegen. Diese Parameterkombination führen zu einem versagensfreien Zustand nach sieben Iterationen. Die dazugehörige Berechnungszeit beträgt wie bei dem mit sechs Iterationen durchgeführten *Sickenoptimierungsprozess I* auch nur wenige Minuten (PC-System: 2,93 GHz mit 2 CPU's, 8 GB RAM).

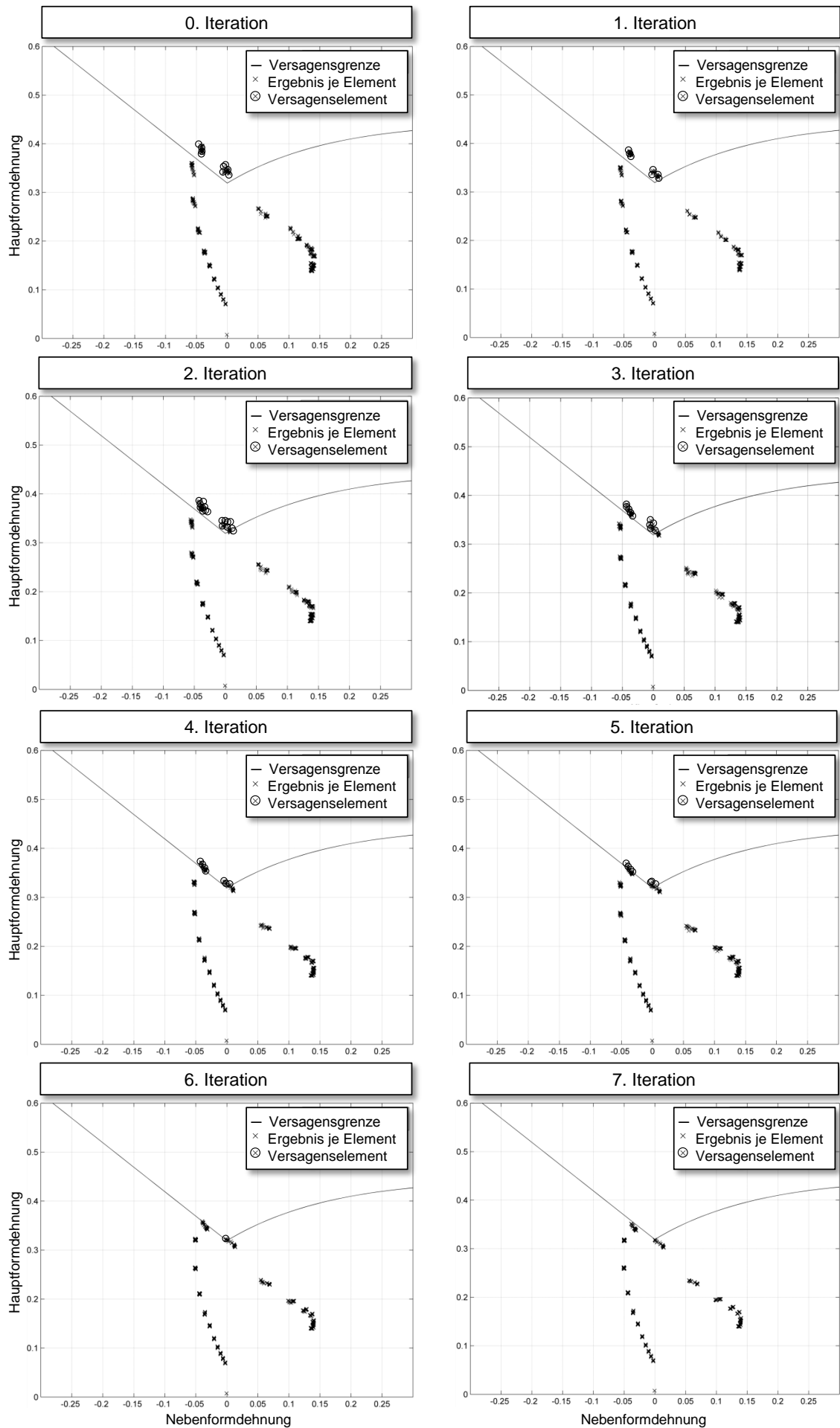


Abbildung 4.14: FLD - Sickenoptimierungsprozess II am Beispiel der Napfform

4.3.4 Fazit

Die im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Funktion ermöglicht eine gezielte Steuerung entlang des Sickenquerschnittes. Während TOSCA lediglich den Parameter *BEAD_DRAW* auf Basis einer polynombasierten Funktion zur Gestaltung des Übergangs zwischen Ober- und Untergurt des Sickenquerschnittes anbietet, erlaubt die neue in TOSCA implementierte Funktion eine Steuerung der folgenden vier Parameter: Kopf- und Fußradius, Flankenwinkel und die Koordinaten des Krümmungswendepunkts. Eine Änderung dieser Parameter innerhalb der festigkeitsbasierten Sickenoptimierung erfolgt nach einer selbst definierten Regel, die eine Anpassung von Radien und des Flankenwinkels vorsieht. Diese neue Querschnittsfunktion wurde analog zur polynombasierten Funktion in einem normierten Bereich eingebettet, so dass hierdurch keine direkte Eingabe der tatsächlichen Konstruktionsradien möglich ist. Je nach Parameterkombination kann jedoch eine Abweichung vom normierten Darstellungsbereich stattfinden, so dass keine Sickenquerschnitte dargestellt werden können. Deshalb wurden zwei Korrekturstrategien entwickelt, die Sickenquerschnitte auch bei ungünstigen Parameterkombinationen ermöglichen. Die mit diesen Korrekturmaßnahmen einhergehende lokale Querschnittsänderung führt ab einem zunehmendem Korrekturgrad auf keine Verbesserung im Umformprozess. Mit den dabei gewonnenen Erkenntnissen wurde deshalb eine zweite Designregel abgeleitet, um die Korrektur innerhalb der festigkeitsbasierten Sickenoptimierung zu reduzieren, was jedoch einen erneute Anwendung des Optimierungsprozesses I und II erfordert.

Mit der Anwendung des hier entwickelten Optimierungsprozesses am Beispiel einer Napfform konnten alle relevanten Funktionalitäten und Abläufe demonstriert sowie Designregeln für den Optimierungsprozess abgeleitet werden. Zur Demonstration dieser fertigungsorientierten Sickenoptimierung an einem praxisrelevanten Bauteil wird im nächsten Abschnitt eine Ölwanne gewählt.

4.4 Demonstration am Beispiel einer Ölwanne

Als Beispiel wird eine Ölwanne ausgewählt, deren Aufgabe es ist, zum einen ein Wirkflächenpaar mit dem Öl zu bilden und damit verbunden das Öl zu sammeln und zum anderen als Gesamtstruktur das Kurbelgehäuse zu versteifen und damit kritische Schwingungen zu verhindern. Deshalb wird im Folgenden die Ölwanne dynamisch belastet, so dass mit Sicken die erste Eigenfrequenz erhöht wird und gleichzeitig ein fertigungsorientiertes Sickenmuster entsteht. In der Abbildung 4.15 ist die unversickte Ölwanne zu sehen, die aus konventionellem Stahl besteht und eine Wandstärke t von $1,0\text{ mm}$ besitzt. Sie wird am Flansch festgehalten und mit einem Innendruck p von 1 N/mm^2 belastet, welcher bis zur Hälfte der Ölwannehöhe wirkt.

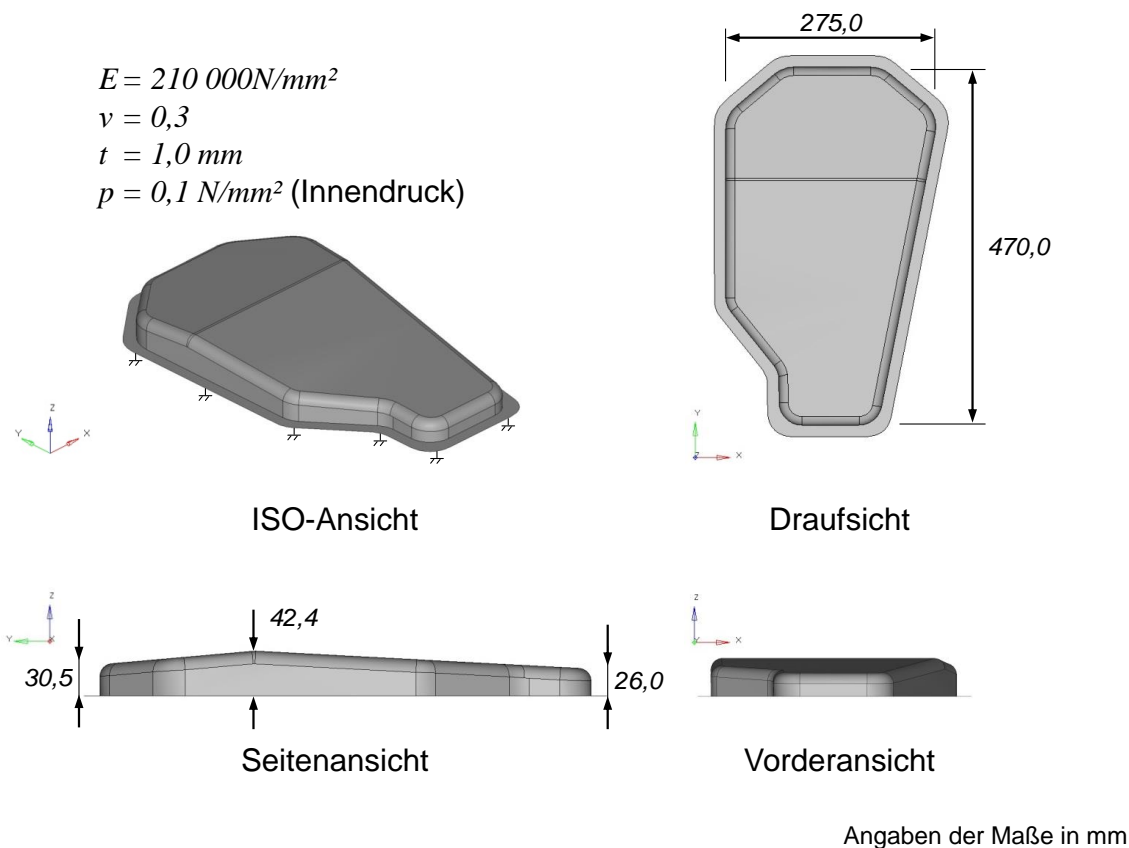


Abbildung 4.15: Ölwanne als CAD-Modell

Sickenoptimierungsprozess I

Die Grundlage zur Anwendung der Sickenoptimierungsprozesses ist ein lauffähiges FE-Modell (siehe Abbildung 4.16). Um Hinterschnitte bei der Versickung vorzubeugen, wird lediglich die Grundfläche der Ölwanne als Design-Gebiet berücksichtigt, wenngleich eine Versickung über die Kanten hinweg einen höheren Versteifungseffekt bewirken würde. Auch die Vergrößerung des Design-Gebiets bis zum Flansch erlaubt keine Garantie, dass sich keine Hinterschnitte ausbilden. Potenzielle Hinterschnitte lassen sich zwar durch eine Nachkonstruktion des Optimierungsergebnisses in CAD vermeiden, erfordern aufgrund der veränderten Geometrie eine erneute Berechnung. Im Rahmen dieses Beispiels wird auf eine solche Nachkonstruktion im CAD verzichtet. Außerdem kann das in diesem Beispiel betrachtete Design-Gebiet stellvertretend für alle leicht gekrümmten Gesamtstrukturen stehen, deren biegebeanspruchte Leitstützstrukturen mit Sicken versteift werden können. Für die Projektion auf eine nicht ebene Oberfläche benötigt die inverse Simulation die unversickte Ölwanneoberfläche als zusätzliche Datei mit der Endung **.gridbi*, anderenfalls erfolgt eine Projektion auf eine Ebene, die in diesem Fall nicht verwertbare Ergebnisse liefert. Die Elemente, die an das Design-Gebiet angrenzen, werden bereits bei der Modellierung der Ölwanne gruppiert, so dass innerhalb der Syntax-Transformation eine erleichterte Zuordnung der Niederhalterkräfte stattfinden kann. Die Abbildung 4.16 zeigt das FE-Modell der Ölwanne mit den Parametern für die

Bewertung der schrittweisen Erhöhung der Sickenhöhe (Optimierungsstrategie I). Die Niederhalterkräfte wurden so gewählt, dass kein Materialnachfließen erlaubt ist. Die automatisierte FLD-Auswertung berücksichtigt die Elemente des Design-Gebiets und den Bereich der Niederhalterkräfte.

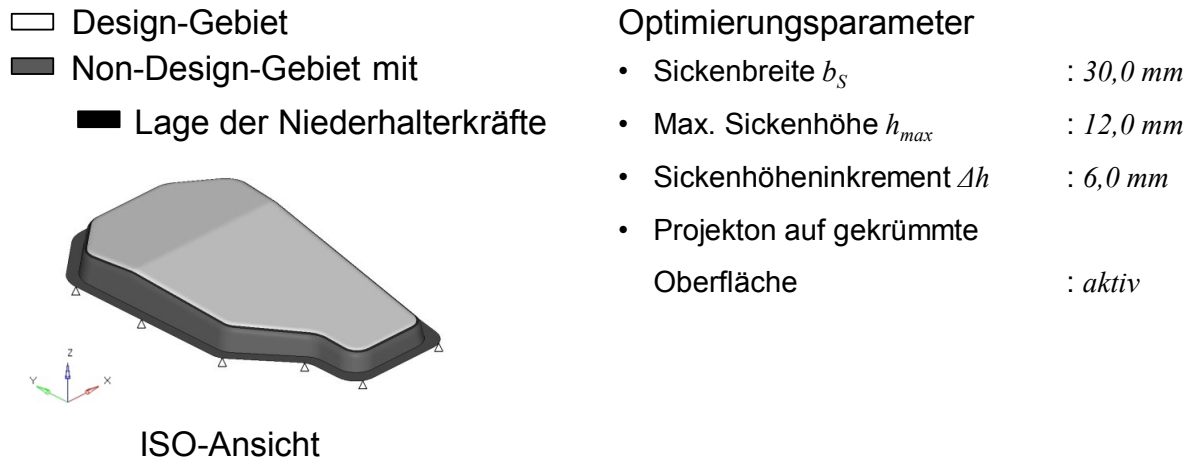


Abbildung 4.16: Ölwanne als FE-Modell mit Parametern für den Optimierungsprozess

Bereits nach dem ersten Sickenhöheninkrement wurde ein deutliches Versagen über der FLC detektiert. Die Qualität der projizierten Elemente wurde zusätzlich auf Plausibilität mit dem Post-Processing-Programm HyperView überprüft. Es hat sich in diesem Fall herausgestellt, dass sehr starke Elementverzerrungen im Bereich der Niederhalterkräfte auftreten und diese zu unrealistisch hohen Hauptformänderungen führen (siehe Abbildung 4.17 - Variante a).

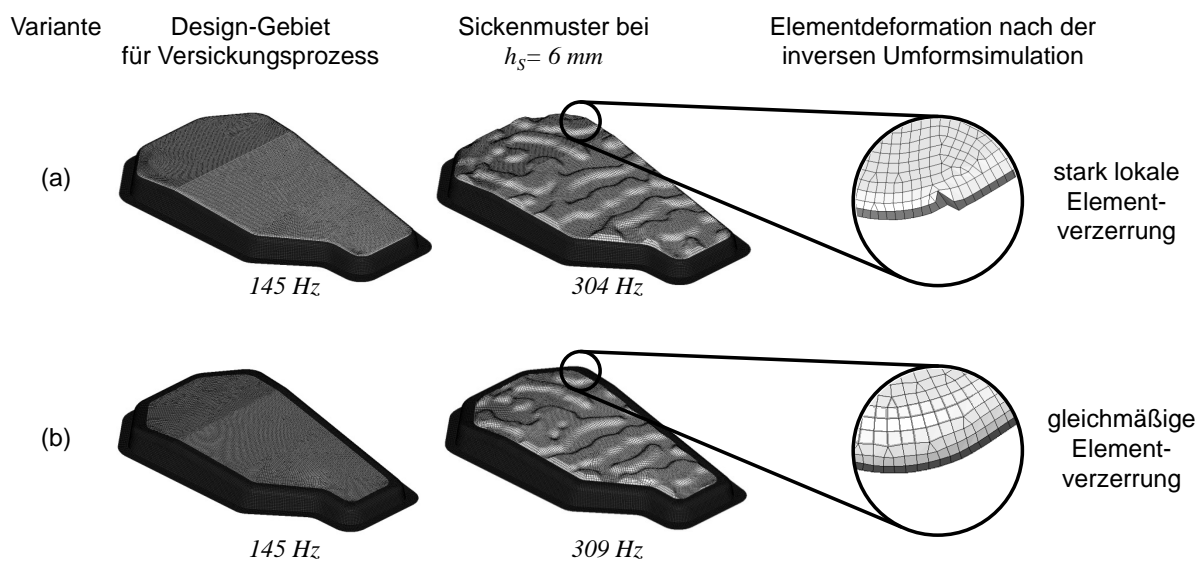


Abbildung 4.17: Elementdeformation nach der Knotenprojektion auf Basis
 (a) hoher Niederhalterkräfte
 (b) geringer Niederhalterkräfte und verkleinertem Design-Gebiet

Die Vermutung, dass zu hohe Niederhalterkräfte und die randnahe Sickenausbildung die Ursache für diese starken Elementverzerrungen sind, führte zu einer Untersuchung der Auswirkungen einer Modellierung mit sehr geringen Niederhalterkräften in Kombination mit einem verkleinerten Design-Gebiet zur Vermeidung randnaher Sicken. Die Folge dieser Änderungen sind in der Abbildung 4.17 (Variante b) dargestellt, in der keine stark verzerrten Elemente zu sehen sind. Diese Verbesserung in der geometrischen Elementqualität erklärt sich mit der Methodik des inversen Prinzips, wonach ein Gleichgewichtszustand nach der Knotenprojektion ermittelt wird. Geringere Niederhalterkräfte führen zu akzeptablen Elementdeformationen. Allerdings wird die Anwendbarkeit der inversen Umformsimulation dahingehend eingeschränkt, dass Materialnachfließen vorausgesetzt wird. Die Änderung in der Größe des Design-Gebiets führt zwar auf ein leicht verändertes Sickenmuster, erreicht aber eine vergleichbare 1. Eigenfrequenz. Unter diesen umformspezifischen Beobachtungen lässt sich bei der Anwendung dieser Methode die folgende Designregel ableiten:

3. Designregel:

Zur Vermeidung von kritischen Elementverzerrungen und die hierdurch verursachten lokal hohen Spannungsgradienten im Bereich der Niederhalterkräfte, ist bei der Anwendung dieser fertigungsorientierten Sickenoptimierung ein Materialnachfließen durch geringe Niederhalterkräfte vorzusehen.

