

Fakultät für Maschinenwesen

# **Numerische Analyse des strukturell-mechanischen Verhaltens von metallischen intrinsischen 3D-Verstärkungen für Faserverbund-Joints**

**Holger Josef Lang**

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Maschinenwesen der Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines

**Doktor-Ingenieurs**

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender:

Prof. Dr. rer. nat. Oliver Lieleg

Prüfende der Dissertation

1. Prof. Dr.-Ing. Klaus Drechsler
2. Prof. Dr. rer. nat. Markus Sause

Die Dissertation wurde am 16.10.2018 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 30.01.2019 angenommen.

Technische Universität München  
Fakultät für Maschinenwesen  
Lehrstuhl für Carbon Composites  
Boltzmannstraße 15  
D-85748 Garching bei München

Tel.: +49 (0) 89 / 289 – 15092

Fax.: +49 (0) 89 / 289 – 15097

Email: [info@lcc.mw.tum.de](mailto:info@lcc.mw.tum.de)

Web: [www.lcc.mw.tum.de](http://www.lcc.mw.tum.de)

# Danksagung

An dieser Stelle möchte ich mich bei all den Menschen bedanken, welche zum erfolgreichen Abschluss der vorliegenden Arbeit beigetragen haben. Mein oberster Dank gilt meinen Eltern und meinen Freunden, die mich jederzeit in meinem Anliegen unterstützt haben.

Des Weiteren möchte ich mich ausdrücklich bei Herrn Prof. Drechsler bedanken, welcher die Anfertigung der Dissertation erst ermöglicht hat. In fachlicher Sicht gilt der meiste Dank Herrn Prof. Hinterhölzl, der jederzeit sowohl menschlich, als auch fachlich in aller Hinsicht eine Unterstützung darstellte.

Außerdem möchte ich mich beim Bundesministerium für Bildung und Forschung bedanken, welches das Forschungsvorhaben TransHybrid gefördert und somit das Vorhaben ermöglicht hat.

Abschließend möchte ich Herrn Prof. Markus Sause der Universität Augsburg, meinen Kollegen bei der Fraunhofer-Einrichtung für Gießerei, Composite- und Verarbeitungstechnik IGCV, Airbus Group Innovations und dem Lehrstuhl für Carbon Composites der TU München bedanken, welche mir nicht nur in vielerlei technischer Fragen jederzeit geholfen haben.



# Übersicht

Die Forderung nach Energie- und Ressourcenschonung führte in den vergangenen Jahren zu einer gezielten Applikation von Leichtbautechnologien v.a. in Anwendungen des Transportsektors. Dies ging mit der Zunahme des auf die Masse bezogenen Anteils von Faserverbundwerkstoffen an der Gesamtstruktur einher. Während beim grundlegenden Design immer mehr die Charakteristika von Composite-Werkstoffen Berücksichtigung finden, trifft dies auf die verwendeten Fügeverfahren oftmals nur mit Einschränkungen zu, was dazu führt, dass ein nicht unwesentlicher Teil des Leichtbaupotentials dieses innovativen Materials nicht genutzt wird.

Im Fokus der nachfolgenden Arbeit steht eine Verstärkungsmethode für Klebungen von Faserverbundkomponenten. Diese wird durch die Implementierung von intrinsischen metallischen Elementen in die Klebung erreicht, welche durch Stanzen und Biegen aus dünnen Metallblechen, also einem automatisierbaren und kosteneffizienten Herstellungsprozess, gefertigt werden. Durch die Integration dieser in eine Verbindung von Faserverbundkomponenten wird ein zusätzlicher Formschluss auf Mikroebene generiert, durch welchen eine Verbesserung der strukturmechanischen Eigenschaften erreicht werden kann, ohne den Kraftfluss durch die Fasern großflächig zu unterbrechen, wie dies bei einem bisher häufig anzutreffenden Formschluss mittels Bolzen oder Nieten und den zugehörigen Bohrungen der Fall wäre.

Die Zielsetzung der folgenden Ausführungen liegt in der Analyse der strukturmechanischen Eigenschaften der Verstärkungsmethode mittels der Finiten-Elemente-Methode. Zu diesem Zweck wurden entsprechende Modelle auf unterschiedlichen Betrachtungsebenen implementiert, welche durch Vergleich mit experimentellen Ergebnissen erfolgreich validiert wurden.

V.a. numerische Modelle auf Meso-Betrachtungsebene wurden verwendet, um diverse Aspekte aus dem Fertigungs- und Fügeprozess zu analysieren und zu quantifizieren. In Folge wurde ein Modell auf Makro-Betrachtungsebene herangezogen, um mit Hilfe von Methoden der statistischen Versuchsplanung wesentliche Einflussfaktoren auf die Leistungsfähigkeit der verstärkten Verbindung zu identifizieren und signifikante Wechselwirkungen unter diesen zu erfassen. Im Anschluss an die Überführung der mittels D-Optimaler Versuchsplanung erzielten Erkenntnisse in Gestaltungsrichtlinien bezüglich der metallisch verstärkten Verbindungen wer-

den sowohl die erfolgreiche Anwendbarkeit, aber auch die systembedingten Grenzen dieser Abstraktionsmethode dargelegt.

Zusammenfassend zeigte sich durch die durchgeführten Analysen, dass durch die dargestellte Verstärkungsmethode für Composite-Klebungen eine signifikante Verbesserung der strukturellen Eigenschaften erreicht werden kann und eine Alternative für bisher angewandte metallische Formschlusselemente besteht.

# Abstract

In recent years, the call for climate protection has led to a targeted application of lightweight technologies especially regarding the use in the transport sector. This has gone along with an increase of the mass share of composites on the whole structure. In contrast to the general design, the characteristics of the composite material are not adequately considered regarding the applied joining techniques, which involves, that an essential amount of the lightweight potential of the design and the innovative material is neglected.