Auf Grundlage dieser Erkenntnisse wird eine erneute fertigungsorientierte Optimierungsstrategie I durchgeführt. Auf Basis der verbesserten Elementqualität wird nach dem ersten Sickenhöheninkrement Δh von 6 mm kein Versagen detektiert. In der darauffolgenden Iteration wird jedoch ein Versagen identifiziert. Die iterativen Ergebnisse sind in der Abbildung 4.18 dargestellt. Es zeigt, dass das Grenzformänderungsdiagramm im Versagensfall zwar deutlich überschritten wird, allerdings haben lediglich zwei Elemente im Inneren der Ölwanne zum Versagen geführt. Eine Untersuchung unterschiedlicher Diskretisierungen wird hierbei vernachlässigt, da die Demonstration der entwickelten Methode im Vordergrund steht. Ein Versagen im Bereich der Randzone des Design-Gebiets wird nicht festgestellt, da ein ausreichendes Materialnachfließen stattfindet. Die Erhöhung der 1. Eigenfrequenz erhöht sich von 309 Hz auf 341 Hz .

Im Anschluss an diesen *Sickenoptimierungsprozess I* bietet der im Weiteren nachfolgende *Sickenoptimierungsprozess II* das Potenzial, dieses Sickenmuster lokal zu korrigieren und damit eine versagensfreie Sickenhöhe h_S von 12 mm zu erreichen.

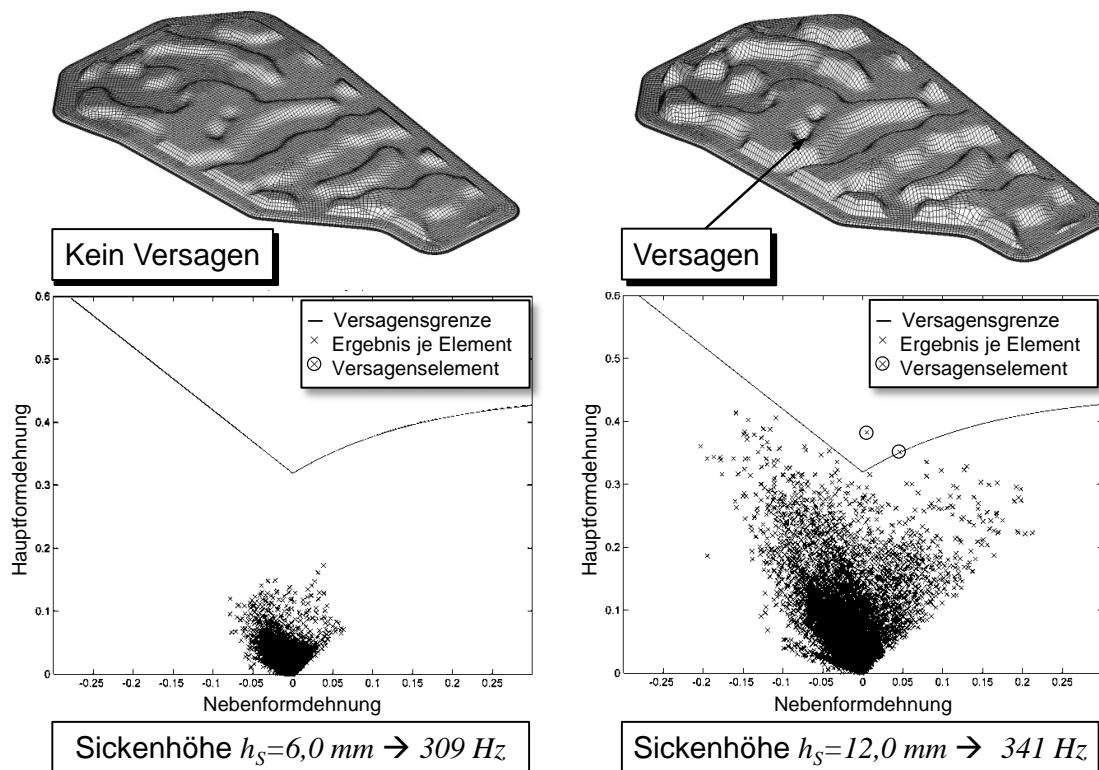


Abbildung 4.18: Sickenoptimierungsprozess I am Beispiel der Ölwanne

Sickenoptimierungsprozess II

Bei der Anwendung der fertigungsorientierten Versickungsmethode ist wie im vorherigen Abschnitt gezeigt, ein lokales Versagen bei einer Sickenhöhe von 12 mm eingetreten. Das dazugehörige Grenzformänderungsdiagramm zeigt, dass sich zwei Versagenselemente über der Versagensgrenze befinden. Zum Zeitpunkt der Versagensgeometrie haben die gewählten Sickenquerschnittsparameter die folgenden Werte:

- Flankenwinkel: $\bar{\beta} = 64^\circ$
- Fußradius: $\bar{r}_U = 0,44$
- Kopfradius: $\bar{r}_O = 0,44$
- Wendepunkt: $W(0,48 \mid 0,48)$

Zur Demonstration der Methode werden die Querschnittsparameter Flankenwinkel, Fuß- und Kopfradius iterativ gleichzeitig verändert. Eine im Hinblick auf den Umformprozess vorteilhafte Veränderung der Parameter besteht in der Reduzierung des Flankenwinkels bei gleichzeitiger Vergrößerung der Radien (siehe 1. Regel in Abschnitt 4.3.2). Während der Wendepunkt konstant bleibt, werden die restlichen Parameter mit jeder weiteren Iteration n wie folgt verändert:

- Flankenwinkel: $\bar{\beta} = 64 - n$
- Fuß- und Kopfradius: $\bar{r}_U = \bar{r}_O = 0,44 + 0,02n$

Mit der Anwendung dieser Regel wird ein versagensfreier Zustand erreicht. Die dazugehörigen iterativen Grenzformänderungsdiagramme sind in der Abbildung 4.19 zu sehen. Es sind drei Iterationen notwendig, um die Versagenselemente unterhalb der Grenzkurve FLC zu bringen. Die resultierende 1. Eigenfrequenz hat sich jedoch nicht verändert und beträgt weiterhin 341 Hz . Die Abbildung 4.20 zeigt die Sickenquerschnitte vor und nach der Optimierung im Bereich der Versagenszone. Es ist deutlich zu erkennen, dass bereits geringe Querschnittsänderungen zu einem versagensfreien Zustand führen. Der filterbedingte Untergurtbereich wird für den gesamten Fußradius verwendet. Daran schließt ein weiterer Radius an, so dass sich aufgrund des Kreisfilters in diesem Bereich kein ausgeprägter Untergurt ausbildet.

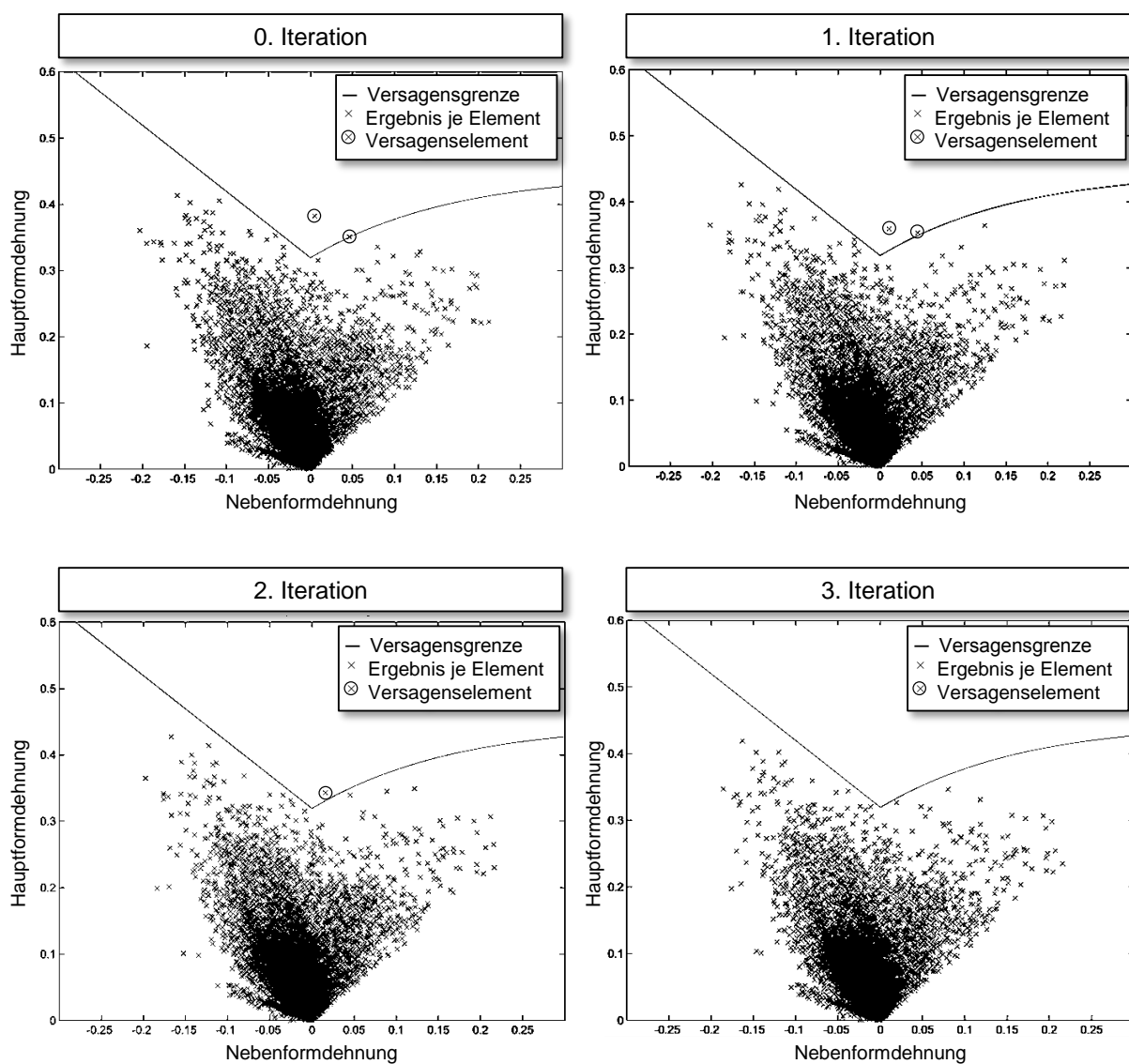


Abbildung 4.19: Sickenoptimierungsprozess II am Beispiel der Ölwanne

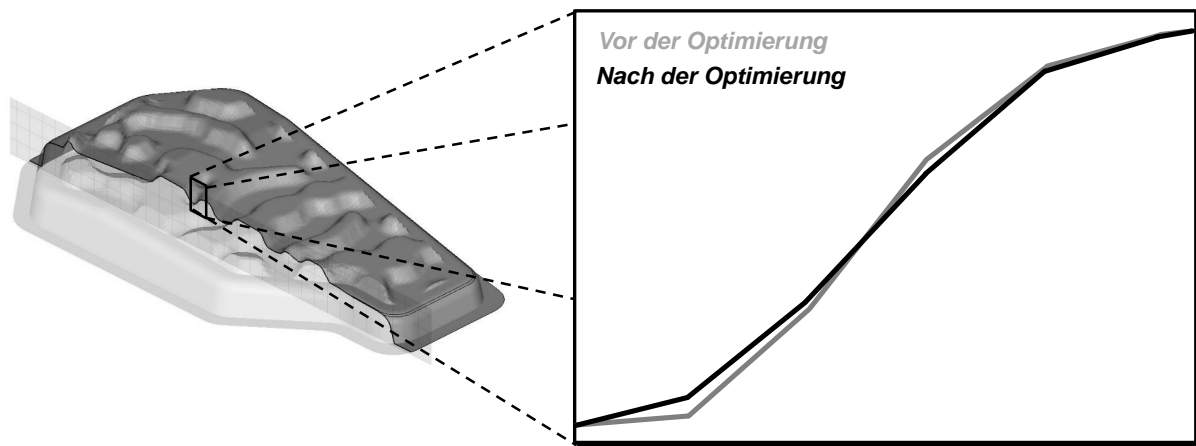


Abbildung 4.20: Vergleich der Sickenquerschnitte vor und nach der Optimierung der Versagenszone am Beispiel einer Ölwanne

4.5 Fazit

Im Rahmen dieses Kapitels wurde eine fertigungsorientierte Versickungsmethode entwickelt, die neue hilfreiche Funktionalitäten in der Gestaltung dünnwandiger Blechbauteile anbietet. Das Verfahren beinhaltet einen zweistufigen Optimierungsprozess, der zunächst mit der zunehmenden Erhöhung der Sickenhöhe als steifigkeitsbestimmender Parameter beginnt (*Sickenoptimierungsprozess I*). Die daraus sich ergebende Änderung des FE-Modells wird mit einer inversen Umformsimulation bewertet, so dass mit der Entwicklung einer bereichsspezifischen Sickenquerschnittsfunktion auch festigkeitsbestimmende Parameter wie z.B. Kopf- und Fußradius iterativ bis zum versagensfreien Sickenmuster variiert werden können. In diesem Zusammenhang existieren Einschränkungen im Darstellungsbereich des Sickenquerschnitts. Abhilfe schafft eine visuelle Kontrolle des Sickenquerschnittes vor der Optimierung sowie eine Anpassung der Parameter während der Optimierung. Letzteres kann unter Umständen zu schlechten Umformergebnissen führen, so dass Designregeln abgeleitet wurden, um den Optimierungserfolg zu erhöhen. Mit dem Einsatz der ausgewählten Software können auch praxisrelevante Gesamtstrukturen in wenigen Minuten optimiert werden. Zur Designfreigabe von versagensfreien FE-Modellen ist eine CAD-Nachkonstruktion notwendig, die mit einer inkrementellen Umformsimulation im Weiteren zu überprüfen ist. Die hier entwickelte fertigungsorientierte Sickenoptimierung ermöglicht damit eine frühzeitige fertigungstechnische Abschätzung in der Aktivität *Modellierung von Prinzip und Gestalt*.

5 Trajektorienbasierte Sickenmodellierung

5.1 Grundidee und Anforderungen

Der Hauptbiegespannungszustand als Optimalitätskriterium für die Sickengestaltung bietet ein sehr großes Potenzial für die Versteifung dünnwandiger Strukturen. In diesem Zusammenhang haben ALBERS et al.¹⁶⁰ und EMMRICH¹⁶¹ grundlegende Lösungsansätze entwickelt, deren Konzept in der kommerziellen Software TOSCA Structure.bead (OC), wie in Abschnitt 2.4.2 beschrieben, eingesetzt wird. Die Grundlage dieses Konzeptes ist eine Kreisfiltertechnik, bei dem das Designgebiet zunächst in einen versickten und unversickten Bereich unterteilt wird, dessen Prozess nach absteigenden betragsmäßig größten Hauptbiegespannungen für alle Knoten im Designgebiet erfolgt. Die Ausrichtung findet dabei entlang der Hauptbiegespannungsrichtungen statt. Da diese sortierten Hauptbiegespannungen topographisch nicht zusammenhängend sind, ist eine genaue Umsetzung der Sickenbreite nicht gewährleistet. Demzufolge ergibt sich eine Abweichung zwischen der vom Anwender angegebenen Sickenbreite und der tatsächlich umgesetzten Breite.

Die eigens erarbeitete Grundidee besteht daher darin, einen Algorithmus zu entwickeln, der Hauptbiegespannungstrajektorien in Form von Polygonzügen berechnet und entlang diesen eine Versickung durchführt. Analog zur Berechnung von Hauptspannungstrajektorien soll in diesem Fall ein berechneter Hauptbiegespannungszustand als Grundlage dienen. Bei der Sickenquerschnittsgestaltung soll ein vergleichbarer Ansatz wie in Abschnitt 4.3.1 verfolgt werden, wobei in diesem Fall eine genaue Modellierung der vom Anwender eingegebenen Parameter stattfinden soll. Es ist im Weiteren zu prüfen, ob dieser trajektorienbasierte Ansatz weitere Möglichkeiten eröffnet, Einfluss sowohl auf die Sickenrichtung und -länge zu nehmen, um sowohl mechanischen sowie design- und fertigungstechnischen Anforderungen gerecht zu werden, als auch bei der Modellierung werkstofftechnischer Anisotropie. Gerade beide Aspekte der konstruktiven und materiellen Anisotropie bieten kombiniert ein hohes Potenzial zur Erhöhung der Steifigkeit dünnwandiger Strukturen. In diesem Kontext eignen sich besonders textilbasierte Technologien mit richtungsvariabler Faserablage. Demzufolge bietet sich an,

¹⁶⁰vgl. ALBERS et al. 2005a

¹⁶¹vgl. EMMRICH 2005

dass der Algorithmus beide Möglichkeiten ausschöpft. Mit einer hohen Berechnungseffizienz soll die Anwendbarkeit des entwickelten Ansatzes bei praxisrelevanten Bauteilen sichergestellt werden.

5.2 Entwicklung von Hauptbiegetrajektorien

5.2.1 Spannungsausgabe im globalen Koordinatensystem

Die Grundlage für die Entwicklung von Hauptbiegetrajektorien sind die Ergebnisse einer FE-Analyse. Bei der Anwendung von Nastran als gewählter Solver gibt es verschiedene Möglichkeiten der Spannungsausgabe. Im Hinblick auf die direkte Weiterverarbeitung der Spannungsergebnisse zur Berechnung des Hauptbiegezustandes spielt das Bezugssystem als auch das Ausgabenformat eine wichtige Rolle. Nastran gibt bei der Verwendung von Viereck- und Dreieckelementen die Spannungen standardmäßig im Elementkoordinatensystem aus, dessen Ursprungskoordinaten und Ausrichtung in beiden Fällen von der Knotennummerierung abhängt und im Fall von Viereckelementen noch zusätzlich von zwei Elementdiagonalen. Um diese Abhängigkeit zu vermeiden, gibt es die Möglichkeit, jedem Element die Identifikationsnummer eines globalen Koordinatensystems *MCID* wie folgt zuzuordnen:

`CQUAD4,EID,PID,G1,G2,G3,G4,MCID` (Viereckelement)

`CTRIA3,EID,PID,G1,G2,G3,MCID` (Dreieckelement)

mit	<i>CQUAD4/CTRIA3</i> :	Elementtyp
	<i>PID</i> :	Identifikationsnummer der Komponente
	<i>EID</i> :	Identifikationsnummer des Elementes
	<i>G1/G2/G3/G4</i> :	Identifikationsnummer der Knoten
	<i>MCID</i> :	Identifikationsnummer des Koordinatensystems

Der Solver projiziert die x- und y-Achsen des globalen Koordinatensystems auf die Fläche von jedem Element, woraus sich die z-Achse des Elementes ergibt. Die Voraussetzung für eine erfolgreiche Projektion ist jedoch, dass die Elementnormale nicht mit den beiden x- und y-Achsen des globalen Koordinatensystems übereinstimmt, anderenfalls sind weitere Koordinatensysteme einzuführen. Im Rahmen dieser Arbeit beschränkt man sich auf die Existenz eines globalen Koordinatensystems. Für den direkten Zugriff bei der Datenverarbeitung werden die Spannungsergebnisse im ASCII-spezifischen Dateiformat ausgegeben. Dabei bietet Nastran eine tabellarische Spannungsausgabe an, die als *Punch*-Datei mit der Dateiendung **.pch* zu erkennen ist. Zum Anfordern dieser Datei ist der Eintrag *PUNCH* im CASE-CONTROL-Bereich mit dem folgenden Befehl

`STRESS(SORT1,PUNCH,BILIN) = ALL`

einzugeben und mit dem Befehl

```
PARAM,OMID,YES
```

im *BULK DATA*-Bereich zu ergänzen, damit letzteres die Ausgabe im Materialkoordinatensystem, das in diesem Fall das globale Koordinatensystem repräsentiert, stattfindet. Während *SORT1* die Sortierung der Spannungsausgabe nach Lastfall, Eigenwert, Frequenz und Zeit durchführt, gibt *BILIN* die Spannungen im Elementschwerpunkt und in den Elementknoten über eine bilineare Extrapolation aus. Mit *ALL* werden alle Elemente berücksichtigt. Die Struktur der *Punch*-Datei unterstützt eine lastfall-, eigenwert- oder zeitabhängige Spannungsausgabe für jedes Element. Dabei werden die Spannungen sowohl auf der Unter- als auch auf der Oberseite des Schalenelementes berücksichtigt, die für die Berechnung des Hauptbiegespannungszustandes notwendig sind.

5.2.2 Aufbau von Datenstrukturen

Als Vorbereitung für die Biegetrajektorienberechnung werden mit Hilfe der Programmiersprache PERL Datenstrukturen mit Informationen des FE-Modells und der *Punch*-Datei erzeugt. PERL bietet sich in diesem Fall an, da es besonders für die Verarbeitung von Daten aus ASCII-Dateien ausgelegt ist. Dabei wird vor allem die PERL-spezifische Datenstruktur *Hash-Array* verwendet, um eine Zahl oder Zeichenkette als Schlüssel eine Liste mit Werten, die aus Zahlen und/oder Zeichenketten bestehen kann, zu hinterlegen. Damit kann man auf alle oder bestimmte Listeneinträge zugreifen. Die definierte Datenstruktur steht während der Laufzeit des Programms für die Weiterverarbeitung zur Verfügung, die jederzeit modifiziert werden kann.

Als erstes erfolgt die Initialisierung des FE-Modells, bei der ein zeilenweises Einlesen des FE-Modells auf Basis der Datei mit der Dateiendung **.bdf* stattfindet. Leerzeichen zwischen Zahlen oder Zeichenketten markieren dabei die Trennung der gefundenen Einträge für die Listenaufnahme. Die Nastran-spezifischen Befehle, die am Anfang der Zeile stehen, werden geprüft und mit deren Identifikationsnummer als Schlüssel gespeichert, so dass der Befehlsname die erste Position in der Liste hat und die übrigen Einträge die darauffolgenden Listenpositionen besetzen. Die Knoten- und die Elementdefinition des FE-Modells werden mit der folgenden Struktur

- GID → X,Y,Z
- EID → Elementtyp, Zugehörigkeit, GID₁, GID₂, GID₃, GID₄,MCID

gespeichert. Analog dazu werden weitere Datenstrukturen wie z.B. für Material, Belastung, Lagerung oder Knotengruppierung berücksichtigt. Mit dieser Einleseprozedur des FE-Modells gelingt bereits die Verknüpfung des Elementes als Schlüssel mit den dazugehörigen Knoten in der Liste. Darauf aufbauend wird auch eine umgekehrte Verbindung

umgesetzt, bei der zu jedem Knoten als Schlüssel die entsprechenden Elemente zugeordnet werden. Zusätzlich werden zu jedem Element die angrenzenden Elemente in die Liste abgelegt. Die folgende pfeilbasierte Schlüssel-Wert(e)-Zuordnung (Schlüssel \rightarrow Wert(e)) soll diesen Aspekt deutlich machen, bei der EID die Identifikationsnummer vom Element und GID die Identifikationsnummer vom Knoten repräsentiert:

- $GID \rightarrow EID_1, EID_2, \dots$
- $EID \rightarrow EID_1, EID_2, \dots$

Die Abbildung 5.1 verdeutlicht diese Zusammenhänge am Beispiel von viereckigen Schalenelementen.

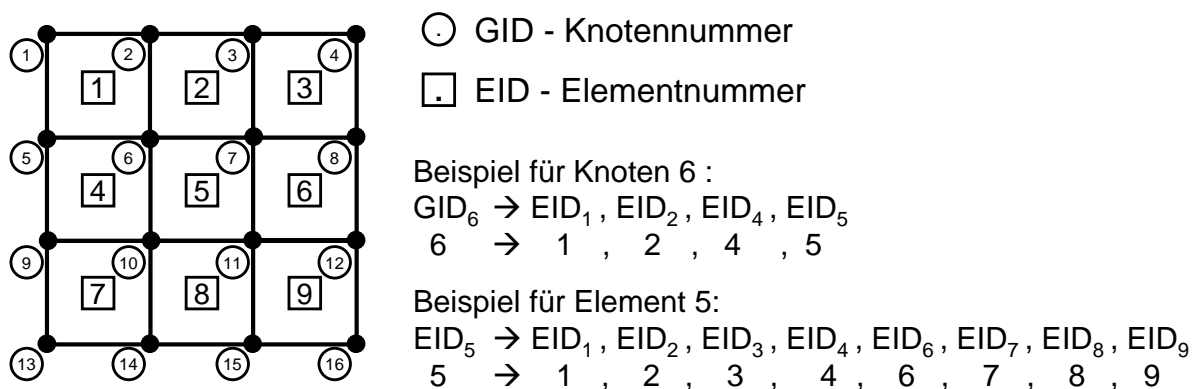


Abbildung 5.1: Verdeutlichung der Datenstruktur am Beispiel von viereckigen Elementen

Im Weiteren werden darauf aufbauend ausgewählte geometrische Größen bestimmt. In diesem Kontext werden die bereits bei der Initialisierung definierten Datenstrukturen für die Definition der folgenden Datenstrukturen herangezogen:

- $EID \rightarrow$ Koordinaten des Elementschwerpunktes
- $EID \rightarrow$ durchschnittliche Elementkantenlänge
- $EID \rightarrow$ Minimale Länge von projizierten Elementkantenlängen
- $EID \rightarrow$ Normalenvektor vom Element
- $GID \rightarrow$ Normalenvektor vom Knoten

Die Berechnung des Elementnormalenvektors erfolgt bei dreieckigen Elementen über das Vektorprodukt zweier Seiten, während bei viereckigen Elementen das Vektorprodukt der Diagonalen gebildet wird. Der knotenbasierte Normalenvektor dagegen bestimmt sich durch eine Mittelung der benachbarten Elementnormalen.

Nach diesen Datenstrukturen mit geometrischen Größen erfolgt das Einlesen der Spannungsinformationen aus der *.pch-Datei. Dabei werden alle element- und knotenabhängigen Einträge für die Unter- und Oberseite der Schalenelemente in eine Datenstruktur aufgenommen. Mit den vorhandenen Spannungskomponenten wird die

Zerlegung in einen Biege- und Membrananteil durchgeführt, so dass nach dem Lösungsweg im Anhang A.1 der Hauptbiege- und Hauptmembranspannungszustand für die Biegetrajektorienberechnung zur Verfügung steht.

5.2.3 Algorithmus

Mit der Berechnung von Hauptbiegetrajektorien wird die Position für die Sickenmodellierung festgelegt. Die Startposition bei der Berechnung von Hauptbiegetrajektorien lässt sich mit der Stelle der höchsten Hauptbiegespannung im Element aus der Datenstruktur finden. Dem Anwender wird auch die Möglichkeit gegeben, die Startposition mit der Angabe von Knoten selbst zu bestimmen, um Einfluss sowohl bei der Visualisierung von Hauptbiegetrajektorien als auch bei der Sickenmodellierung zu nehmen. Kraftangriffspunkte oder Lagerungen können dabei auch ausgewählt werden. Mit der Knotenwahl am Rand ist die Elementzugehörigkeit und damit auch der jeweilige Richtungsvektor bekannt. In der Regel hat der Randelementknoten mehrere Elementzugehörigkeiten, deshalb wird der erste Eintrag in der Liste der Knoten-Element-Zuordnung herangezogen.

Ausgehend von den gewählten Startpositionen wird jeweils die Hauptbiegetrajektorie berechnet und die dabei entstehenden Daten in weitere Datenstrukturen abgelegt. Der Richtungsvektor innerhalb des Elementes wird als konstant angesetzt. Dabei wird nicht wie bei dem in Abschnitt 2.3.2 beschriebenen Ansatz der nächste Trajektorienpunkt von Elementkante zu Elementkante bestimmt, sondern es wird im Hinblick auf die Sickenquerschnittsgestaltung (siehe Abschnitt 5.3) erwartet, dass sich mindestens ein Trajektorienpunkt innerhalb von Elementen befindet und damit eine eindeutige Elementzugehörigkeit sichergestellt wird. Die Einschränkung, dass die Elementnormale nicht parallel mit der x- und y-Achse des globalen Koordinatensystem übereinstimmt, erlaubt die Berechnung des Polygonzugs über einen projektionsbasierten Ansatz. In diesem Kontext werden die Elementknoten zuerst auf die xy-Ebene projiziert, das der Berechnung einer ebenen Hauptbiegetrajektorie gleicht. Die Schrittweite zur Berechnung der Punkte hängt vom örtlichen Diskretisierungsgrad der projizierten Elementkantenlängen ab. Die Elementzugehörigkeit kann mit der in der Abbildung 2.32 vorgestellten Standortbestimmung ermittelt werden, bei der geprüft wird, ob sich der Punkt innerhalb oder außerhalb des Elementes befindet. Besonders im Randbereich sind bestimmte Kriterien zu beachten. In diesem Kontext erfolgt eine Vektornegation des Richtungsvektors, wenn sich der zweite Punkt außerhalb des Bauteils befindet. Mit fortschreitender Berechnung des Polygonzugs ist der Algorithmus erst abubrechen, wenn der Polygonzug einen Randbereich erreicht.

Mit der bereits verfügbaren Datenstruktur über die minimale Länge von projizierten Elementkantenlängen wird die Schrittweite bestimmt. Erst die in z-Richtung durchzufüh-

rende Rückprojektion der in der Ebene liegenden Punkte auf das jeweilige Ursprungselement ermöglicht die dreidimensionale Abbildung des Polygonzugs. Die Abbildung 5.2 verdeutlicht diesen vor- und nachgeschalteten Projektionsprozess.

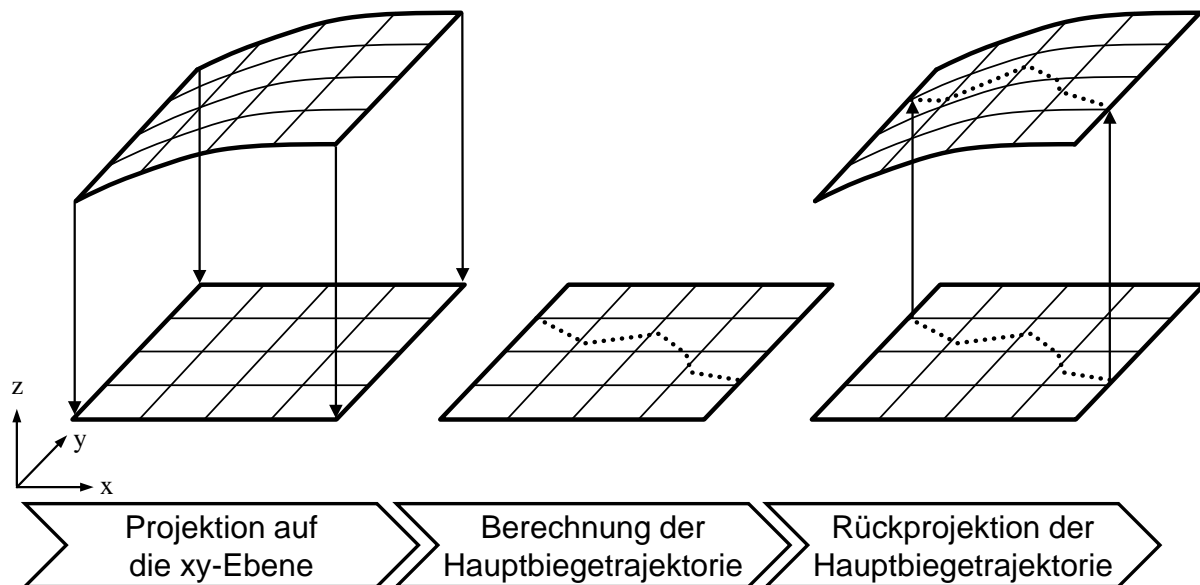


Abbildung 5.2: Schema zur Berechnung von 3D-Hauptbiegetrajektorien

5.2.4 Restriktionen

Die Ergebnisse von Optimierungsmethoden unterliegen meistens konstruktiven Änderungsmaßnahmen, da ausgewählte Restriktionen während der Optimierung nicht berücksichtigt werden. Im Folgenden werden unterschiedliche Möglichkeiten zur Restriktion des Verlaufs vorgestellt, die im Rahmen dieser Arbeit umgesetzt wurden.

Restriktion der Länge

Mit der Berechnung des Hauptbiegezustandes wird ein Designgebiet mit der Voraussetzung der Existenz von Biegespannungen vorgegeben. Aus mechanischer Sicht ist zu prüfen, wie hoch der Anteil an Biegespannungen gegenüber dem Anteil an Membranspannungen ist. Gerade das von EMMRICH vorgeschlagene Verhältnis aus Hauptbiegespannung zu Hauptmembranspannung (siehe Gleichung 2.29) führt zu einem Abbruchkriterium bei der Berechnung des Polygonzugs. Mit dem Grenzwert kann der Anwender das Designgebiet beschränken, wobei standardmäßig die absoluten Maximalhauptbiegespannungen mindestens das Doppelte der absoluten Maximalhauptmembranspannungen im Designgebiet betragen.

Restriktion des Radius und Richtung

Gerade fertigungstechnische Anforderungen wie z.B. Mindestradien bei textilbasierten Technologien mit richtungsvariabler Faserablage können mit diesem Ansatz berücksichtigt werden. Ist der neue Punkt in seinen Koordinaten bestimmt, ist mit der ermittelten Elementzugehörigkeit die Richtung und die Schrittweite für den nächsten Punkt bekannt. Aus der Schrittweite s und dem vom Anwender vorgegebenen Mindestradius r_{min} lässt sich der zulässige Winkel berechnen:

$$\alpha_{zul} = \tan^{-1} \frac{s}{r_{min}} \quad (5.1)$$

Der vorhandene Winkel α_{vorh} bestimmt sich mit dem Skalarprodukt der Richtungsvektoren der letzten beiden Punkte. Falls der vorhandene Winkel den zulässigen Winkel überschreitet, ist ein restringierter Richtungsvektor erforderlich. Mit zwei restringierten Richtungsvektoren wird der zulässige Bereich markiert (siehe Abbildung 5.3).

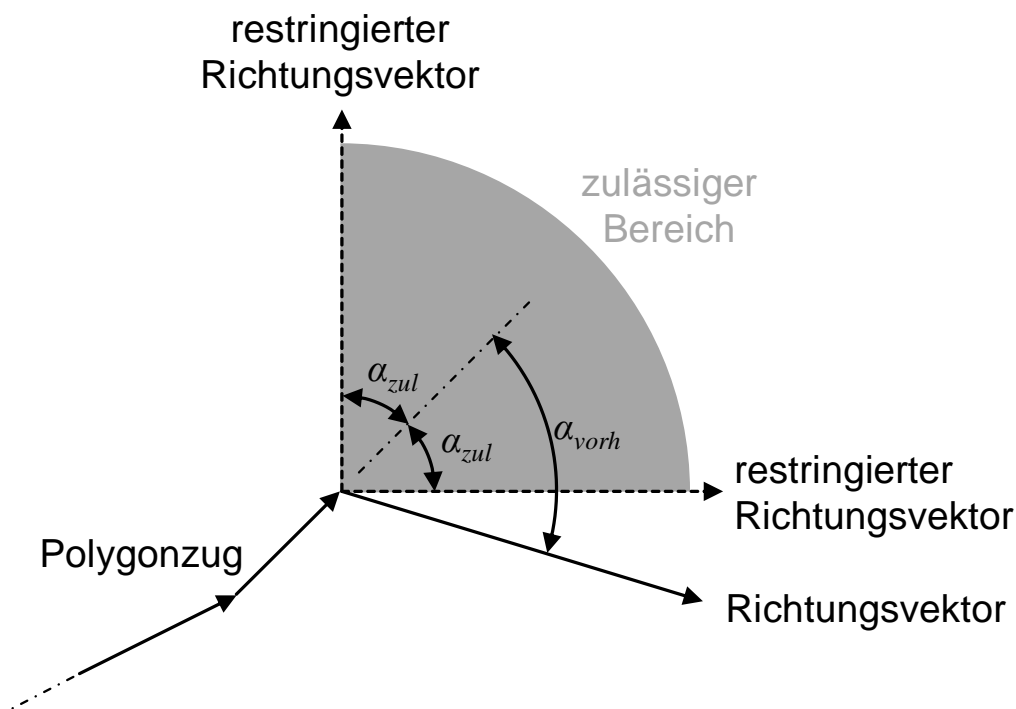


Abbildung 5.3: Richtungsvektor außerhalb des zulässigen Bereichs

Anhand dieser Abbildung wird deutlich, dass der restringierte Richtungsvektor, der den kleineren Winkel mit dem vorhandenen Richtungsvektor einschließt, für die weitere Berechnung heranzuziehen ist. Mit der Vorgabe von sehr großen Radien können auch geradlinige Sickenverläufe gestaltet werden. Alternativ dazu, ist es auch möglich, eine bestimmte Richtung vorzugeben, um geradlinige Sickenverläufe abzubilden.

Für die Veranschaulichung dieser Restriktion bietet sich besonders die Geometrie einer mittig gelochten Zugprobe an, da eine Umlenkung von Polygonzügen zur Lochmitte und

eine höhere Trajektorien-dichte im Kerbbereich erwartet werden. In diesem Fall dient der Hauptspannungszustand als Grundlage für die Berechnung der Polygonzüge, da keine Biegespannungen senkrecht zur Belastungsrichtung auftreten. Das zuvor vorgestellte Abbruchkriterium zur Einschränkung des Designgebiets wird aus Demonstrationszwecken deaktiviert. Die Abbildung 5.4 zeigt das Ergebnis mit drei unterschiedlichen Radien. Der Radius Null repräsentiert dabei einen unrestringierten Verlauf. Mit dem nächsthöheren Radius ist ein leichter Unterschied zu erkennen, in dem ein Polygonzug an der Lochkante endet. Mit dem höchsten Radius ist eine deutliche Veränderung der Verläufe zu sehen.