This aspect is building the motivation for the approach presented within this work, which deals with a reinforcing method to be used in adhesive bonds of composites. The enhancement is created by the implementation of intrinsic metallic elements, which are manufactured by stamping and bending of thin metal sheets, a cost effective production process, which can be automated.

By integrating these reinforcing elements into a composite joint, an additional form closure on micro scale is generated, which results in a significant improvement of the structural performance. In contrast to an interlocking using metallic elements as bolts or rivets, a complete cut of the load carrying fibers prior to the insertion of the elements is not obligatory.

The objective of the following sections lies in the analysis of the structural mechanics of joints, which are reinforced by these metal sheets, using the finite element method. For this purpose, relating numerical models on different scale levels were implemented, which were successfully validated by a comparison to experimental results. For the evaluation and quantification of different effects on the structural mechanics resulting from the manufacturing process of the metallic reinforcements as well as their integration into the composite structures, finite element models on meso scale were used. Concerning the identification of essential design parameters and their interactions in relation to the structural performance of the reinforcement method, numerical models on macro scale were used to perform analyses including methods of the design of experiment approach. In the final step, the results, which were gained by the numerical analyses of the reinforcement technique using a D-optimal design, were transferred into design guidelines. This showed the successful

applicability of the abstraction method as well as the system related boundary conditions to describe the complex behaviour of the reinforced composite-joint.

Concluding, the analyses showed the potential of the reinforcing technique to enhance the structural performance of bonded composite joints and to form an alternative for state-of-the-art form closing elements.

# Inhaltsverzeichnis

<b>Danksagung</b>	<b>iii</b>
<b>Übersicht</b>	<b>v</b>
<b>Abstract</b>	<b>vii</b>
<b>Inhaltsverzeichnis</b>	<b>ix</b>
<b>Nomenklatur</b>	<b>xiii</b>
<b>Abbildungsverzeichnis</b>	<b>xxi</b>
<b>Tabellenverzeichnis</b>	<b>xxiv</b>
<b>1. Einleitung</b>	<b>1</b>
1.1. Ziele der Dissertation . . . . .	5
1.2. Übersicht der Dissertation . . . . .	6
<b>2. Stand der Technik und Grundlagen</b>	<b>7</b>
2.1. Häufig angewandte Fügeverfahren für Composite-Strukturen . . . . .	7
2.1.1. Mechanisches Fügen von Faserverbundstrukturen . . . . .	8
2.1.2. Kleben von Faserverbundbauteilen . . . . .	10
2.2. 3D-Verstärkung von CFK-CFK- und CFK-Metall-Verbindungen . .	14
2.2.1. Stitching/ Tufting . . . . .	14
2.2.2. Z-Pinning . . . . .	16
2.2.3. COMELD <sup>TM</sup> -Verbindungen . . . . .	21
2.2.4. Cold-Metal-Transfer(CMT)-Pins . . . . .	23
2.2.5. Additive-Layered-Manufacturing(ALM)-Pins . . . . .	26
2.2.6. 3D-Verstärkungen basierend auf geformten Metallblechen . .	27
<b>3. Experimentelle Untersuchungen</b>	<b>35</b>
3.1. Versuche zur Ermittlung der Laminateneigenschaften . . . . .	35
3.2. Bestimmung von Grenzflächeneigenschaften . . . . .	36
3.2.1. Eigenschaften der Verklebung von CFK-CFK mittels des Filmklebstoffes FM®300K von Cytec Industries . . . . .	37
3.2.2. Eigenschaften der Verklebung von CFK-Metall mittels des Filmklebstoffes FM®300K von Cytec Industries . . . . .	39

3.3.	Experimentelle Versuche zur Validierung der numerischen Modellbildung . . . . .	41
3.4.	Einzelpinauszugsversuche . . . . .	43
<b>4.</b>	<b>Dreidimensionale numerische Implementierung der 3D-verstärkten Fügeverbindung</b>	<b>45</b>
4.1.	Allgemeine Implementierung des detaillierten FE-Modells in <i>ABAQUS</i>	45
4.2.	Implementierung der Materialmodelle . . . . .	48
4.2.1.	Isotrope Werkstoffe . . . . .	48
4.3.	Materialmodellierung des Matrixmaterials HexPly®M21 . . . . .	50
4.4.	Numerische Implementierung des CFK-Materials . . . . .	51
4.4.1.	Integration des Versagenskriteriums nach Puck in <i>ABAQUS</i>	52
4.5.	Modellierung der Grenzflächen mittels Cohesive Zones . . . . .	59
4.5.1.	Grundlagen der verwendeten Cohesive-Zone-Formulierung .	60
4.5.2.	Fügungen basierend auf dem Matrixmaterial HexPly®M21 .	64
4.5.3.	Verbindung CFK-Titan 15-3-3-3 durch Hexply®M21-Matrix	64
4.5.4.	Verbindung CFK-Stahl durch Hexply®M21-Matrix . . . . .	66
4.5.5.	Cohesive Zones auf Basis Verklebung mittels Cytec FM®300K	67
4.5.6.	Verklebung CFK-Titan durch Cytec ®FM300K . . . . .	72
4.6.	Qualität der Klebung zwischen Epoxid und Faserverbund . . . . .	73
4.7.	Analyse der Einflüsse des Herstellprozesses auf die strukturmechanischen Eigenschaften der 3D-verstärkten Verbindung . . . . .	75
4.7.1.	Eigenspannungen aus dem Biegeprozess der Verstärkungselemente . . . . .	75
4.7.2.	Analyse des Versagensmechanismus einer verstärkten SLS-Probe . . . . .	79
<b>5.</b>	<b>Erstellung einer FE-Implementierung auf Makro-Ebene</b>	<b>83</b>
5.1.	Allgemeine Methodik zur Abstraktion der 3D-verstärkten Fügung .	83
5.2.	Implementierung der Faserverbundstruktur und Berücksichtigung der durch die Verstärkung veränderten Materialeigenschaften . . . . .	85
5.3.	Ersatzmodellierung der 3D-Verstärkungen durch Connector-Elemente	90
5.3.1.	Das Connector-Element CONN3D2 und Validierung der Implementierung . . . . .	90
5.3.2.	Analyse des strukturmechanischen Verhaltens der Verstärkungselemente in Abhängigkeit von Material und geometrischen Stellgrößen . . . . .	100
5.3.3.	Zusammenfassung . . . . .	108
5.4.	Validierung der FE-Modellierung auf Makro-Ebene . . . . .	109
5.4.1.	Single-Lap-Shear-Proben mit reduzierter Überlappungsfläche	109
5.4.2.	Single-Lap-Shear-Proben angelehnt an ASTM-Norm 5868 . .	111
5.4.3.	Double-Cantilever-Beam (DCB)-Proben . . . . .	117