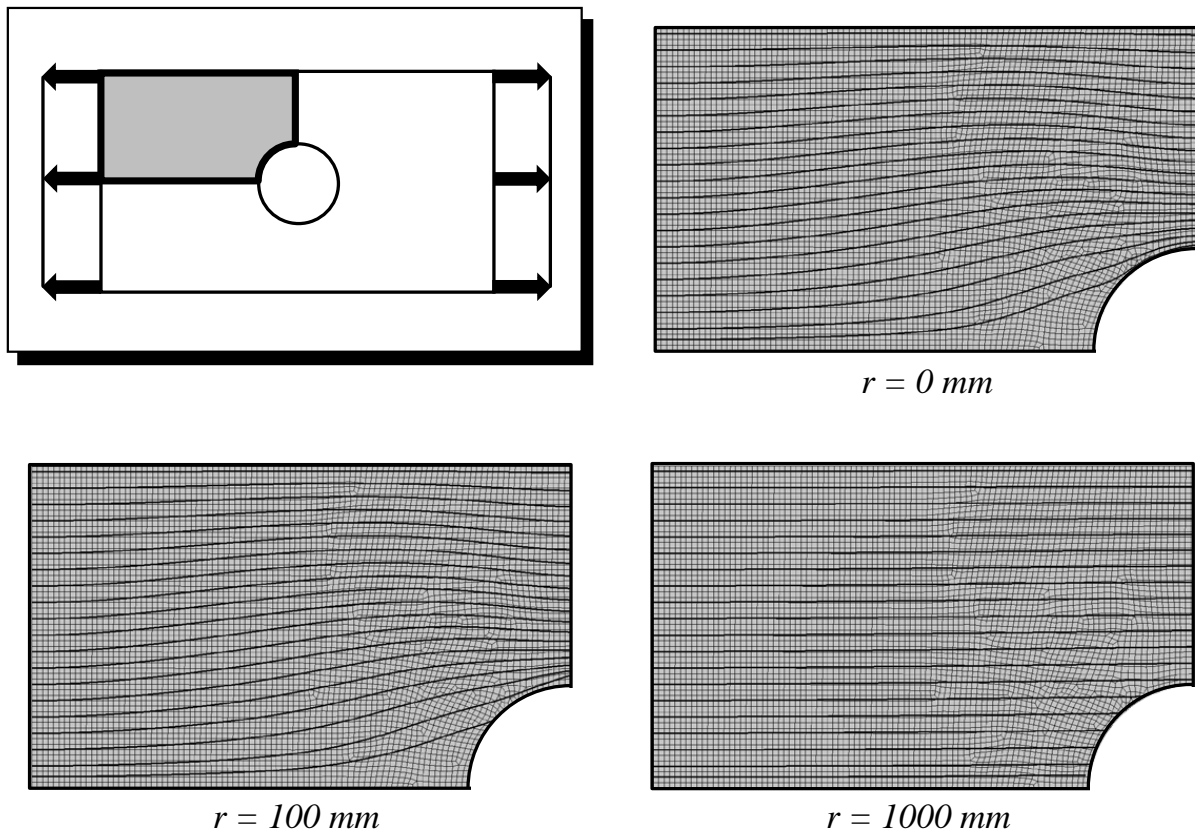


Abbildung 5.4: Verlauf von Polygonzügen ohne und mit Restriktion an den Mindestradius am Beispiel einer mittig gelochten Zugprobe

5.3 Trajektorienbasierte Sickenquerschnittsgestaltung

Mit der Berechnung von Biegetrajektorien ist die Lage der Sicke bestimmt, so dass im nächsten Schritt die Sickenausbildung durchzuführen ist. Dies erfordert zum einen die Suche von benachbarten Knoten und deren Abstände zur Biegetrajektorie und zum anderen die Verschiebung der ausgewählten Sickenknoten auf Basis der vom Anwender angegebenen Parameter zum Sickenquerschnitt. Die Umsetzung dieses Prozesses wird im Folgenden näher beschrieben.

5.3.1 Suche und Abstandsberechnung von Sickenknoten

Auf Basis der berechneten Sicken trajektorie sind Elementknoten im Bereich der vom Anwender angegebenen Sickenbreite zu finden. Zur Eingrenzung der Knoten für die Abstandsermittlung zur Biegetrajektorie ist eine standortabhängige Nachbarelementreihe von Vorteil. Da zu jedem Trajektorienpunkt auch die Elementzugehörigkeit in der Datenstruktur abgelegt ist, lassen sich zu jedem Trajektorienpunkt Nachbarelementreihen bestimmen. Die Abbildung 5.5 zeigt beispielhaft drei Nachbarelementreihen und die Sickenknoten.

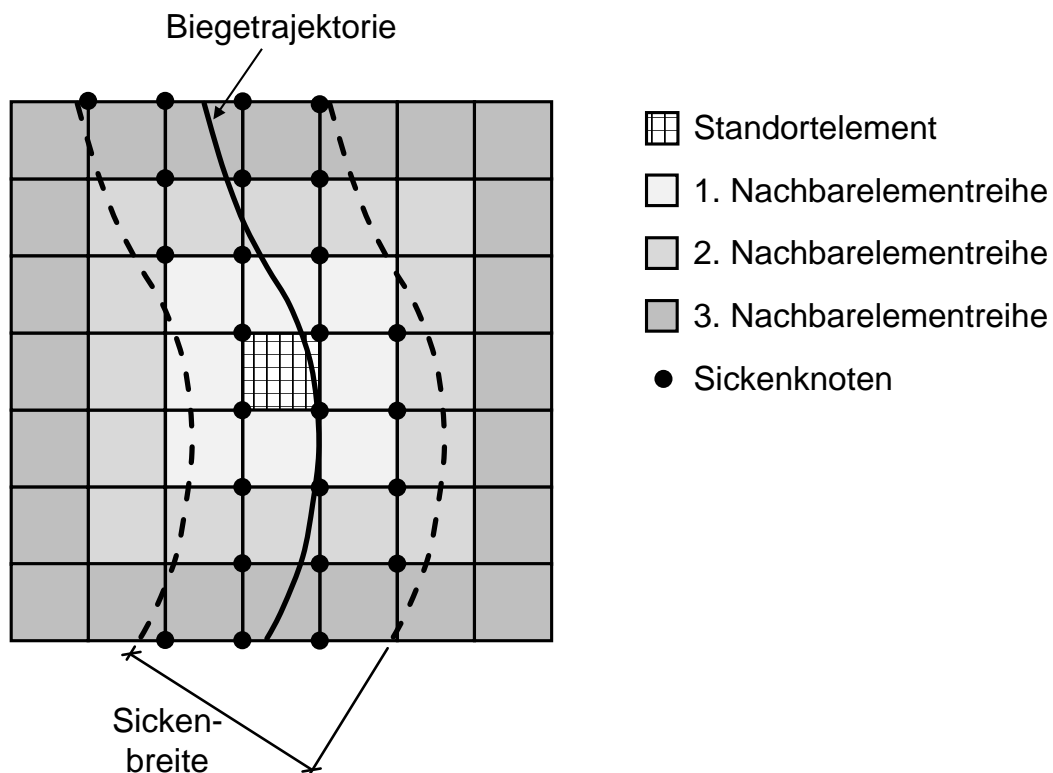


Abbildung 5.5: Standortabhängige Nachbarelementreihen zur Suche von Sickenknoten

Für die Abstandsberechnung der Knoten zur Biegetrajektorie sind jedoch ausreichend Nachbarelementreihen zu finden, da sich sonst die Sicke nicht vollständig ausbilden kann. Es ist dabei offensichtlich, dass die Elementkantenlänge bei der Bestimmung von Nachbarelementreihen eine wichtige Rolle spielt. In diesem Kontext kann das Verhältnis aus halber Sickenbreite zur durchschnittlichen Elementkantenlänge gebildet werden, dessen gerundetes Ergebnis mit einer zusätzlich gewählten Konstante die Anzahl der Nachbarelementreihen ergibt. Damit lassen sich zusammen mit der Element-Element-Beziehung die Nachbarelementreihen für jeden Standort der Trajektorienpunkte effizient ermitteln. Mit der Kenntnis der Nachbarelemente können über die Element-Knoten-Beziehung die dazugehörigen Elementknoten bestimmt werden. Im Hinblick auf die Abstandsberechnung ist es erforderlich, dass die Elementknoten jeder einzelnen Nachbarelementreihe einzeln abgerufen werden können.

Der nächste Schritt besteht darin, die relevanten Sickenknoten aus den Elementknoten der Nachbarelementreihen zu finden, die für die Abstandsberechnung in Frage kommen. Dabei werden die Knotenkoordinaten der Nachbarelemente zunächst auf die Ebene projiziert, die sich aus der standortabhängigen Elementnormalen mit dem Richtungsvektor der Biegetrajektorie definiert (siehe Abbildung 5.6).

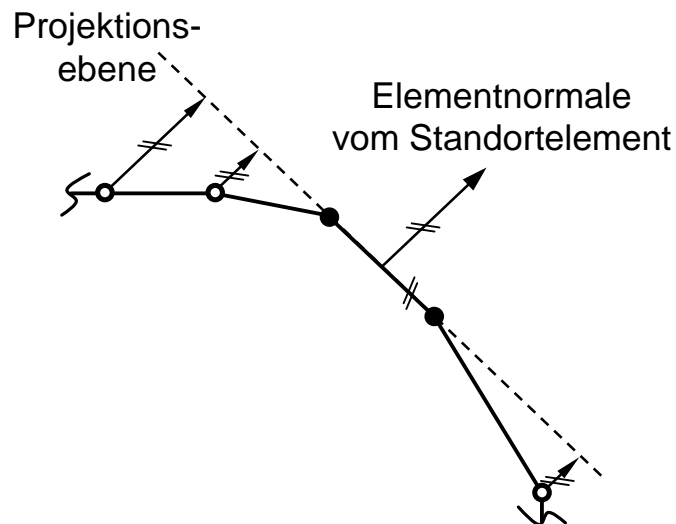


Abbildung 5.6: Projektion von Nachbar-knoten auf die standortabhängige Ebene

Die Richtung des Projektionsvektors entspricht dabei der Normalenrichtung des Standortelementes. Bevor allerdings der senkrechte Abstand vom Projektionspunkt zur Trajektorienrichtung ermittelt wird, wird der Bereich des Schnittpunktes entlang des Richtungsvektors eingeschränkt, da ansonsten eine zu große Abweichung stattfindet. Als zulässiges Gebiet wird eine Rechteckform gewählt, deren Mittelpunkt der Trajektorienpunkt ist. Die Abbildung 5.7 zeigt beispielhaft die ausgewählten Sickenknoten, die innerhalb einer vorgegebenen Rechteckform gefunden werden. Die Abmessungen dieses Rechtecks senkrecht zur Biegetrajektorie entspricht der Sickenbreite, während die Länge in Trajektorienrichtung deutlich kleiner gewählt wird. Anschließend wird überprüft, welche projizierten Nachbar-knoten sich innerhalb dieses Rechtecks befinden. Dabei wird das Schema der Standortbestimmung analog wie bei der Trajektorienberechnung berücksichtigt. Die Bestimmung des zu jedem Sickenknoten zugeordneten Abstandes erfolgt derart, dass entlang der Biegetrajektorie die erste Nachbar-knotenreihe geprüft wird, so dass die Abstandsberechnung mit der darauffolgenden Nachbar-knotenreihe gestartet wird. Das wird solange durchgeführt, bis alle Nachbar-knotenreihen berücksichtigt sind. Dabei wird beachtet, dass zu jedem Knoten nur ein Abstand in die Datenstruktur aufgenommen wird. Mit diesen gesammelten Daten wird die nächste Prozedur zur Verschiebung der Sickenknoten gestartet.

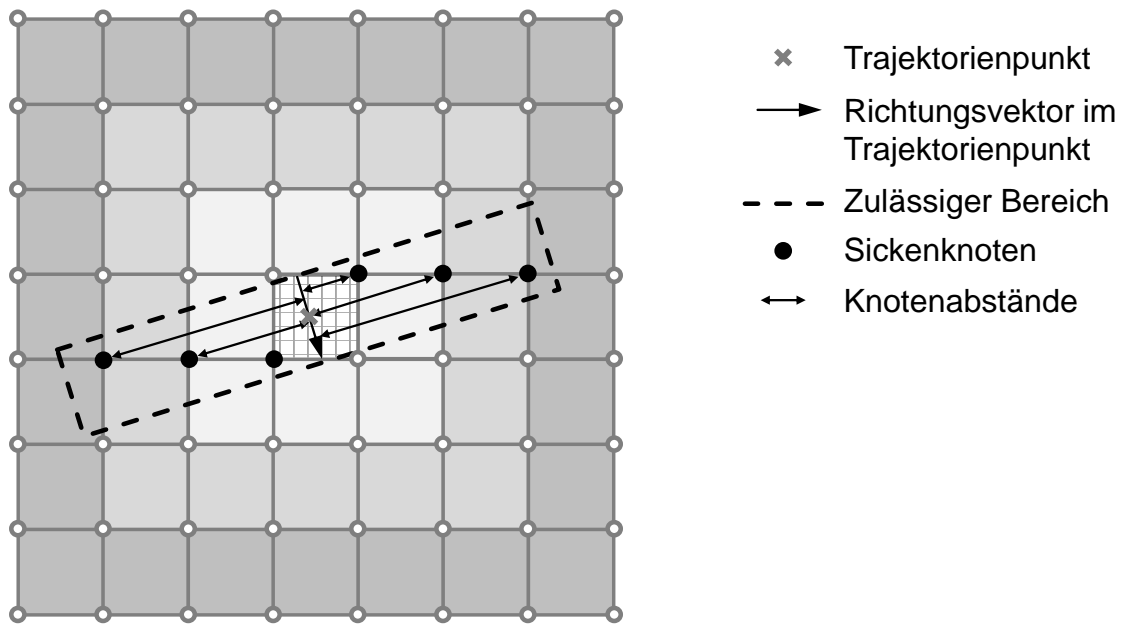


Abbildung 5.7: Suche und Abstandsberechnung von Sickenknoten im zulässigen Gebiet

5.3.2 Verschiebung von Sickenknoten

Auf Basis der gefundenen Knotenabstände zur Referenzkurve können relevante Parameter entsprechend der Definition des Sickenquerschnitts direkt umgesetzt werden. Im Vergleich zur Sickenquerschnittsgestaltung mit der Kreisfiltertechnik wird die Angabe des Wendepunktes durch die Obergurtlänge ersetzt. Mit der C_1 -Stetigkeit des Sickenquerschnitts entsteht jedoch eine Abhängigkeit bei der Parameterwahl. Der Anwender kann jedoch mit einem Tabellenkalkulationsblatt seine Parameter eingeben und sich den abhängigen Parameter ausgeben lassen. Zusätzlich werden die Bereichsgrenzen ermittelt, die als Grundlage für die Zuordnung der gemessenen Knotenabstände dienen. Da der Polygonzug als Referenzkurve betrachtet wird, werden die Knotenabstände bezüglich dieser Kurve gemessen. Somit wird die in Abschnitt 4.3.1 definierte bereichsbasierte Querschnittsfunktion an diese Bedingungen angepasst. Je nachdem, in welchem Sickenquerschnittsabschnitt sich der Knoten befindet, wird die entsprechende Querschnittsfunktion aktiv. Die Verschiebungsrichtung orientiert sich an den jeweiligen Knotennormalen, wobei die Verschiebung wahlweise in beide Richtungen erfolgen kann.

Zur Demonstration dieser Funktionalität wird beispielhaft ein rechteckiger Ausschnitt ($l = 11,0 \text{ mm}$, $b = 60,0 \text{ mm}$) sowie ein gekrümmtes Segment ($r_i = 60,0 \text{ mm}$, $r_a = 120,0 \text{ mm}$) mit jeweils einer mittig vorhandenen Biegetrajektorie gewählt. Die Parameter werden so gewählt, dass sich der Fußradius als abhängige Größe ergibt:

- Sickenhöhe: $25,0 \text{ mm}$
- Sickenbreite: $60,0 \text{ mm}$
- Obergurtlänge: $20,0 \text{ mm}$

- Kopfradius: $4,0\text{ mm}$
- Flankenwinkel: $75,0^\circ$
- Fußradius: $6,8\text{ mm}$
- Untergurtlänge: $10,0\text{ mm}$

Die Abbildung 5.8 zeigt die Ausgangslage mit dem dazugehörigen Resultat der Knotenverschiebung. Die Verschiebungsvektoren haben in diesem Fall aufgrund der ebenen Lage der finiten Elemente die gleiche Richtung. Mit der Verschiebung der Knoten geht automatisch eine Verformung der Elemente einher. Vor allem im Flankenbereich sind die Elementverformungen am größten. Die hier gewählte Vernetzung ist an den Verlauf der Sicke so orientiert, dass das Ergebnis besser kontrolliert werden kann. In diesem Kontext sind auch keine kritischen Elementverformungen wie z.B. schiefwinklige Elemente zu erwarten. Im Allgemeinen jedoch ist die Vernetzung an den Sickenverlauf nicht angepasst, so dass ungünstige Elementverformungen auftreten können. Daher ist das Ergebnis generell hinsichtlich Elementqualität zu bewerten, ob eine Neuvernetzung mit einer kleineren Elementkantenlänge entweder im kritischen Bereich oder im gesamten Bereich vor der Versickung erforderlich ist. Erst wenn eine zufriedenstellende Elementqualität sichergestellt ist, ist eine anschließende FE-Analyse der ermittelten Versickung in ihrer Nutzung als Leitstützstruktur durchzuführen.

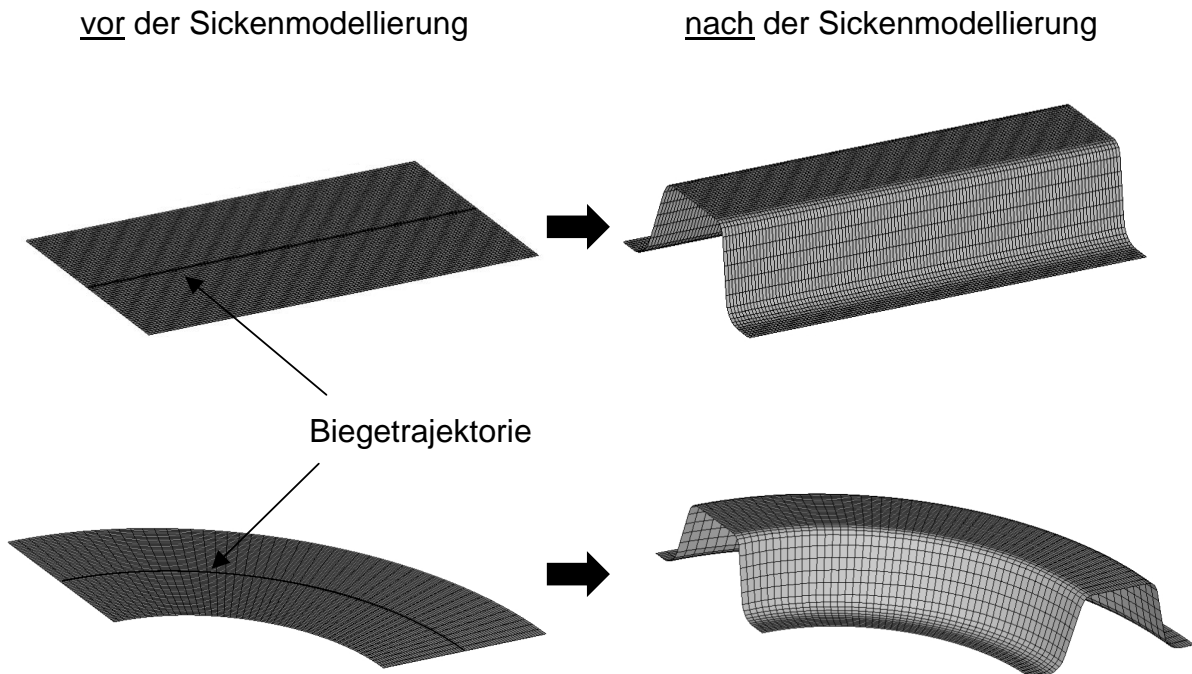


Abbildung 5.8: Sickenbildung ohne Sickenauslauf entlang einer in der Ebene geraden und gekrümmten Biegetrajektorie

Die bereichsspezifischen Querschnittsfunktionen wurden auch für die Modellierung des Sickenauslaufs umgesetzt. Es bestehen für diesen Sickenauslauf Möglichkeiten, je

nach umform- oder textiltechnischen Anforderungen unterschiedliche Querschnittsfunktionen zu berücksichtigen. Zur Demonstration der Sickenauslaufmodellierung wurde unter Verwendung des zuvor rechteckigen Abschnittes jeweils an dessen Kante mit dem Trajektorienende ein halbkreisförmiger Bereich hinzugefügt. Für den Bereich des Sickenauslaufs wurde eine rotationssymmetrische Vernetzung gewählt, um auch hier das Ergebnis visuell eindeutig kontrollieren zu können. Das dazugehörige Ergebnis ist in der Abbildung 5.9 dargestellt.

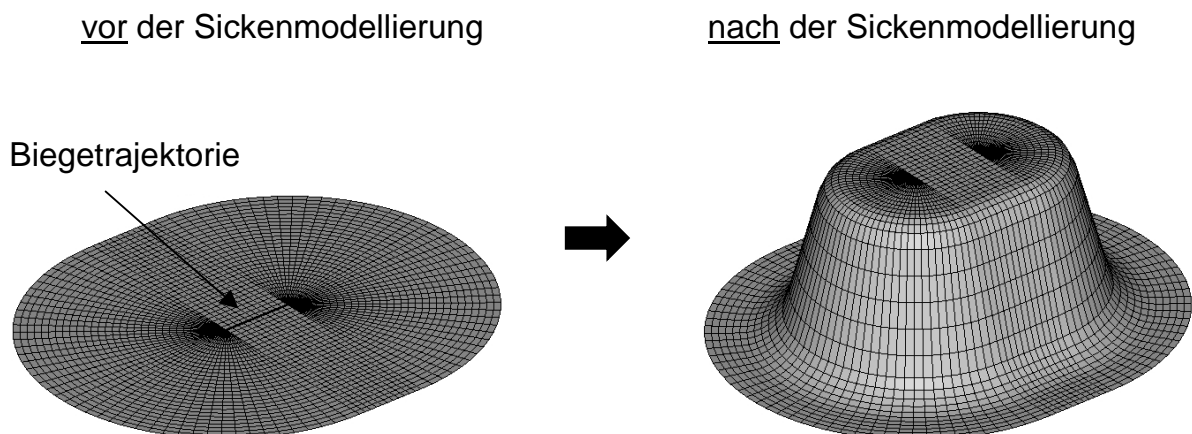


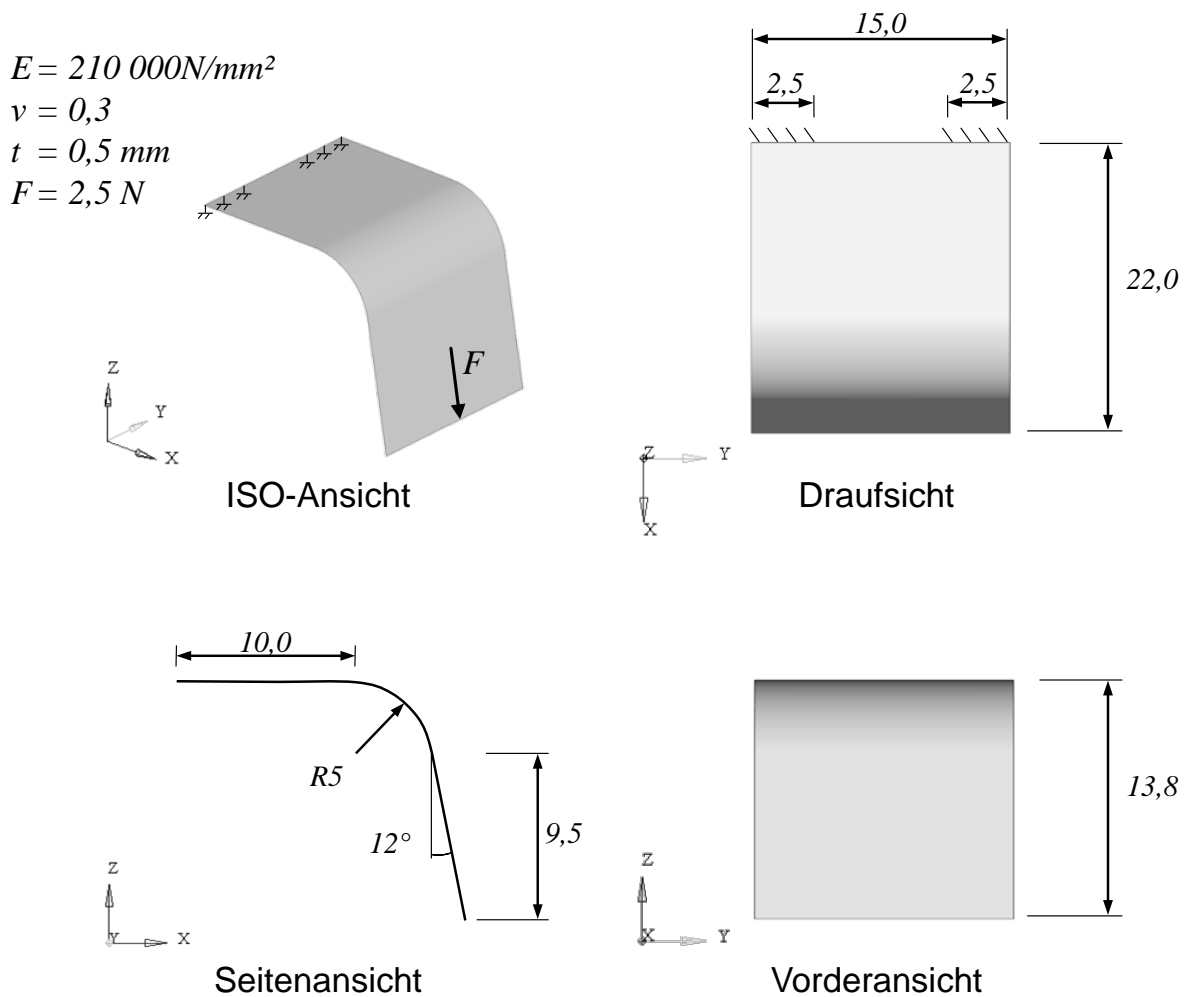
Abbildung 5.9: Sickenausbildung mit Sickenauslauf entlang einer in der Ebene geraden Biegetrajektorie

Die neuen Knotenkoordinaten werden aus der Datenstruktur zusammen mit den restlichen Informationen des FE-Modells wie z.B. Element- oder Materialdefinition automatisiert in ein neu erstelltes Nastran-spezifisches FE-Modell ausgegeben, so dass dieses für die anschließende FE-Analyse zur Verfügung steht. Bei textilbasierten Technologien mit richtungsvariabler Faserablage lässt sich ein anisotropes Material so einführen, dass das berechnete Richtungsfeld die Faserorientierung in der versickten Lage vorgibt. Dabei wird elementweise ein zusätzliches Koordinatensystem eingeführt, das eine Verknüpfung mit dem jeweiligen Element erfordert.

5.4 Demonstration am Beispiel einer Gerätehaube

Der trajektorienbasierte Versickungsprozess wird im Folgenden am Beispiel einer abstrahierten Gerätehaube demonstriert (siehe Abbildung 5.10). Die Geometrie und der Lastfall orientieren sich an das in Abschnitt 2.4.2 gezeigte Gerätehauben-Beispiel mit der Kreisfiltertechnik (siehe Abbildung 2.43). Der Lastfall beinhaltet eine zentrische Last senkrecht zur unteren Bauteilkante, während die gegenüberliegende Bauteilkante im seitlichen Bereich eingespannt gelagert wird. Zur Lauffähigkeit des entwickelten Algorithmus wird jedoch die Geometrie leicht verändert, in dem eine geringe Neigung

von 12° des senkrechten Bereichs durchgeführt wird und damit eine Projektion der Elementknoten auf die xy -Ebene ohne Knotenkongruenz sicherstellt.



Angaben der Maße in mm

Abbildung 5.10: Geometrie einer abstrahierten Gerätehaube

Auf Basis dieser Geometrie erfolgt die Diskretisierung mit Viereckelementen, deren jeweilige Elementkantenlänge $0,25\text{ mm}$ misst. Als Material wird ein herkömmlicher Tiefziehstahl mit einer Wandstärke von $0,5\text{ mm}$ gewählt. Mit der zusätzlichen Modellierung der Lagerung und Belastung wird das FE-Modell linear-elastisch mit dem Solver Nastran berechnet, so dass die Berechnungsergebnisse in Form der Dateien **.op2* und **.pch* zur Verfügung stehen. Das FE-Modell ist in der Abbildung 5.11 zu sehen, in der auch dessen Verschiebungsfeld mit der maximalen Verschiebung am Kraftangriffspunkt dargestellt ist.

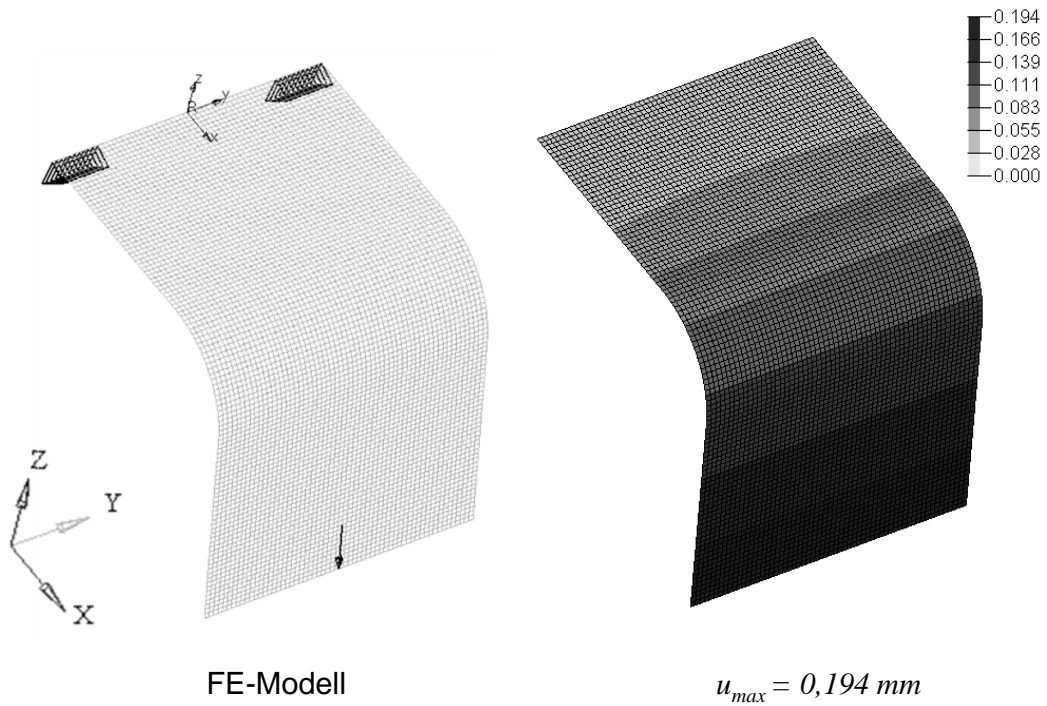


Abbildung 5.11: Gerätehaube als FE-Modell mit dazugehörigem Verschiebungsfeld

Infolge der Hebelarmwirkung ist es einfach nachzuvollziehen, dass im Bereich der Lagerung die größte Biegebelastung auftritt (siehe Abbildung 5.12). Hauptspannungs- und Hauptbiegespannungsverteilung unterscheiden sich bei diesem Beispiel nur geringfügig voneinander.

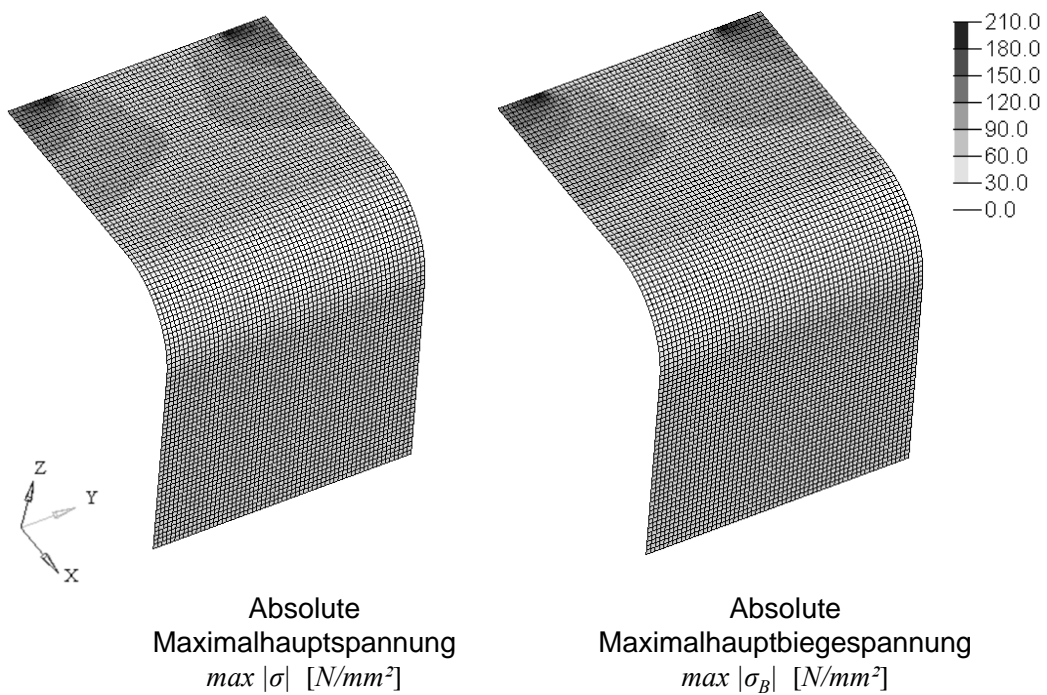


Abbildung 5.12: Hauptspannungs- und Hauptbiegespannungsverteilung einer Gerätehaube

Die Grundlage für den Verlauf der zu berechnenden Hauptbiegetrajektorien ist das Richtungsfeld der Hauptbiegespannungen, das in der Abbildung 5.13 links zu sehen ist. Mit der in Abbildung 5.13 rechts dargestellten Bereichseinteilung wird deutlich, wo die Biegebelastung die Membranbelastung überwiegt. Der Grenzwert für das Abbruchkriterium für das Designgebiet wird derart definiert, dass die absolute Maximalhauptbiegespannung mindestens das Zweifache der absoluten Maximalhauptmembranspannung beträgt. Zur besseren Verdeutlichung des Richtungsfeldes werden dem Designgebiet einzelne Richtungspfeile exemplarisch hinzugefügt. Die kleineren Biegebelastungszonen werden vernachlässigt, da deren flächenmäßige Größen für die Ausbildung einer Sicke zu klein sind.

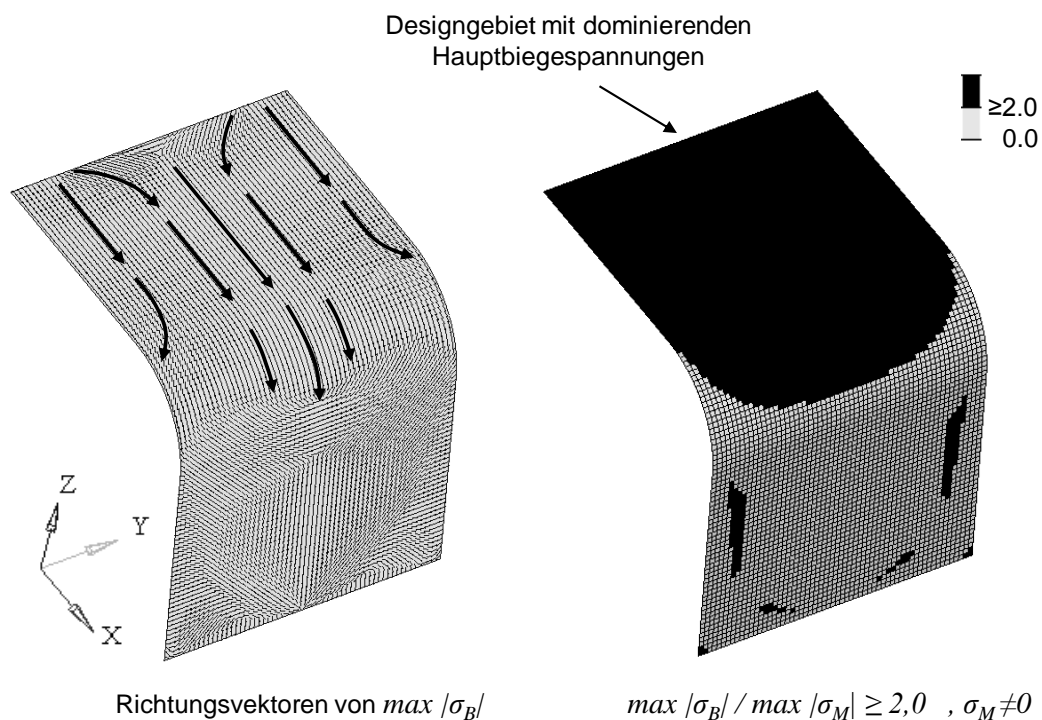


Abbildung 5.13: Normiertes Richtungsvektorfeld der Hauptbiegespannungen und Darstellung des Designgebiets mit dominierenden Hauptbiegespannungen

Für die Sickenquerschnittsausbildung werden folgende Parameter definiert:

- Sickenhöhe: $0,50 \text{ mm}$
- Sickenbreite: $3,00 \text{ mm}$
- Obergurtlänge: $0,20 \text{ mm}$
- Kopfradius: $0,40 \text{ mm}$
- Flankenwinkel: $40,0^\circ$
- Fußradius: $1,53 \text{ mm}$
- Untergurtlänge: $0,01 \text{ mm}$

Die Startposition wird so gewählt, dass sich wie im Beispiel mit der Kreisfiltertechnik ein vergleichbares Sickenmuster ausbildet. Die Knoten für die Berechnung der

Hauptbiegetrajektorien werden entlang der Lagerungskante im Bereich der größten Biegebelastungen vorgegeben. Auf Basis unterschiedlich verfügbarer Funktionalitäten im entwickelten Algorithmus werden im Folgenden verschiedene Parameter zur Variation der Sickenverläufe untersucht. Im Hinblick auf die Vergleichbarkeit der maximalen Verschiebung wird von der gleichen Masse des versickten Modells ausgegangen. Die isotrope Materialdefinition bleibt dabei auch unverändert. Alle durchgeführten Berechnungen, die auf einem typischen PC-System (2,93 GHz mit 2 CPU's, 8 GB RAM) durchgeführt wurden, benötigen lediglich wenige Minuten.