<b>6. Analyse der Strukturmechanik in Abhängigkeit von Stellgrößen mit Methoden der statistischen Versuchsplanung</b>	<b>121</b>
6.1. Identifikation der wesentlichen Stellgrößen und deren Wechselwirkungen . . . . .	123
6.1.1. Einfluss auf die Reaktionskraft $f$ kurz vor dem finalen Versagen	128
6.1.2. Beeinflussung der maximalen Längenänderung $e$ . . . . .	131
6.1.3. Zusammenfassung . . . . .	133
6.2. Bewertung der quadratischen Einflüsse der wesentlichen Einflussfaktoren . . . . .	134
6.3. Identifikation einer geeigneten Versuchsplanung bzgl. 3D-verstärkten Fügeverbindung . . . . .	135
6.4. Mathematische Beschreibung des strukturmechanischen Verhaltens durch statistische Versuchsplanung . . . . .	136
6.4.1. Reaktionskraft bei finalelem Versagen $f_u$ . . . . .	140
6.4.2. Lokale Längenänderung bei finalelem Versagen $e_u$ . . . . .	142
6.4.3. Maximale Reaktionskraft $f_{max}$ . . . . .	144
6.4.4. Lokale Längenänderung $e_{max}$ bei maximaler Reaktionskraft .	146
<b>7. Auslegungs- und Dimensionierungshinweise bzgl. metallischer 3D-Verstärkung für CFK-CFK-Verbindungen</b>	<b>149</b>
7.1. Positionierung der Pins . . . . .	150
7.2. Parameter des verwendeten Verstärkungsblechs . . . . .	151
7.3. Kopfgeometrie der Verstärkungselemente . . . . .	152
7.4. Geometrie des Pin-Querschnitts . . . . .	153
<b>8. Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>155</b>
8.1. Zusammenfassung . . . . .	155
8.2. Ausblick und notwendige weitere Schritte . . . . .	159
<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>xxxv</b>
<b>A. Kraft-Weg-Kurven</b>	<b>xxxvii</b>
A.1. Variablensuche . . . . .	xxxvii
A.2. Quadratischer Einfluss . . . . .	xli
A.3. D-Optimale Versuchsplanung . . . . .	xliii
<b>B. Subroutine Puck</b>	<b>xlvii</b>



# Nomenklatur

## Formelverzeichnis

Formelzeichen	Einheit	Kurzbezeichnung
$E$	$GPa$	E-Modul
$G$	$GPa$	Schubmodul
$\nu$	–	Querkontraktionszahl
$\sigma$	$MPa$	Spannung
$\rho$	$g/cm^3$	Dichte
$R_m$	$MPa$	Zugfestigkeit
$A$	–	Bruckdehnung
$\tau$	$MPa$	Schubspannung
$R$	$MPa$	Festigkeit
$\eta$	–	Degradierungsfaktor
$\theta$	°	Bruchwinkel
$t$	$MPa$	Festigkeit im Traction-Separation-Ansatz
$K$	$kN/mm^3$	Steifigkeit im Traction-Separation-Ansatz
$G_{iC}$	$N/mm$	Energiefreisetzungsrate in Normalenrichtung
$G_{iC}$	$N/mm$	Energiefreisetzungsrate bei Schermoden
$\delta$	$mm$	Verschiebung im Traction-Separation-Ansatz
$t$	$mm$	Blech- und Pin-Dicke
$l$	$mm$	Pin-Länge
$\alpha$	–	Abschwächungsfaktor
$\Delta x$	$mm$	Pin-Abstand in x-Richtung
$\Delta y$	$mm$	Pin-Abstand in y-Richtung
$w$	$mm$	Pin-Breite
$\beta$	–	Klebeflächenverhältnis
$e$	$mm$	Längenänderung
$f$	$kN$	Reaktionskraft
$k_{GR}$	–	Momentenkoeffizient
$V$	$m^3$	Volumen

## Abkürzungsverzeichnis

ALM	Additive Layer Manufacturing
CAI	Compression-After-Impact
CFK	Carbonfaser-verstärkter-Kunststoff
CMT	Cold-Metal-Transfer
CT	Computer-Thermographie
DCB	Double-Cantilever-Beam
ENF	End-Notched-Flexure
FE	Finite Elemente
FEM	Finite Elemente Methode
FV	Faserverbundwerkstoff
FVW	Faserverbund
NCF	Non-Crimp-Fabrics
NDT	Non-destructive Testing
REM	Rasterelektronen-Mikroskop
SLS	Single-Lap-Shear
UD	unidirektional
CFRP	Carbon-Fiber reinforced Plastics