Bei der ersten Berechnung erfolgt die Sickenbildung nur im Bereich dominierender Hauptbiegespannungen. Die Abbildung 5.14 zeigt das Ergebnis mit dem Verlauf der Hauptbiegetrajektorien und dem dazugehörigen Sickenmuster. Mit der Negation der Richtung der Knotenverschiebung können wahlweise außen- oder innenliegende Sicken erzeugt werden.

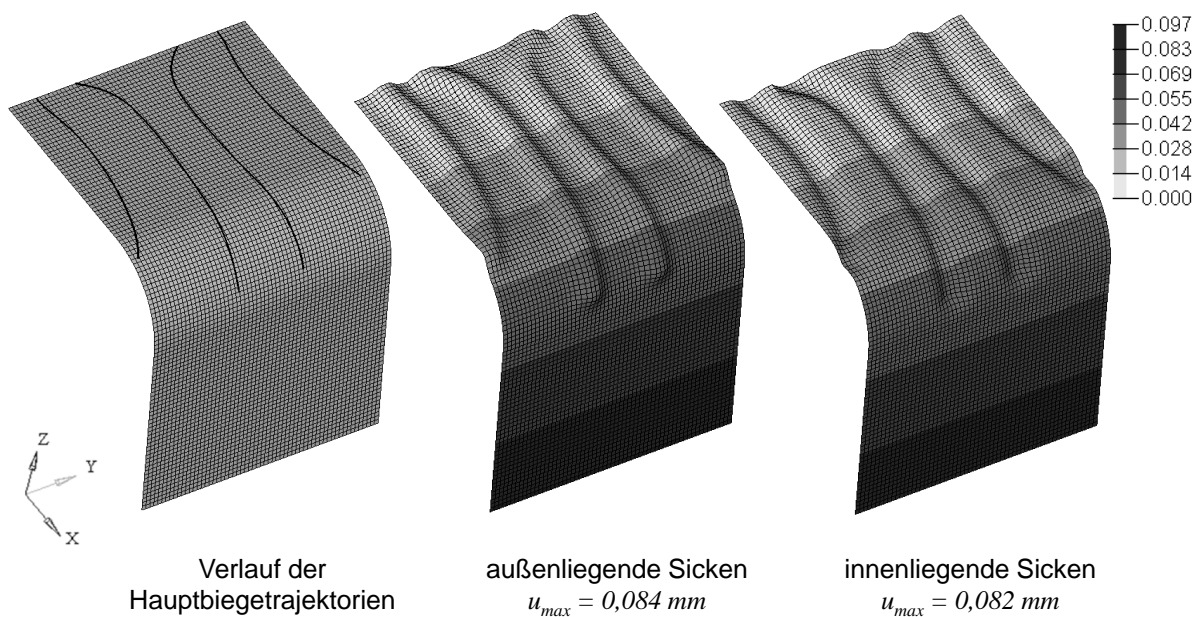


Abbildung 5.14: Sickingestaltung auf Basis berechneter Hauptbiegetrajektorien

Das Sickenmuster kann aus Sicht eines Konstrukteurs so vereinfacht werden, das geradlinige Sicken genügen. In diesem Fall wird dem Algorithmus eine Richtung vorgegeben, dessen Resultat die Abbildung 5.15 zeigt. Es trägt allerdings nicht zu einer höheren Steifigkeit bei.

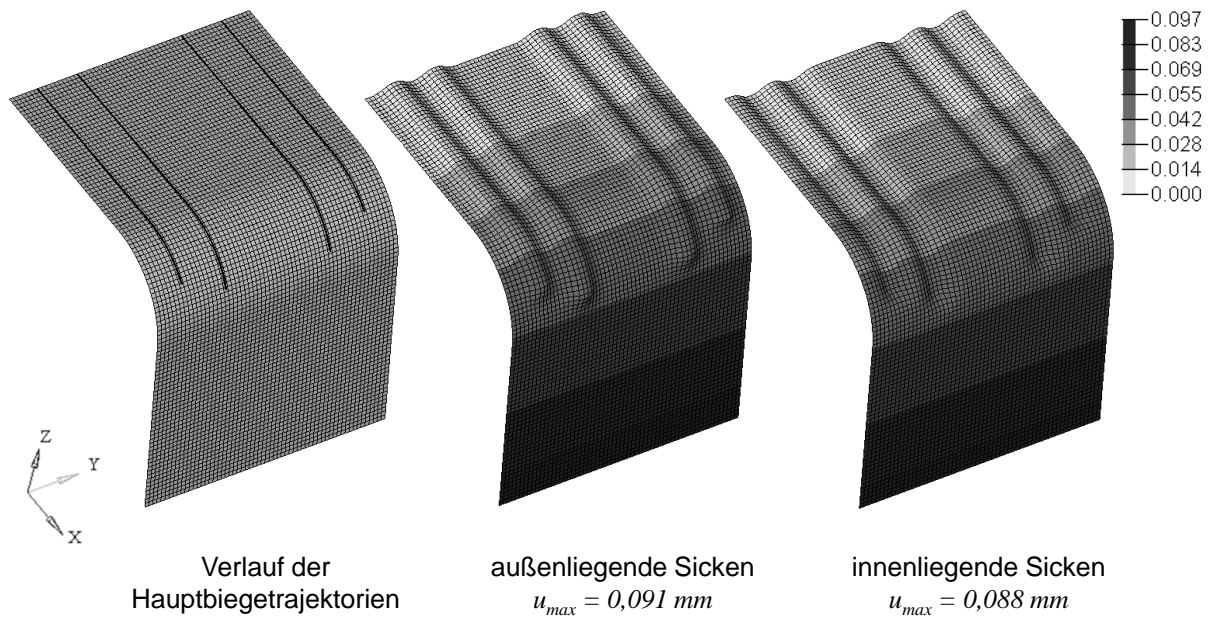


Abbildung 5.15: Sickengestaltung auf Basis restringierter Hauptbiegetrajektorien

Sofern das Abbruchkriterium deaktiviert wird, verlaufen die Sicken, wie in der Abbildung 5.16 dargestellt, von einer Bauteilkante zur gegenüberliegenden Bauteilkante. In diesem Fall werden Sicken auch im Bereich mit dominierender Membranbelastung platziert.

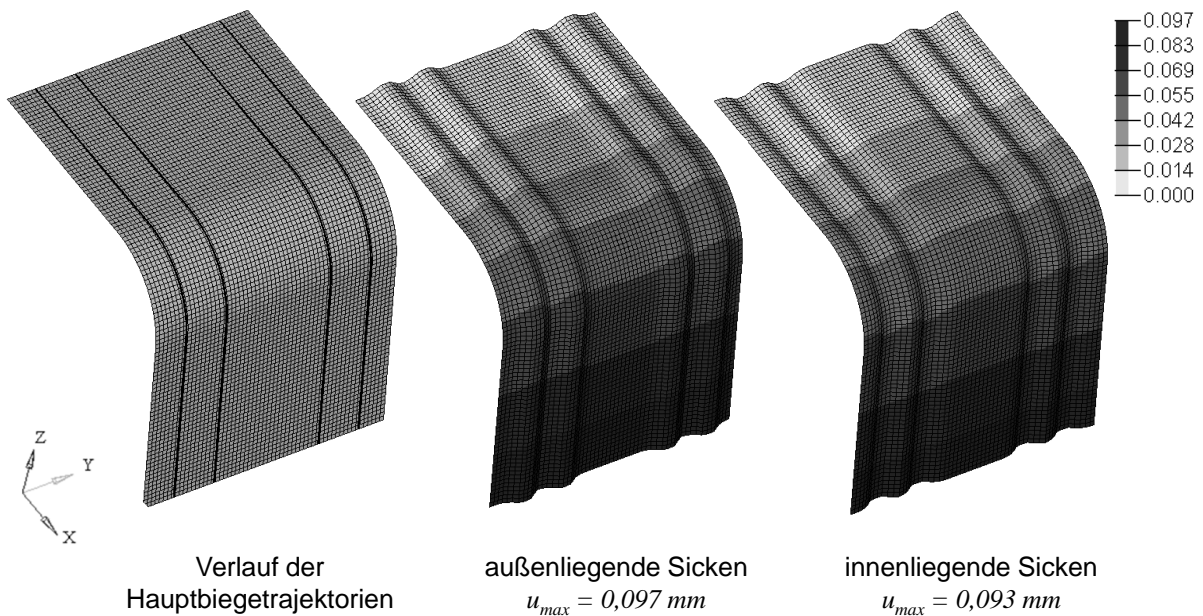


Abbildung 5.16: Sickengestaltung auf Basis restringierter Hauptbiegetrajektorien ohne Abbruchkriterium

Die vorgegebene Sickenquerschnittsform wird entsprechend der eingegebenen Querschnittsparameter entlang der räumlich gekrümmten Hauptbiegetrajektorien in beiden Verschiebungsrichtungen genau abgebildet. Bei allen Varianten zeigt sich, dass die innenliegenden Sicken im Vergleich zu außenliegenden Sicken geringere Maximalverschiebungen am Kraftangriffspunkt aufweisen. Je nach Geometrie ist es daher lohnenswert, Sickenmuster in unterschiedlichen Richtungen sich ausbilden zu lassen, um deren Ergebnisse miteinander vergleichen zu können.

5.5 Fazit

Im Rahmen dieses Kapitels wurde eine trajektorienbasierte Sickenmodellierung entwickelt, die auf einem zweistufigen Ansatz basiert. Dieser setzt sich zum einen aus der Berechnung von Hauptbiegetrajektorien und zum anderen aus der Sickenausbildung entlang dieser Trajektorien zusammen. In beiden Stufen können fertigungstechnische Restriktionen berücksichtigt werden. Die Restriktion an Mindestradien im Trajektorienverlauf ist besonders für textilbasierte Verfahren mit richtungsvariabler Faserablage von wesentlicher Bedeutung. Mit der Abstandsmessung zwischen Trajektorien und benachbarten Elementknoten wird auf Basis der bereichsbasierten Querschnittsfunktion die Zuordnung im jeweiligen Sickenquerschnittsabschnitt ermöglicht. Damit stehen die gesamten zur Sickenquerschnittsdefinition benötigten Parameter dem Anwender zur Verfügung (Höhe, Breite, Untergurt, Fußradius, Flankenwinkel, Kopfradius, Obergurt). Im Vorfeld der Sickenmodellierung sollte der Anwender seine Parameterkombination auf Gültigkeit überprüfen, da mit der Entwicklung der Querschnittsfunktion die Anforderung an eine C_1 -Stetigkeit besteht. Mit der Vorgabe an Mindestradien im Fußbereich lassen sich konkave Bereiche so beeinflussen, dass z.B. bei der Patchablage im FPP-Verfahren keine Bridging-Effekte auftreten.

Die Hauptvorteile gegenüber der kreisfilterbasierten Sickenmodellierung bestehen vor allem in der genaueren Modellierung von Sickenquerschnitten entlang von Sickenverläufen und in der Möglichkeit, Einfluss auf den Sickenverlauf zu nehmen.

6 Zusammenfassung und Ausblick

In der vorliegenden Arbeit wurden neue Ansätze zur Berücksichtigung von Fertigungsrestriktionen bei der numerischen Sickengestaltung dünnwandiger Gesamtstrukturen vorgestellt. Der Fokus richtete sich dabei auf folgende Thematiken:

Versickungsprozess mit integrierter Umformsimulation

Zusammenfassung

Mit der Entwicklung eines fertigungsorientierten Sickenoptimierungsprozesses ist eine Beurteilung der Umformbarkeit von Blechen im Optimierungszyklus bei sinnvollen Rechenzeiten erstmals realisierbar.

Die Grundidee für diesen Prozess bestand darin, eine Sickenoptimierung mit einer Umformsimulation zu verknüpfen. Da es auf dem Gebiet der optimalitätskriterienbasierten Sickenoptimierung bereits institutseigene Entwicklungen sowie Zugriffsmöglichkeiten auf Implementierungsschnittstellen gibt, wurde die kommerzielle Software TOSCA Structure.bead mit dem optimalitätskriterienbasierten Algorithmus ausgewählt. Um die Berechnungseffizienz auch in Kombination mit der Umformsimulation sicherzustellen, wurde die inverse nichtlineare Umformsimulationssoftware HyperForm One Step ausgewählt, bei der keine Werkzeugmodellierung erforderlich ist. Damit vereinfachte sich im Optimierungsprozess die eigens entwickelte automatisierte Syntax-Konvertierung von versickten FE-Modellen als Ergebnis des Versickungsprozesses zur umformtechnischen Modellierung. Mit einer definierten Grenzformänderungskurve konnte eine umformtechnische Versagensüberprüfung stattfinden, deren iterative Ergebnisse in Form von Grenzformänderungsdiagrammen interaktiv verfolgt werden können und nach dem Optimierungsprozess zur Analyse zur Verfügung stehen.

Im Hinblick auf die eingeschränkten Funktionalitäten zur Variation festigkeitsbestimmender Sickenquerschnittsparameter im Optimierungsprozess wurde eine neue Querschnittsfunktion entwickelt. Damit lässt sich unter bestimmten Randbedingungen der Übergang von Untergurt zu Obergurt von Sickenquerschnitten gezielt verändern.

Mit der durchgeführten Kopplung und der bereichsspezifischen Querschnittsfunktion wurde ein zweistufiger fertigungsorientierter Sickenoptimierungsprozess aufgebaut. Der erste Optimierungsprozess (*Sickenoptimierungsprozess I*) ermöglicht eine schrittweise

Zunahme der Sickenhöhe, die umformtechnisch überprüft wird. Für den Fall, dass die definierte Zielhöhe der Sicke versagensfrei erreicht wird, wird der Prozess beendet, anderenfalls erfolgt im zweiten Optimierungsprozess (*Sickenoptimierungsprozess II*) eine Korrektur festigkeitsbestimmender Optimierungsparameter.

Die gesamte Prozesssteuerung einschließlich der Syntax-Transformation und Versagensbewertung wurde in der Programmiersprache PERL durchgeführt. Die einzelnen Stufen des Optimierungsprozesses wurden am Beispiel einer Kreisplatte bzw. in der Folge der Optimierung am Beispiel einer Napfform verdeutlicht. Zusätzlich konnten relevante Einflussparameter auf das Optimierungsergebnis als auch Einschränkungen in den entwickelten Funktionalitäten beschrieben werden. In diesem Zusammenhang konnten relevante Designregeln adressiert werden. Mit der Anwendung der Methode an einer beispielhaften Ölwanne zeigte sich, dass auch praxisrelevante Bauteile optimiert werden können.

Damit bietet der in dieser Arbeit vorgestellte fertigungsorientierte Versickungsprozess die Möglichkeit, fertigbare Sickenmuster bei der Gestaltung dünnwandiger Gesamtstrukturen zu realisieren und ein gezieltes Frontloading zu erreichen, indem produktions-spezifische Bedingungen bereits innerhalb der Aktivität *Modellierung von Prinzip und Gestalt* berücksichtigt werden können.

Ausblick

Die Kopplung der Sickenoptimierung mit der inversen Umformsimulation stellt eine Abschätzung der umformtechnischen Ergebnisse dar. Diese hier entwickelte rechnergestützte Methode bietet aber die Möglichkeit, das Sickenmuster mit einer inkrementellen Simulation zu bewerten, um die Prozesssicherheit zu erhöhen. In diesem Zusammenhang könnten auch mehrstufige Umformsimulationen oder Vorverformungen berücksichtigt werden. Demgegenüber steht allerdings die Anforderung an eine automatisierte Modellierung des Blechzuschnitts und des Werkzeugs (Stempel, Matrize, Niederhalter) und die mit diesem Verfahren einhergehende längere Berechnungszeit.

Weiteres Verbesserungspotenzial besteht zum einen in der Übertragung der umformtechnischen Wandstärkeausdünnung auf das Optimierungsmodell, so dass eine genauere Vorhersage des Deformationsverhaltens stattfinden könnte, und zum anderen in der Vermeidung der Eingabe von normierten Querschnittsparametern, so dass der Anwender die tatsächlichen Radien berücksichtigen könnte. Generell ist in diesem Zusammenhang der normierte Darstellungsbereich zu untersuchen, ob eine direkte Umsetzung wie bei der trajektorienbasierten Sickenmodellierung möglich ist.

Bei diesem entwickelten fertigungsorientierten Optimierungsprozess zeigte sich, dass sich im umformtechnischen Versagensfall die Sickenhöhe im darauffolgenden Prozessschritt nicht mehr erhöht, da der Fokus auf der Änderung festigkeitsbestimmender

Parameter liegt. Darauf aufbauend könnte eine weitere Erhöhung der Sickenhöhe stattfinden. Weiteres Potenzial in diesem Kontext besteht darin, dass kritische umformtechnische Bereiche nicht mehr verändert werden, während der restliche Sickenbereich solange optimiert wird, bis die Umformergebnisse die Grenzformänderungskurve erreichen. Das resultierende Sickenmuster hätte damit unterschiedliche Sickenhöhen. Darüber hinaus wäre zu überlegen, die inkrementelle Sickenhöhe adaptiv auf Basis der Abstandmessung der Umformergebnisse zur Grenzformänderungskurve zu gestalten, um den Optimierungsprozess noch effizienter durchzuführen.

Trajektorienbasierte Sickenmodellierung

Zusammenfassung

Mit der entwickelten trajektorienbasierten Sickenmodellierung ist es möglich, mehr Einfluss auf den Verlauf der Sicke und deren Querschnittsform zu nehmen, so dass ausgewählte fertigungstechnische Randbedingungen bei der Sickengestaltung aus metallischen Werkstoffen oder faserverstärkten Kunststoffen berücksichtigt werden können.

Aus der Motivation der bestehenden Sickenmodellierung mit der Kreisfiltertechnik und der damit verbundenen Schwachstellen in der Sicken- und Querschnittsgestaltung wurde im Rahmen dieser Arbeit ein zweistufiger Ansatz zur Sickenmodellierung entwickelt. Dieser beinhaltet zunächst die Bestimmung der Sickenlage durch die Berechnung von Hauptbiegetrajektorien, deren Verläufe durch die Angabe von Mindestradien beeinflusst werden können. Das macht es vor allem bei der Anwendung von textilen Herstellungstechnologien mit richtungsvariabler Faserablage interessant, da fertigungstechnische Mindestradien zu berücksichtigen sind.

Im zweiten Schritt wird eine Querschnittsfunktion herangezogen, um eine Sickenausbildung entlang der berechneten Hauptbiegetrajektorien zu erzeugen. Bei der Wahl des Querschnitts stehen alle Parameter zur Verfügung, die die einzelnen Bereiche des Sickenquerschnittes repräsentieren. Kritische Querschnittsbereiche, wie sie bei der Umformung oder bei der Faserbelegung wie z.B. im FPP-Verfahren entstehen oder im Vorfeld bekannt sind, können durch eine gezielte Parameterangabe vermieden werden.

Gerade beide Aspekte der konstruktiven und materiellen Anisotropie bieten kombiniert bei der Sickengestaltung ein hohes Leichtbaupotenzial.

Ausblick

Mit der bisherigen trajektorienbasierten Sickenmodellierung bleibt der Aspekt bei gleicher örtlicher Biegebelastung in beiden Richtungen unberücksichtigt, das zu einer Sickenverzweigung führen würde. Dies erfordert die Berechnung von Hauptbiegetrajektorien, die senkrecht zueinander stehen, so dass sich gekreuzte Sicken ausbilden und damit einen wesentlichen Beitrag zur Versteifung liefern könnten.

Bei Anwendung von faserverstärkten Kunststoffen könnten die berechneten Hauptbiegetrajektorien die fertigungsgerechte FE-Modellierung von Laminaten unterstützen, die beispielsweise aus unidirektionalen und richtungsvariablen Faserorientierungen bestehen.

Die trajektorienbasierte Sickenmodellierung ist als Baustein einer zukünftigen Sickenoptimierung anzusehen, die analog zur OC-basierten Sickenoptimierung von TOSCA in den oben erwähnten Versickungsprozess eingebunden werden kann, um umformtechnische Aussagen durchführen zu können. In diesem Kontext sind sinnvolle Strategien für eine Querschnittskorrektur zu finden, so dass eine C_1 -Stetigkeit bestehen bleibt.

Im Weiteren besteht das Potenzial, die trajektorienbasierte Sickenoptimierung mit einem sensitivitätsbasierten Optimierungsverfahren so zu koppeln, dass die berechneten Hauptbiegetrajektorien als Parameter für eine sensitivitätsbasierte Optimierung zur Verfügung stehen und hierdurch Sickenmuster mit unterschiedlichen Restriktionen iterativ bewertet werden. Dabei können auch Sickenquerschnittsparameter auf Basis der in dieser Arbeit entwickelten Querschnittsfunktion berücksichtigt werden, so dass nicht nur die Position von Sicken, sondern auch die Querschnittsgeometrien entlang von Trajektorien variiert werden. Mit den entwickelten Optimierungsalgorithmen sollte auch ein Benchmark im Vergleich zu vorhandenen Formoptimierungsmethoden durchgeführt werden, bei dem ebene und doppelt gekrümmte Geometrien unter Berücksichtigung statischer und dynamischer Lastfälle berücksichtigt werden.

A Anhang

A.1 Hauptspannungszustand für den ebenen Fall

Der Hauptspannungszustand ergibt sich durch das Lösen des Eigenwertproblems:

$$(\boldsymbol{\sigma} - \sigma \mathbf{E}) \cdot \mathbf{v} = \mathbf{0} \quad (\text{A.1})$$

Die Eigenwerte σ_i stellen dabei die gesuchten Hauptspannungen dar, während die Eigenvektoren \mathbf{v}_i die dazugehörigen Hauptspannungsrichtungen repräsentieren. Somit lassen sich zunächst die Eigenwerte σ_i über die nicht-triviale Lösung des homogenen linearen Gleichungssystems bestimmen:

$$\det(\boldsymbol{\sigma} - \sigma \mathbf{E}) = \det \left[\begin{pmatrix} \sigma_{11} & \tau_{12} \\ \tau_{21} & \sigma_{22} \end{pmatrix} - \sigma \begin{pmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{pmatrix} \right] = 0 \quad (\text{A.2})$$

Dies führt auf ein sogenanntes *charakteristisches Polynom*, das für den ebenen Spannungszustand eine quadratische Gleichung ergibt:

$$\sigma^2 - (\sigma_{11} + \sigma_{22})\sigma + (\sigma_{11}\sigma_{22} - \tau_{12}^2) = 0 \quad (\text{A.3})$$

Die Nullstellen dieser Gleichung können mit der p-q-Formel ermittelt werden:

$$\sigma_{1,2} = -\frac{p}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{p}{2}\right)^2 - q} \quad \text{mit} \quad \begin{cases} p = -\sigma_{11} - \sigma_{22} \\ q = \sigma_{11}\sigma_{22} - \tau_{12}^2 \end{cases} \quad (\text{A.4})$$

Das Einsetzen von p und q liefert den folgenden Ausdruck:

$$\sigma_{1,2} = 0,5 (\sigma_{11} + \sigma_{22}) \pm 0,5 \sqrt{(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 4\tau_{12}^2} \quad (\text{A.5})$$

Die zu diesen Hauptspannungen $\sigma_{1,2}$ gehörenden Hauptspannungsrichtungen \mathbf{v}_i lassen sich mit folgender Formel berechnen:

$$(\boldsymbol{\sigma} - \sigma_i \mathbf{E}) \mathbf{v}_i = \mathbf{0} \quad (\text{A.6})$$

Für den Index $i = 1$ ergibt sich eine Gleichung mit den zwei Unbekannten $v_{1,1}$ und $v_{1,2}$. Mit der beliebigen Wahl einer Unbekannten lässt sich der Hauptspannungsvektor \mathbf{v}_1 ermitteln, so dass über die Eigenschaft der Orthogonalität von Hauptspannungsvektoren der Hauptspannungsvektor \mathbf{v}_2 bestimmt werden kann.

Literaturverzeichnis

ALBERS 2009

ALBERS, A.: *Skriptum – Produktentstehung (PE), SS 2009*. Universität Karlsruhe (TH), 2009

ALBERS und BRAUN 2011

ALBERS, A., BRAUN, A.: „Der Prozess der Produktentstehung“. In: *Handbuch Leichtbau – Methoden, Werkstoffe, Fertigung*. Hrsg. von F. HENNING, E. MOELLER. Hanser-Verlag, München, 2011

ALBERS und MATTHIESEN 2002

ALBERS, A., MATTHIESEN, S.: Konstruktionsmethodisches Grundmodell zum Zusammenhang von Funktion und Gestalt technischer Systeme. In: *Konstruktion*, Bd. 7 (2002)

ALBERS und MEBOLDT 2006

ALBERS, A., MEBOLDT, M.: „A New Approach in Product Development based on Systems Engineering and Systematic Problem Solving“. In: *The 15th Workshop on Applied Engineering Design Science – AEDS 2006 Workshop*. Hrsg. von Vanàk. V., S. HOSNEDL. Pilsen, Chzech Republic: The Design Society, Glasgow, Okt. 2006, S. 5–12

ALBERS und NOWICKI 2003

ALBERS, A., NOWICKI, L.: „Integration der Simulation in die Produktentwicklung - Neue Möglichkeiten zur Steigerung der Qualität und Effizienz in der Produktentwicklung“. In: *Symposium „Simulation in der Produkt- und Prozessentwicklung“*. Bremen: Andreas Burbliès (Fraunhofer IFAM, Bremen) , Jürgen Sauter (FE-Design GmbH Karlsruhe), Nov. 2003

ALBERS und WINTERGERST 2014

ALBERS, A., WINTERGERST, E.: „The Contact and Channel Approach (C&C²-A): relating a system's physical structure to its functionality“. In: *An Anthology of Theories and Models of Design: Philosophy, Approaches and Empirical Explorations*. Hrsg. von A. CHAKRABARTI, L. T. M. BLESSING. London: Springer, 2014

ALBERS et al. 2005a

ALBERS, A, WEILER, H, EMMRICH, D, LAUBER, B: A new Approach for Optimization of Sheet Metal Components. In: *Advanced Materials Research*, Bd. 6 (2005), S. 255–262

ALBERS et al. 2005b

ALBERS, A., BURKARDT, N., MEBOLDT, M., SAAK, M.: „SPALTEN Problem Solving in the Product Development“. In: *15th International Conference on Engineering Design ICED'05*. Melbourne, Australia: A. Samuel, The Design Society, Melbourne, Aug. 2005

ALBERS et al. 2009a

ALBERS, A., MAJIC, N., OTTNAD, J., SPICKENHEUER, A., UHLIG, K., HEINRICH, G.: „3-D topology optimisation in combination with fibre alignment for composite structures manufactured by tailored fibre placement, 8th World Congress on Structural and Multidisciplinary Optimization (WCSMO-8)“. In: *Proceedings of 8th World Congress on Structural and Multidisciplinary Optimization (WCSMO-8)*. Hrsg. von H.C. RODRIGUES, J. M. GUEDES, ET AL. Lisbon, Portugal, Mai 2009

ALBERS et al. 2009b

ALBERS, A., ENKLER, H.-G., OTTNAD, J.: „Die Herausforderung komplexer Simulationsprozesse – Ein methodischer Ansatz mit dem generalisierten Contact & Channel Model“. In: *6. Paderborner Workshop Entwurf mechatronischer Systeme Bd. 250*. Paderborn: Heinz Nixdorf Institut, Apr. 2009

ALBERS et al. 2010

ALBERS, A., MAJIC, N., KRÖNAUER, B., HOFFMANN, H.: „Stiffening of Sheet Metal With Failure-Free Bead Patterns“. In: *Proceedings of the ASME 2010 International Mechanical Engineering Congress & Exposition (IMECE 2010)*. Vancouver, Canada, Nov. 2010, S. 875–883

ALBERS et al. 2011

ALBERS, A., MAJIC, N., SCHMID, A.: „Virtuelle Produktentwicklung“. In: *Handbuch Leichtbau – Methoden, Werkstoffe, Fertigung*. Hrsg. von F. HENNING, E. MOELLER. Hanser-Verlag, München, 2011

ALBERS et al. 2012

ALBERS, A., DENKENA, B., MATTHIESEN, S., DENGLER, B., HOPPEN, P., MARXEN, L., SCHMALENBACH, H., WINTER, M.: *Faszination Konstruktion: Berufsbild und Tätigkeitsfeld im Wandel (acatech STUDIE)*. Hrsg. von A. ALBERS, B. DENKENA, S. MATTHIESEN. Acatech Studie. Springer Vieweg, 2012. ISBN: 978-3642319402

ALINK 2010

ALINK, T.: *Bedeutung, Darstellung und Formulierung von Funktion für das Lösen von Gestaltungsproblemen mit dem C&C-Ansatz*. Forschungsberichte. IPEK Institut für Produktentwicklung, 2010

ALTAIR 2000

ALTAIR: *Computing User's Manual, Version 5.0*. 2000

ALTENBACH et al. 1998

ALTENBACH, H., ALTENBACH, J., NAUMENKO, K.: *Ebene Flächentragwerke/ Level Structures: Grundlagen Der Modellierung Und Berechnung Von Scheiben Und Platten*. Springer Verlag, 1998. ISBN: 9783642587214

AUMÜLLER et al. 2009

AUMÜLLER, G., LANGNER, H., BENZ, K., GRAF, M., MÜLLNER, T., SCHWINDENHAMMER, H.-J.: *presses and more - Das Magazin der Dieffenbacher Gruppe*. Bd. 1. Dieffenbacher GmbH + Co. KG, 2009

BASAR und KRÄTZIG 2013

BASAR, Y., KRÄTZIG, W.B.: *Mechanik der Flächentragwerke: Theorie, Berechnungsmethoden, Anwendungsbeispiele*. Grundlagen und Fortschritte der Ingenieurwissenschaften. Vieweg+Teubner Verlag, 2013. ISBN: 9783322939845

BATHE 2002

BATHE, K.-J.: *Finite-Elemente-Methoden*. Springer-Verlag, 2002

BLETZINGER et al. 2008

BLETZINGER, K. U., FIRL, M., DAOUD, F.: Approximation of derivatives in semi-analytical structural optimization. In: *Computers & Structures*, Bd. 86 (2008), Nr. 13–14, S. 1404–1416

BLOM 2010

BLOM, A.W.: *Structural Performance of Fiber-placed, Variable-stiffness Composite Conical and Cylindrical Shells*. 2010. ISBN: 9789090255637

BODE 1996

BODE, E.: *Konstruktionsatlas.: Werkstoffgerechtes Konstruieren. Verfahrensgerechtes Konstruieren*. Vieweg Friedrich & Sohn Verlag, 1996

CLAUSEN und PEDERSEN 2009

CLAUSEN, P. M., PEDERSEN, C. B. W.: „Non-parametric NVH optimization of industrial designs“. In: *8th World Congress on Structural and Multidisciplinary Optimization (WCSMO-8)*. Lissabon, Portugal, Juni 2009

CONRAD 2013

CONRAD, K.J.: *Grundlagen der Konstruktionslehre: Methoden und Beispiele für den Maschinenbau und die Gerontik(C)*. Carl Hanser Verlag GmbH & Company KG, 2013. ISBN: 9783446436671

CROTHERS et al. 1997

CROTHERS, P. J., DRECHSLER, K., FELTIN, D., HERSZBERG, I., KRUCKENBERG, T.: Tailored fibre placement to minimise stress concentrations. In: *Composites Part A*, Bd. 28A (1997), S. 619–625

DIN 8580 2003

DIN 8580: *Fertigungsverfahren - Begriffe, Einteilung*. Beuth-Verlag, 2003

DIN 8584 2003

DIN 8584: *Fertigungsverfahren Zugdruckumformen*. Beuth-Verlag, 2003

DIN 8585 2003

DIN 8585: *Fertigungsverfahren Zugumformen*. Beuth-Verlag, 2003

DIN 8586 2003

DIN 8586: *Fertigungsverfahren Biegeumformen*. Beuth-Verlag, 2003

DIN EN ISO 12004 2009

DIN EN ISO 12004: *Metallische Werkstoffe - Bleche und Bänder - Bestimmung der Grenzformänderungskurve*. Beuth-Verlag, 2009

DIPL.-ING. H. MOLDENHAUER GMBH 2014

DIPL.-ING. H. MOLDENHAUER GMBH. Juni 2014. URL: <http://www.tailored-fiber-design.com>

DOEGE und BEHRENS 2010

DOEGE, E., BEHRENS, B.-A.: *Handbuch Umformtechnik*. VDI-Buch. Springer Verlag, 2010. ISBN: 9783642042492

EHRENSTEIN 2006

EHRENSTEIN, G.W.: *Faserverbund-Kunststoffe: Werkstoffe, Verarbeitung, Eigenschaften*. Hanser Fachbuchverlag, 2006

EHRENSPIEL 2009

EHRENSPIEL, K.: *Integrierte Produktentwicklung: Denkabläufe, Methodeneinsatz, Zusammenarbeit*. Hanser-Verlag, 2009

EMMRICH 2005

EMMRICH, D.: „Entwicklung einer FEM-basierten Methode zur Gestaltung von Sicken für biegebeanspruchte Leitstützstrukturen im Konstruktionsprozess“. Dissertation. Institut für Produktentwicklung, Universität Karlsruhe (TH), Fakultät für Maschinenbau, 2005

ENKLER 2010

ENKLER, H.G.: „Rechnergestützter Entwurf von Bauteilen mit stark streuenden Leitstützstrukturen am Beispiel hochbelastbarer urgeformter mikromechanischer Systeme“. Dissertation. Institut für Produktentwicklung, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Fakultät für Maschinenbau, 2010

ERMANNI 2007

ERMANNI, P.: *Composites Technologien, Skriptum zur Vorlesung*. 2007

EVANS 2001

EVANS, D.O.: Fiber Placement. In: *ASM Handbook, Volume 21: Composites*, (2001). Hrsg. von D.B. MIRACLE, S.L. DONALDSON, S. 477–479

FE-DESIGN 2011

FE-DESIGN: *TOSCA user's manual, Version 7*. 2011

FIBERFORGE 2012

FIBERFORGE: *Fiberforge RELAY Station brochure*. 2012

FIRL 2010

FIRL, M.: „Optimal Shape Design of Shell Structures“. Dissertation. Technische Universität München, Lehrstuhl für Statik, 2010

FISH und BELYTSCHKO 2007

FISH, J., BELYTSCHKO, T.: *A First Course in Finite Elements*. Wiley, 2007. ISBN: 9780470510841

GLIESCHE und FELTIN 1995

GLIESCHE, K., FELTIN, D.: Beanspruchungsgerechte Textilkonstruktionen für Composite-Bauteile. In: *Technische Textilien*, Bd. 38 (1995), S. 209

GRANT 2005

GRANT, C.: „Automated Tape Layer Processing for Composite Components“. In: *5th Annual SPE Automotive Composites Conference*. Troy, Michigan, USA, Sep. 2005

GREILICH 2011

GREILICH, S.: „Vergleich von Optimierungsalgorithmen zur Steifigkeitsoptimierung von Bauteilen durch Sickenenerzeugung“. Dissertation. IPEK-Institut für Produktentwicklung am Karlsruher Institut für Technologie, 2011

Guo et al. 1990

GUO, Y. Q., BATOZ, J. L., DETRAUX, J. M., DUROUX, P.: Finite element procedures for strain estimations of sheet metal forming parts. In: *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Bd. 30 (1990), Nr. 8, S. 1385–1401. ISSN: 1097-0207

Guo et al. 1978

GUO, Y.Q., BATOZ, J.L., NACEUR, H., BOUABDALLAH, S., MERCIER, F., BARLET, O.: Untersuchung und theoretische Beschreibung wichtiger Einflußgrößen auf das Grenzformänderungsschaubild. In: *Blech Rohre Profile*, Bd. 78 (1978), Nr. 6,8 und 10

Guo et al. 2000

GUO, Y.Q., BATOZ, J.L., NACEUR, H., BOUABDALLAH, S., MERCIER, F., BARLET, O.: Recent developments on the analysis and optimum design of sheet metal forming parts using a simplified inverse approach. In: *Computers & Structures*, Bd. 78 (2000), Nr. 1-3, S. 133–148

HANGS et al. 2011

HANGS, B., ESCH, C., REIF, M., HUBER, T., HENNING, F.: „Integration of features into parts made from thermoplastic, unidirectional tape - Overview and case study“. In: *11th Annual Automotive Composites Conference and Exhibition 2011, ACCE 2011*. Troy, Michigan, USA, Sep. 2011. ISBN: 978-1-62276-886-8

HARZHEIM 2008

HARZHEIM, L.: *Strukturoptimierung: Grundlagen und Anwendungen*. Harri Deutsch Verlag, 2008. ISBN: 9783817118090

HEINRICH 2010

HEINRICH, H. J.: „Herstellung bionisch verstärkter Multiaxialgelege“. In: *Internationale Fachtagung "Bionik - Innovationsquelle für Textilien und Faserverbundbauteile"*. Chemnitz, 2010

HERRMANN 1996

HERRMANN, F.: „Rechnerische Untersuchung von ausgesteiften Karosserieblechen hinsichtlich ihres Steifigkeitsverhaltens und der auftretenden Spannungskonzentration unter Last“. Dissertation. Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 1996