# Abbildungsverzeichnis

1.1. Entwicklung der Massenanteile von Faserverbundmaterialien an der Gesamtstruktur am Beispiel der Airbus-Produktfamilie [1] . . . . .	1
1.2. Anwendung von Faserverbundmaterialien in modernen Produkten des Transportsektors . . . . .	2
1.3. Beispiel der Anwendung von Nietverbindungen bei Rumpfstrukturen an der Boeing 787 [2] . . . . .	3
1.4. Prinzipielle Darstellung der metallische 3D-Verstärkungsmethode für Composite-Strukturen . . . . .	5
2.1. Derzeit angewandte Fügetechnologien für Faserverbundstrukturen .	7
2.2. Bolzenbruch nach dynamischer Belastung [3] . . . . .	8
2.3. Versagensformen eines Faserverbund-Laminats bei einer Bolzenverbindung [3] . . . . .	9
2.4. Spannungsverteilung bei einem Open-Hole-Tension-Test . . . . .	9
2.5. Fiber-Metal-Laminates zur Verbesserung Strukturmechaniken einer gebolzten Composite-Fügung [4] . . . . .	10
2.6. Wesentliche Gestaltungsformen für flächige Klebeverbindungen [5] .	10
2.7. Spannungsverteilung an SLS-Proben mit Aluminium-Fügepartnern und Epoxid-Klebstoff [6] . . . . .	11
2.8. Versagensformen von Klebeverbindungen von Composite-Strukturen	13
2.9. Schematische Darstellung des Fertigungsprozesses des Vernähens . .	15
2.10. Vorder- und Rückseite eines vernähten 0°/90°-Laminats [7] . . . . .	15
2.11. $\mu$ CT-Aufnahmen eines vernähten CFK-Laminats [7] . . . . .	16
2.12. Beispiel einer Applikation von z-Pins in einem Laminat [8] . . . . .	17
2.13. Prozess zur Implementierung von z-Pins [9] . . . . .	17
2.14. CT-Aufnahmen von z-Pin-Verstärkungen . . . . .	18
2.15. z-Pin-verstärkte DCB-Probe nach dem Versagen [10] . . . . .	18
2.16. Vergleich der Versagensarten von T-Stößen mit und ohne z-Verstärkung [11] . . . . .	19
2.17. Mikroskop-Aufnahme einer z-verstärkten Bruchfläche [11] . . . . .	20
2.18. Schematische Darstellung einer Möglichkeit zur numerischen Modellierung von z-Pin-verstärkten DCB-Proben [10] . . . . .	20
2.19. Herstellungsprozess der Pins durch Surf-Sculpt™ [12] . . . . .	21
2.20. Beispiel einer mit dem Surf-Sculpt™ erzeugten Oberflächentextur, welche sich als Verstärkung einer Faserverbund-Metall-Fügung eignet [13] . . . . .	22

2.21. Anwendung der COMELD <sup>TM</sup> -Technologie zur Verstärkung einer Double-Lap-Shear-Verbindung [14] . . . . .	22
2.22. CT-Scan einer mit COMELD <sup>TM</sup> verstärkten hybriden GFK-Metall-Verbindung [14] . . . . .	23
2.23. Herstellungsverfahren der CMT-Pins mittels Kaltschweißen [15] . . . . .	24
2.24. Unterschiedliche Formen der mit der CMT-Technologie herstellbaren Pins [16] . . . . .	24
2.25. Versagensmechanismus einer mit geraden Pins verstärkten Double-Lap-Shear-Probe [16] . . . . .	25
2.26. Anwendung der CMT-Pins als Verstärkung einer Welle-Nabe-Verbindung als T-IGEL®-Konzept [17] . . . . .	25
2.27. Detailansicht von mit ALM-Technologie erzeugten Pins [18] . . . . .	26
2.28. Metallkomponente mit ALM-Pins [18] . . . . .	27
2.29. Schliffbild einer ALM-Pin-Verstärkung mit hinterschnittiger Verbindung [18] . . . . .	27
2.30. Schematische Darstellung einer hybriden Verstärkung anhand eines einfachen Überlappstoßes . . . . .	27
2.31. Herstellung der metallischen Verstärkungselemente mittels Stanztechnik . . . . .	28
2.32. Stanzwerkzeug der Firma Hölzel Stanztechnik für die metallischen Verstärkungen . . . . .	29
2.33. Herstellung der RHEA-Verstärkungselemente mittels Biegung . . . . .	29
2.34. Analyse der Schädigung im Bereich der Biegung durch den Umformprozess am Beispiel eines 0,4 mm-Pins [19] . . . . .	30
2.35. Biegevorrichtung der Firma Hölzel Stanztechnik für die metallischen Verstärkungen . . . . .	30
2.36. Beispiel eines fertigen metallischen Verstärkungselements vor der Implementierung in den Faserverbund [19] . . . . .	31
2.37. Fügung der ersten Composite-Struktur mit dem Verstärkungselement	31
2.38. Fügung der zweiten unausgehärteten Composite-Struktur mit dem verstärkten ersten Fügepartner . . . . .	32
2.39. Modifikation des Aushärtezyklus, um die Implementierung der Pin-Struktur in das Laminat zu optimieren . . . . .	32
2.40. Autoklav-Aufbau zur optimierten Einbringung der Pin-Elemente in das Laminat [20] . . . . .	33
2.41. CT-Aufnahmen von verstärkten Proben, welche mit und ohne Druckplatte hergestellt wurden [19] . . . . .	33
3.1. Probengeometrie für modifizierte Prüfkörper . . . . .	36
3.2. Verstärkte Filled-hole-Tension-Prüfkörper vor der mechanischen Trennung [20] . . . . .	36
3.3. Geometrie der DCB-Probekörper zur Ermittlung der Energiefreisetzungsrate $G_{ic}$ nach ASTM Norm 5528 . . . . .	37
3.4. Bestimmung des Parameters $A_1$ in der MCC-Methode [21] . . . . .	38