HEUSS et al. 2012

HEUSS, R., MÜLLER, N., SINTERN, W. van, STARKE, A., TSCHIESNER, A.: *Lightweight, heavy impact*. McKinsey & Company, 2012

HÖRMANN 2006

HÖRMANN, A.: „Ermittlung optimierter Stabwerkmodelle auf Basis des Kraftflusses als Anwendung plattformunabhängiger Prozesskopplung“. Dissertation. Technische Universität München, Lehrstuhl für Statik, 2006

HUBKA 1984

HUBKA, V.: *Theorie Technischer Systeme: Grundlagen einer wissenschaftlichen Konstruktionslehre*. Springer-Verlag, Berlin, 1984. ISBN: 9783540129530

HYER und CHARETTE 1991

HYER, M. W., CHARETTE, R. F.: Use of curvilinear fiber format in composite structure design. In: *AIAA Journal*, Bd. 29 (1991), Nr. 6, S. 1011–1015

KELLY und ELSLEY 1995

KELLY, D. W., ELSLEY, M.: A procedure for determining load paths in elastic continua. In: *Engineering Computations*, Bd. 12 (1995), Nr. 5, S. 415–424

KELLY und TOSH 2000

KELLY, D.W., TOSH, M.W.: Interpreting load paths and stress trajectories in elasticity. In: *Engineering Computations*, Bd. 17 (2000), Nr. 2, S. 117–135

KIENZLE 1955

KIENZLE, O.: Die Versteifung ebener Böden und Wände aus Blech. In: *Mitteilungen der Forschungsgesellschaft Blechverarbeitung*, Bd. 7 (1955)

KLEIN und FREITAG 1995

KLEIN, B., FREITAG, D.: Praxisfähiges Werkzeug zur Konturoptimierung. In: *Technica*, Bd. 44 (1995), Nr. 22, S. 27–34

KOPP et al. 2011

KOPP, G., BURKARDT, N., MAJIC, N.: Leichtbaustrategien und Bauweisen. In: *Handbuch Leichtbau – Methoden, Werkstoffe, Fertigung*, (2011). Hrsg. von F. HENNING, E. MOELLER

KRIECHBAUM et al. 1992

KRIECHBAUM, R., SCHÄFER, J., MATTHECK, C.: „CAIO (Computer aided internal optimization): A powerful method to optimize fiber arrangement in composite materials“. In: *Proceedings 1st European Conference on Smart Structures and Materials*. Glasgow, 1992, 281–284

LÄSSIG et al. 2012

LÄSSIG, R., EISENHUT, M., MATHIAS, A., SCHULTE, R., PETERS, F., KÜHMANN, T., WALDMANN, T.: *Serienproduktion von hochfesten Faserverbundbauteilen*. Roland Berger Strategy Consultants in Zusammenarbeit mit VDMA, 2012

LEGRAND et al. 2006

LEGRAND, X., KELLY, D., CROSKY, A., CRÉPIN, D.: Optimisation of fibre steering in composite laminates using a genetic algorithm. In: *Composite Structures*, Bd. 75 (2006), Nr. 1–4. 13. International Conference on Composite Structures ICCS/13, S. 524 –531. ISSN: 0263-8223

LEIVA 2003

LEIVA, J. P.: „Methods for generating perturbation vectors for topography optimization of structures“. In: *Proceedings of the 5th world congress of structural and multidisciplinary optimization*. Venedig, Italien, Mai 2003

LICHTINGER et al. 2013

LICHTINGER, R., LACALLE, J., HINTERHÖLZL, R., BEIER, U., DRECHSLER, K.: Simulation and experimental validation of gaps and bridging in the automated fiber placement process. In: *Science and Engineering of Composite Materials*, Bd. 0 (2013), Nr. 0. ISSN: (Online) 2191-0359, (Print) 0792-1233. DOI: 10.1515/secm-2013-0158

LOHMEYER 2013

LOHMEYER, Q.: „Menschzentrierte Modellierung von Produktentstehungssystemen unter besonderer Berücksichtigung der Synthese und Analyse dynamischer Zielsysteme“

me“. Dissertation. Institut für Produktentwicklung, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Fakultät für Maschinenbau, 2013

LUO und GEA 1998

LUO, J. H., GEA, H. C.: Optimal bead orientation of 3D shell/plate structures. In: *Finite Elements in Analysis and Design*, Bd. 31 (1998), Nr. 1, S. 55–71

MAIWALD 1992

MAIWALD, J.: „Auslegungskriterien für Sicken in dünnen Karosserieblechen“. Dissertation. Technische Hochschule Aachen, 1992

MAJIC et al. 2013

MAJIC, N., ALBERS, A., KALMBACH, M., CLAUSEN, P.M.: Development and statistical evaluation of manufacturing-oriented bead patterns. In: *Advances in Engineering Software*, Bd. 57 (2013), S. 40–47

MATTHECK 1990

MATTHECK, C.: Design and growth rules for biological structures and their application to engineering. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Bd. 13 (1990), Nr. 5, S. 535–550

MATTHECK 1997

MATTHECK, C.: *Design in der Natur. der Baum als Lehrmeister*. 3., überarb. und erw. Neuaufl. Freiburg im Breisgau: Rombach, 1997, 325 S.

MATTHECK und BURKHARDT 1990

MATTHECK, C., BURKHARDT, S.: A New Method of Structural Shape Optimization Based on Biological Growth. In: *International Journal of Fatigue*, Bd. 12 (1990), Nr. 3, S. 185–190

MATTHEIJ et al. 1998

MATTHEIJ, P., GLIESCHE, K., FELTIN, D.: Tailored Fibre Placement-Mechanical Properties and Applications. In: *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, Bd. 17 (1998), Nr. 9, S. 774–786

MATTHIESEN 2002

MATTHIESEN, S.: „Ein Beitrag zur Basisdefinition des Elementmodells “Wirkflächenpaare & Leitstützstrukturen“ zum Zusammenhang von Funktion und Gestalt technischer Systeme“. Dissertation. Institut für Produktentwicklung, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Fakultät für Maschinenbau, 2002

MAUTE 1998

MAUTE, K.: *Topologie- und Formoptimierung von dünnwandigen Tragwerken*. Bericht Nr. 25. Inst. für Baustatik, Universität Stuttgart, 1998

MEYER 2008

MEYER, O.: „Kurzfaser-Preform-Technologie zur kraftflussgerechten Herstellung von Faserverbundbauteilen“. Dissertation. Universität Stuttgart, 2008

MICHL und COQUEL 2014

MICHL, F., COQUEL, M.: Fully automated preform production of complex geometry CFRP parts using Fiber Patch Preforming Technology. In: *JEC Composites Magazine*, (2014)

MILLER und BOND 2001

MILLER, B., BOND, R.: „The Practical Use of Simulation in the Sheet Metal Forming Industry“. In: *Confederation of British Metalforming Technical Conference*. Birmingham, UK, Okt. 2001

MOLDENHAUER 2011

MOLDENHAUER, H: Berechnung variabler Faserverläufe zur Optimierung von Composite-Strukturen. In: *LightweightDesign*, (2011), Nr. 1, 51–56

OEHLER 1970

OEHLER, G.: Die in Blech eingeprägte Sicke als Versteifungselement. In: *Konstruktion*, Bd. 22 (1970), Nr. 1, S. 5–9

OEHLER und GARBERS 1968

OEHLER, G., GARBERS, F.: *Untersuchung der Steifigkeit und Tragfähigkeit von Sicken*. Forschungsberichte des Landes Nordrhein-Westfalen. Westdeutscher Verlag, 1968

OEHLER und WEBER 1972

OEHLER, G., WEBER, A.: Steife Blech- und Kunststoffkonstruktionen. In: *Konstruktionsbücher*, Bd. 30 (1972). Hrsg. von K. KOLLMANN

OTTNAD 2009

OTTNAD, J.: „Topologieoptimierung von Bauteilen in dynamischen und geregelten Systemen“. Dissertation. Institut für Produktentwicklung, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Fakultät für Maschinenbau, 2009

PAHL et al. 2005

PAHL, G., BEITZ, W., FELDHUSEN, J., GROTE, K.H.: *Pahl/Beitz Konstruktionslehre: Grundlagen erfolgreicher Produktentwicklung. Methoden und Anwendung*. Springer-Lehrbuch. Springer-Verlag, 2005

PATIL und TATED 2011

PATIL, S., TATED, R.G.: „Formability Analysis for Trapezoidal Cup Forming Using HyperForm“. In: *HyperWorks Technology Conference (HTC)*. Pune, India, Aug. 2011

PATNAIK und HOPKINS 1998

PATNAIK, S. N., HOPKINS, D. A.: Optimality of a fully stressed design. In: *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Bd. 165 (1998), Nr. 1-4, S. 215–221

PRAKASH et al. 2009

PRAKASH, A., WEYGAND, S.M., RIEDEL, H.: Modeling the evolution of texture and grain shape in Mg alloy {AZ31} using the crystal plasticity finite element method. In: *Computational Materials Science*, Bd. 45 (2009), Nr. 3. Proceedings of the 17th International Workshop on Computational Mechanics of Materials IWCM-17, S. 744–750

REITTER 2014

REITTER, G.: *Leichtbau durch Sicken*. 2014. URL: <http://4ming.de/index.php/leichtbau-durch-sicken-fachbuch> (besucht am 30.04.2014)

REUSCHEL 1999

REUSCHEL, J. D.: „Untersuchung der Faseranordnung natürlicher Faserverbunde und Übertragung der Ergebnisse auf technische Bauteile mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode“. Dissertation. 1999

RODENACKER 1991

RODENACKER, W.: *Methodisches Konstruieren: Grundlagen, Methodik, praktische Beispiele*. Springer, 1991. ISBN: 9780387539775

ROHRBACH 1989

ROHRBACH, C.: *Handbuch für experimentelle Spannungsanalyse*. VDI-Verlag, Düsseldorf, 1989

ROLL 2008

ROLL, K.: „Simulation of Sheet Metal Forming – Necessary Developments in the Future. Proceedings of the Numisheet Conference“. In: *Proceedings of the 7th International Conference on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes*. 2008, S. 3–11

ROPOHL 1999

ROPOHL, G.: *Eine Systemtheorie der Technik : Zur Grundlegung der Allgemeinen Technologie*. 2. Auflage. Hanser-Verlag, 1999

RÖSLER et al. 2008

RÖSLER, J., HARDERS, H., BÄKER, M.: *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*. Vieweg Studium. Vieweg + Teubner-Verlag, 2008

ROTH 1994a

ROTH, K.: *Konstruieren mit Konstruktionskatalogen I*. 2. Auflage. Springer-Verlag, Berlin, 1994. ISBN: 9783540573241

ROTH 1994b

ROTH, K.: *Konstruieren mit Konstruktionskatalogen II*. 2. Auflage. Springer-Verlag, Berlin, 1994. ISBN: 9783540576563

SCHMIDT 1958

SCHMIDT, L. C.: Fully-Stressed Design of Elastic Redundant Trusses under Alternative Load Systems. In: *Australian Journal of Applied Science*, Bd. 9 (1958), Nr. 4, S. 337–348

SCHNACK 2009

SCHNACK, E.: *Vorlesungsskript - Mechanik laminiertes Komposite*. Hrsg. von KARLSRUHER INSTITUT FÜR TECHNOLOGIE - INSTITUT FÜR TECHNISCHE MECHANIK. 2009

SCHRAMM 1998

SCHRAMM, U.: Strukturoptimierung — Ein effektives Werkzeug in der Automobilentwicklung. In: *ATZ - Automobiltechnische Zeitschrift*, Bd. 100 (1998), S. 566–572

SCHUMACHER 2013

SCHUMACHER, A.: *Optimierung Mechanischer Strukturen: Grundlagen und Industrielle Anwendungen*. Springer-Vieweg, 2013

SCHÜRMAN 2007

SCHÜRMAN, H.: *Konstruieren Mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. VDI-Buch. Springer-Verlag, London, 2007

SCHWARZ 2002

SCHWARZ, D.: *Auslegung von Blechen mit Sicken (Sickenatlas)*. FAT-Schriftenreihe. Forschungsvereinigung Automobiltechnik (FAT), 2002

SPATH und PISCHETSRIEDER 2010

SPATH, D., PISCHETSRIEDER: Elektromobilität - Potenziale und wissenschaftlich-technische Herausforderungen. In: (2010). Hrsg. von R.F. HÜTTL, B. PISCHETSRIEDER, D. SPATH

SPICKENHEUER et al. 2008

SPICKENHEUER, A., SCHULZ, M., GLIESCHE, K., HEINRICH, G.: Using tailored fibre placement technology for stress adapted design of composite structures. In: *Plastics, Rubber and Composites*, Bd. 37 (2008), Nr. 5, S. 227–232. ISSN: 1465-8011

SPICKENHEUER et al. 2009a

SPICKENHEUER, A., UHLIG, K., GLIESCHE, K., HEINRICH, G.: „Experimental Research on Open-Hole Tensile Specimens made of Carbon Fibre Reinforced Plastics (CFRP) with an Optimised Curvilinear Fibre Pattern“. In: *Proceedings COMATCOMP - V International Conference on Science and Technology of Composite Materials, 8^o Congreso Nacional de Materiales Compuestos*. San Sebastian: TU Chemnitz, 2009

SPICKENHEUER et al. 2009b

SPICKENHEUER, A., UHLIG, K., GLIESCHE, K., HEINRICH, G., ALBERS, A., MAJIC, N.: „Steifigkeitsoptimierung von Faserverbundbauteilen für den extremen Leichtbau“. In: *12. Chemnitzer Textiltechnik-Tagung*. Chemnitz: TU Chemnitz, Sep. 2009

SPICKENHEUER et al. 2011

SPICKENHEUER, A., UHLIG, K., HEINRICH, G., MAJIC, N., ALBERS, A.: „Ansätze zur Strukturoptimierung für Faserverbundbauteile mit variabelaxialer Faserorientierung für den extremen Leichtbau“. In: *18. Symposium Verbundwerkstoffe und Werkstoffverbunde*. Chemnitz: DGM - Verbundwerkstoffe, 2011

STEYER 2012

STEYER, M.: FPP-Anlage automatisiert die Prozessflexibilität. In: *MM MaschinenMarkt - das Industriemagazin*, (2012)

TEKKAYA 1998

TEKKAYA, E.: Stand der Simulation in der Blechumformung. In: *Blech Rohre Profile*, Bd. 45 (1998), Nr. 11, S. 62–69

TESCHNER und MATTHECK 1997

TESCHNER, M., MATTHECK, C.: Struktur und Formoptimierung mechanischer Bauteile durch Simulation biologischer Designfindung. In: *Werkstoffe im Automobilbau, Sonderausgabe von ATZ und MTZ*, (1997)

THIELMANN 2014

THIELMANN, A. et al.: *Leichtbau - Trends und Zukunftsmärkte*. Hrsg. von LEICHTBAU BW GMBH AND FRAUNHOFER-INSTITUTE (ISI, IAO, ICT, IPA) AND KARLSRUHER INSTITUT FÜR TECHNOLOGIE (WBK). Studie. 2014

THOMAS et al. 2002

THOMAS, H., ZHOU, M., SCHRAMM, U.: Issues of commercial optimization software development. In: *Structural and Multidisciplinary Optimization*, Bd. 23 (2002), Nr. 2, S. 97–110

TIMM 2012

TIMM, H.: Leichtbau ist eine Geisteshaltung. In: *Automobil Industrie*, (2012)

TIMOSHENKO und WOINOWSKY-KRIEGER 1959

TIMOSHENKO, S., WOINOWSKY-KRIEGER, S.: *Theory of plates and shells*. Engineering societies monographs. McGraw-Hill, 1959

VDI-RICHTLINIEN 2014 BLATT 3 2006

VDI-RICHTLINIEN 2014 BLATT 3: *Entwicklung von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbund - Berechnungen*. VDI-Richtlinien 2014 Blatt 3 Bd. 3. Beuth-Verlag, Berlin, 2006

VOLK et al. 2012

VOLK, W., HOFFMANN, H., SUH, J., KIM, J.: Failure prediction for nonlinear strain paths in sheet metal forming. In: *{CIRP} Annals - Manufacturing Technology*, Bd. 61 (2012), Nr. 1, S. 259–262. ISSN: 0007-8506

WALDMAN et al. 2002

WALDMAN, W., HELLER, M., KAYE, R., ROSE, F.: Advances in two-dimensional structural loadflow visualisation. In: *Engineering Computations*, Bd. 19 (2002), Nr. 3, S. 305–326

WIDMANN 1984

WIDMANN, M.: *Herstellung und Versteifungswirkung von geschlossenen Halbrundsicken*. Berichte aus dem Institut für Umformtechnik. Springer-Verlag, 1984. ISBN: 9780387131726

WIDMANN 1985

WIDMANN, M.: Optimierte Herstellung und Versteifungswirkung von geschlossenen Halbrundsicken. In: *Blech Rohre Profile*, Bd. 32 (1985), Nr. 3, S. 125–131

WINTERFELD 1965

WINTERFELD: Die Sicke und ihre zweckmäßige Anwendung. In: *Die Technik*, Bd. 20 (1965), Nr. 10, S. 19–20

YANG et al. 1996

YANG, R.J., CHEN, C.J., LEE, C.H.: Bead pattern optimization. In: *Structural optimization*, Bd. 12 (1996), Nr. 4, S. 217–221

E-MOBIL BW 2012

E-MOBIL BW: *Leichtbau in Mobilität und Fertigung – Ökologische Aspekte*. e-mobil BW GmbH, MFW-BW, MWK-BW, FhG-IPA, FhG-IBP, FhG-ITEM, 2012

Lebenslauf

Persönliche Daten

Vor- und Nachname Neven Majić
Geboren am 8. November 1978 in Ulm
Staatsangehörigkeit deutsch

Bildungsweg

1985 - 1989 Grundschule: Albecker-Tor-Schule in Langenau
1989 - 1992 Hauptschule: Westschule in Heidenheim
1992 - 1996 Realschule: Adalbert-Stifter-Realschule in Heidenheim
1996 - 1999 Technisches Gymnasium in Heidenheim: Abitur
1999 - 2004 Studium des Bauingenieurwesens an der Universität Stuttgart
2000 - 2004 Tutor am Institut für Mechanik (Prof. Dr.-Ing. W. Ehlers) an der Universität Stuttgart
Dez. 2004 Abschluss: Diplom-Ingenieur (Dipl.-Ing.) Bauingenieurwesen

Berufstätigkeit

2005 - 2006 Berechnungsingenieur für numerische Simulationen
Tecosim GmbH in Stuttgart
2006 - 2008 Akademischer Mitarbeiter
Institut für Fahrzeugkonzepte (Prof. Dr.-Ing. H. Friedrich)
Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt (DLR) in Stuttgart
2008 - 2013 Akademischer Mitarbeiter
IPEK - Institut für Produktentwicklung (Prof. Dr.-Ing. A. Albers)
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)
seit 2014 Akademischer Mitarbeiter
Lehrstuhl für Carbon Composites (Prof. Dr.-Ing. K. Drechsler)
Technische Universität München (TUM)