3.5. Geometrie der ENF-Probekörper zur Ermittlung der Energiefreisetzungsrates $G_{iic}$ nach AITM Norm 1.0006 . . . . .	39
3.6. DCB-Sandwich-Probekörper mit Verdickung der metallischen Fügepartner außen . . . . .	40
3.7. ENF-Sandwich-Probekörper mit Verdickung der metallischen Fügepartner außen . . . . .	40
3.8. SLS-Geometrie nach ASTM-Norm 5868 [22] . . . . .	41
3.9. SLS-Geometrie mit reduziertem Überlappungsbereich zur Validierung der detaillierten FE-Implementierung . . . . .	42
3.10. Metallische Trägerplatte mit aufgeschweißtem Verstärkungselement [23] . . . . .	43
3.11. Testkonfiguration für die Einzelpinauszugsversuche [23] . . . . .	43
4.1. Allgemeiner Aufbau der detaillierten FE-Modellierung am Beispiel einer SLS-Probe mit gegenüber der Norm reduziertem Überlappungsbereich . . . . .	46
4.2. Schematische Darstellung der FE-Modellierung in Umgebung der einzelnen Verstärkungselemente . . . . .	46
4.3. Schematische Darstellung der Kontaktflächen der CFK-Komponente . . . . .	47
4.4. Spannungs-Dehnungs-Kurven der als Verstärkung verwendeten metallischen Werkstoffe . . . . .	49
4.5. Ein-Element-Test mit Randbedingungen zur Validierung einer Zugbelastung . . . . .	50
4.6. Verhalten des implementierten Epoxid-Werkstoffes unter Zugbelastung resultierend aus einem Ein-Element-Tests . . . . .	51
4.7. Degradierung der Materialkonstanten in Abhängigkeit der Versagensart . . . . .	52
4.8. Abschwächungsfunktion $\eta$ in Folge eines Zwischenfaserbruchs . . . . .	54
4.9. Funktionsweise der VUMAT-Subroutine in <i>ABAQUS</i> [24] . . . . .	58
4.10. Übersicht über die diversen Cohesive-Zone-Formulierungen und deren Positionen . . . . .	59
4.11. Versagensmechanismen der Cohesive Zone-Modellierung . . . . .	61
4.12. Traction-Separation-Ansatz mit den entsprechenden Parametern . . . . .	61
4.13. Mixed-Mode-Belastung einer Traction-Separation-Ansatz nach Benzeggagh-Kenane [25] . . . . .	63
4.14. Gegenüberstellung der experimentellen und numerischen Resultate der DCB-Proben der Verbindung CFK-Titan durch die HexPly®M21-Matrix . . . . .	65
4.15. Gegenüberstellung der experimentellen und numerischen Resultate der ENF-Proben der Verbindung CFK-Titan durch die HexPly®M21-Matrix . . . . .	66
4.16. Gegenüberstellung der numerischen und experimentellen Ergebnisse der geklebten DCB-Proben . . . . .	67

4.17. Gegenüberstellung der numerischen und experimentellen Ergebnisse der geklebten ENF-Proben . . . . .	68
4.18. Resultate der numerischen Analyse der geklebten SLS-Probe mit Kennzeichnung der experimentellen Eckdaten . . . . .	69
4.19. Prinzip der Abschwächung beim Traction-Separation-Ansatz . . . . .	71
4.20. Gegenüberstellung der numerischen und experimentellen Ergebnisse der geklebten DCB-Proben der Konfiguration CFK-Stahl . . . . .	71
4.21. Darstellung der beim Stanzprozess ausgeschnittenen Bereiche und der damit verbundenen Qualität der Klebung . . . . .	73
4.22. Schematische Darstellung der Verklebungsbereiche, durch welche das Erstversagen maßgeblich verursacht wird . . . . .	74
4.23. Auswirkung von unterschiedlichen Verklebungen auf das initiale Versagen der Verbindung . . . . .	74
4.24. Schematische Darstellung der gekoppelten Simulationen zur Analyse der Auswirkungen der Eigenspannungen im Metall . . . . .	76
4.25. Aufbau der Biegesimulation zur Umformung eines Verstärkungspins	77
4.26. Schematische Darstellung des Spring-Back-Effekts, welcher durch den elastischen Energieeintrag verursacht wird . . . . .	78
4.27. Eigenspannungszustand als Resultat des Umformprozesses des Verstärkungselements . . . . .	78
4.28. Vergleich der maximal ertragbaren Reaktionskraft einer verstärkten SLS-Probe mit und ohne Vorspannungen aus dem Umformprozess .	79
4.29. Vergleich der numerisch generierten und experimentell ermittelten Kraft-Weg-Verläufe am Beispiel eines einfachen Überlappstoßes . .	80
4.30. Spannungsverteilungen bei wachsender Belastung eines einfachen Überlappstoßes . . . . .	81
4.31. Spannungsverteilungen bei wachsender Belastung eines einfachen Überlappstoßes . . . . .	81
5.1. Schematische Darstellung der Abstrahierungsmethoden zur vereinfachten Darstellung einer 3D-verstärkten Probe . . . . .	84
5.2. Einflüsse auf die Schwächung des Faserverbundmaterials und die herangezogenen Quellen für deren Beurteilung . . . . .	85
5.3. Kraft-Weg-Kurven der experimentellen Filled-Hole-Tension-Versuche	86
5.4. Aus Filled-Hole-Tension-Versuchen ermittelte Festigkeiten von 3D-verstärkten Laminaten . . . . .	87
5.5. Analyse der Abschwächung von Faserverbundmaterialien durch die Implementierung von 3D-Verstärkungen . . . . .	88
5.6. Verhältnis der durch die verschiedenen Verstärkungsmethoden eingebrachten Störeffekte auf die Laminatqualität . . . . .	88
5.7. Resultate der experimentellen Analyse der Abschwächung der Lamineigenschaften durch die Abschwächung [7] . . . . .	89
5.8. Positionierung der Connector-Elemente in der vereinfachten Modellierung . . . . .	90

5.9. Schematische Darstellung der durch die CONN3D2-Elemente aus <i>ABAQUS</i> generierten Verbindung . . . . .	91
5.10. Schematische Darstellung der Connector-Elemente mit entsprechenden Freiheitsgraden . . . . .	91
5.11. FE-Modell einer Single-Pin-Simulation mit Kennzeichnung der Bereiche zur Lasteinleitung und Randbedingung . . . . .	92
5.12. Wesentliche Versagensformen eines Verstärkungselements . . . . .	92
5.13. Essentielle Belastungsarten der Verstärkungselemente in Bezug auf die Faserverbundkomponente . . . . .	94
5.14. Last-Verschiebungskurven von Single-Pin-Simulationen in Abhängigkeit der Belastungsrichtung . . . . .	95
5.15. Verlauf der Dehnungen bei einer Bewegung der Pin-Wurzel in z-Richtung . . . . .	95
5.16. Dehnungen aufgrund einer Verschiebung der Pin-Wurzel in x-Richtung	96
5.17. Verlauf der Dehnung aufgrund einer Belastung in positiver y-Richtung an der Pin-Wurzel . . . . .	96
5.18. Dehnungsverläufe bei wachsender Belastung durch Verschiebung der Pin-Wurzel in negativer y-Richtung . . . . .	97
5.19. Randbedingungen der FE-Modellierung der Einzelpin-Ausziehversuche	98
5.20. Vergleich der experimentellen und numerischen Last-Weg-Kurven von Ausziehversuchen eines Stahl-Pins der Dicke $t = 0,4 \text{ mm}$ . . . . .	99
5.21. Stellgrößen der Pin-Geometrie . . . . .	100
5.22. Kraft-Weg-Verläufe von Verstärkungselementen mit und ohne Hinterschnitt bei x- und z-Verschiebungen . . . . .	102
5.23. Dehnungsverläufe einer hinterschnittigen Pin-Kopfgeometrie bei wachsender Belastung durch Verschiebung der Pin-Wurzel in x-Richtung	103
5.24. Darstellung der effektiven Pin-Länge resultierend aus der Kopfgeometrie . . . . .	103
5.25. Dehnungsverläufe bei wachsender Belastung durch Verschiebung der Pin-Wurzel in z-Richtung . . . . .	104
5.26. Kraft-Weg-Verläufe bei Belastung in x-Richtung von Verstärkungselementen mit unterschiedlichen Geometrien . . . . .	105
5.27. Kraft-Weg-Verläufe bei Belastung in z-Richtung von Verstärkungselementen mit unterschiedlichen Geometrien . . . . .	106
5.28. Kraft-Weg-Verläufe von Verstärkungselementen mit unterschiedlichen Materialien . . . . .	107
5.29. Validierung der Implementierung anhand der SLS-Variante #SLS0 mit reduzierter Überlappungsfläche . . . . .	110
5.30. Auswertung der Schädigungsvariablen des SLS-Tests mit reduzierter Überlappungsfläche . . . . .	110
5.31. Validierung der Implementierung anhand der SLS-Variante #SLS1, Überlappungsfläche laut ASTM 5868 mit 6x5 Pin-Anordnung . . . . .	112
5.32. Dehnungsverteilung entsprechend der Längenänderung der verstärkten SLS-Probe nach Konfiguration #SLS1 . . . . .	113

5.33. Schadensbild der experimentellen SLS-Proben der Konfiguration mit einer 6x5-Pin-Anordnung [26] . . . . .	114
5.34. Validierung der Implementierung anhand der SLS-Variante laut ASTM 5868 mit 5x4 Pin-Anordnung . . . . .	114
5.35. Validierung der Implementierung anhand der SLS-Variante laut ASTM 5856 mit 6x5 Pin-Anordnung, doppelte Bepinnung je Fenster . . . .	115
5.36. Ergebnisse einer 6x5-Pin-Konfiguration mit einer Blech-/ Pin-Dicke von $t = 0,2 \text{ mm}$ . . . . .	116
5.37. Geometrie des Verstärkungsblechs der DCB-Probe #DCB1 . . . . .	117
5.38. Vergleich der experimentellen und numerischen Kraft-Weg-Kurven der DCB-Proben . . . . .	117
5.39. Schadensbild der numerischen Umsetzung der metallischen Verstärkung der DCB-Konfiguration #DCB1 . . . . .	118
5.40. Schadensbilder der experimentelle Proben der verstärkten DCB-Proben der Konfiguration #DCB1 in den relevanten Bereichen . . . . .	119
5.41. Schadensbilder der experimentelle Proben der verstärkten DCB-Prben der Konfiguration #DCB1 in den relevanten Bereichen . . . . .	119
6.1. Annahme der Verstärkungsmethode als System im Bezug auf die strukturmechanische Beschreibung . . . . .	121
6.2. Vorgehensweise zur Analyse des strukturmechanischen Verhaltens der Verstärkung mit Methoden der statistischen Versuchsplanung .	122
6.3. Beispielhafte Darstellung der bei der Versuchsplanung verwendeten Zielgrößen . . . . .	122
6.4. Potentielle wesentliche Stellgrößen der Verstärkungsmethode . . . .	123
6.5. Anteil der verstärkten an der gesamten Überlappungsfläche . . . . .	124
6.6. Schematische Darstellung des Klebeflächenverhältnisses $\beta$ . . . . .	124
6.7. Schematische Darstellung des Anteils des ausgeschnittenen Bereichs an der gesamten Überlappungsfläche $v$ . . . . .	125
6.8. Schematische Darstellung des Prinzips der Variablensuche nach Shainin	126
6.9. Resultate der Reaktionskraft $f$ beim totalen Versagen für die Varianten #1 bis #18 der Variablensuche . . . . .	128
6.10. Wechselwirkungen der analysierten Parameter bzgl. der Reaktionskraft $f$ bei totalem Versagen der Verbindung . . . . .	130
6.11. Resultierende maximale Längenänderungen $e$ aus der Variablensuche mit den Varianten #1 bis #18 . . . . .	131
6.12. Wechselwirkungen der verschiedenen Designgrößen bzgl. der max. Längenänderung . . . . .	132
6.13. Analyse der quadratischen Einflüsse durch die Pin-/ Blechdicke $t$ . .	134
6.14. Analyse der quadratischen Einflüsse durch die Pin-Länge $l$ . . . . .	135
6.15. Schematische Darstellung unterschiedlicher Methoden der statistischen Versuchsplanung . . . . .	136
6.16. Reaktionskraft bei totalem Versagen der Verbindung $f$ in Abhängigkeit verschiedener Einflussfaktoren . . . . .	141

6.17. Maximale Längenänderung $e_u$ bei totalem Versagen der Verbindung in Abhängigkeit verschiedener Einflussfaktoren . . . . .	144
6.18. Maximal erreichbare Reaktionskraft $f_{max}$ der Verbindung unter Be- einflussung von verschiedenen Stellgrößen . . . . .	146
6.19. Längenänderung bei maximal ertragbarer Reaktionskraft $e_{max}$ in Ab- hängigkeit verschiedener Einflussfaktoren . . . . .	148
A.1. Kraft-Verformungskurven der Variablensuche - Parameter Dicke $t$ . . . . .	xxxvii
A.2. Kraft-Verformungskurven Variablensuche - Parameter Länge $l$ . . . . .	xxxvii
A.3. Kraft-Verformungskurven Variablensuche - Parameter Breite $w$ . . . . .	xxxviii
A.4. Kraft-Verformungskurven Variablensuche - Parameter Verhältnis Kle- beflächen $\beta$ . . . . .	xxxviii
A.5. Kraft-Verformungskurven Variablensuche - Pin-Abstand in x-Richtung $\Delta x$ . . . . .	xxxix
A.6. Kraft-Verformungskurven Variablensuche - Pin-Abstand in y-Richtung $\Delta y$ . . . . .	xxxix
A.7. Kraft-Verformungskurven Variablensuche - Anteil Pin- an Gesamt- fläche $r$ . . . . .	xl
A.8. Kraft-Verformungskurven Variablensuche - Anteil Klebe- an Gesamt- fläche $v$ . . . . .	xl
A.9. Kraft-Verformungskurven Analyse quadratischer Einfluss - Parame- ter Breite $w$ . . . . .	xli
A.10. Kraft-Verformungskurven Analyse quadratischer Einfluss - Pin-Abstand in x-Richtung $\Delta x$ . . . . .	xli
A.11. Kraft-Verformungskurven Analyse quadratischer Einfluss - Pin-Abstand in y-Richtung $\Delta y$ . . . . .	xlii
A.12. Kraft-Verformungskurven der Varianten #1 bis #4 . . . . .	xliii
A.13. Kraft-Verformungskurven der Varianten #5 bis #8 . . . . .	xliii
A.14. Kraft-Verformungskurven der Varianten #9 bis #12 . . . . .	xliv
A.15. Kraft-Verformungskurven der Varianten #13 bis #16 . . . . .	xliv
A.16. Kraft-Verformungskurven der Varianten #17 bis #20 . . . . .	xl
A.17. Kraft-Verformungskurven der Varianten #21 bis #24 . . . . .	xl
A.18. Kraft-Verformungskurven der Varianten #25 bis #26 . . . . .	xlvi



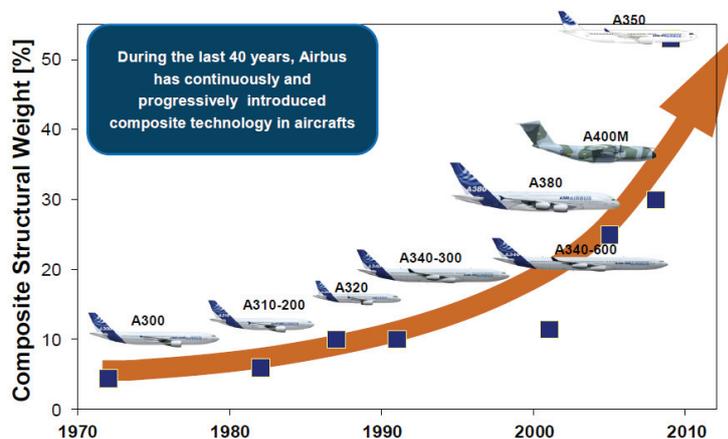
# Tabellenverzeichnis

4.1.	In die General Contact-Formulierung einbezogene Flächendefinitionen	47
4.2.	Essentielle Materialdaten der für die Inserts verwendeten Metalllegierungen	48
4.3.	Essentielle Materialdaten der HexPly®M21-Matrix	50
4.4.	Materialkennwerte CFK HexPly®M21/T800S [27]	51
4.5.	Parameter zur Benutzung des Versagenskriteriums nach Puck [28]	54
4.6.	Parameter der Cohesive Zone der Fügung zwischen von CFK und Titan (Verbindung durch Matrix HexPly®M21)	64
4.7.	Parameter der Cohesive Zone der Fügung zwischen von CFK und Stahl (Verbindung durch Matrix HexPly®M21)	66
4.8.	Parameter der Cohesive-Zone der Verklebung von CFK mittels Cytec FM®300K	70
4.9.	Parameter der Cohesive-Zone der Verklebung zwischen Stahl und CFK mittels Cytec FM®300	72
4.10.	Parameter der Cohesive-Zone der Verklebung zwischen Titan und CFK mittels Cytec FM®300	72
4.11.	Parameter der Cohesive-Zone der Verklebung von CFK mittels Cytec FM®300K abgeschwächt	75
5.1.	Experimentell analysierte Konfigurationen der Filled-Hole-Tension-Versuche	86
5.2.	Abschwächungsfaktoren des Laminats aufgrund der Verstärkung an ausgewählten Punkten des Versuchsraums	89
6.1.	Stufen der Stellgrößen zur Durchführung der Variablensuche	126
6.2.	Varianten # der Stellgrößen zur Variablensuche nach Shainin	127
6.3.	Definition der Faktorstufen zur Analyse hinsichtlich quadratischer Effekte	134
6.4.	Größen mit untergeordnetem Einfluss auf die Zielgrößen und die verbundenen konstanten Werte	137
6.5.	Konfigurationen der Versuchsplanung des D-optimalen Designs	138
6.6.	Resultierende Zielgrößen der Konfigurationen der D-Optimalen Versuchsplanung	139
6.7.	Koeffizienten hinsichtlich der Einflussgrößen in Bezug auf die Reaktionskraft bei finalem Versagen $f_u$	140
6.8.	Koeffizienten der Einflüsse hinsichtlich der Längenänderung bei finalem Versagen $e_u$	142

6.9. Koeffizienten der Einflüsse hinsichtlich der maximal ertragbaren Reaktionskraft $f_{max}$ . . . . .	145
6.10. Koeffizienten der Einflüsse hinsichtlich der Längenänderung $e_{max}$ bei maximal ertragbarer Reaktionskraft . . . . .	147

# 1. Einleitung

Innerhalb der letzten Jahre nahm die Bedeutung von Faserverbundwerkstoffen (FVW) aufgrund ihrer herausragenden gewichtsspezifischen Eigenschaften wie Steifig- und Festigkeit stetig zu. Besonders deutlich wird diese Tendenz bei Anwendungen im Transportsektor, bei welchen durch einen vermehrten Einsatz von innovativen Leichtbautechnologien der Forderung nach Reduktion der Emissionen Rechnung getragen wird. Dies kommt ebenso durch die Veranschaulichung in Abb. 1.1 zum Ausdruck, in welcher die chronologische Entwicklung des Anteils von Composite-Materialien an der gesamten Strukturmasse am Beispiel der Airbus-Produktpalette dargestellt wird.



**Abb. 1.1.:** Entwicklung der Massenanteile von Faserverbundmaterialien an der Gesamtstruktur am Beispiel der Airbus-Produktfamilie [1]

Passagierflugzeuge der neuesten Generation wie der Airbus A350XWB oder das Konkurrenzprodukt Boeing 787 stellen mit einem Anteil von Faserverbundmaterialien an der primären Strukturmasse von mehr als 50 % den vorläufigen Höhepunkt dieser Entwicklung dar. Dieser hohe Wert wird dadurch erreicht, indem große Teile der Rumpfstruktur und der Flügelkomponenten aus Composite-Materialien bestehen, wie dies am Beispiel des Airbus A350XWB in Abb. 1.2 a) ersichtlich wird. Während sich in Produkten der Luft- und Raumfahrtindustrie die Verwendung von FVW schon seit einiger Zeit etablieren konnte, war dies in kostensensitiveren Bereichen mit deutlich höheren Stückzahlen wie der Automobilindustrie oder dem Maschinen- und Anlagenbau bisher nur eingeschränkt möglich. Dies konnte u.a. auf die Forderung nach hochautomatisierten Fertigungstechnologien und die damit

generierbaren niedrigeren Produktionskosten zurückgeführt werden, welche bis vor kurzem für Composite-Materialien nur in eingeschränktem Maße zur Verfügung standen. Durch die Serienreife von großserientauglichen Fertigungstechnologien wie z.B. des Resin-Transfer-Moulding (RTM) konnte dieser Nachteil deutlich reduziert werden. Zusammen mit der anhaltenden Forderung nach einer Reduktion des Energieverbrauchs und der damit verbundenen Emissionen führte dies allerdings auch in dieser Branche zum vermehrten Einsatz von innovativen Leichtbautechnologien. So fanden durch die Markteinführung der BMW-i-Modelle i3 sowie i8 Composite-Materialien ihren Weg in Großserien-Automobile, vgl. Abb. 1.2 b). Eine erneute Steigerung der jährlich im Automobilssektor angewandten Composite-Werkstoffe konnte durch die gezielte Applikation dieser Werkstoffe in der neuen Generation der 7er-Reihe von BMW mit entsprechend höheren Stückzahlen erzielt werden.



(a) Anteile von Composites an der Struktur des Airbus A350XWB [29]



(b) CFK-Struktur des BMW i3, gezeigt auf der JEC 2013 [30]

**Abb. 1.2.:** Anwendung von Faserverbundmaterialien in modernen Produkten des Transportsektors

U.a. durch die erfolgreiche Entwicklung der o.g. Produkte konnte die grundsätzliche Produktion von Faserverbundstrukturen zu in diesen Branchen ausreichend niedrigen Kosten aufgezeigt werden. Der Fokus der weiteren Entwicklung der Faserverbundtechnologie muss daher in der nahen Zukunft auf der Verbesserung des grundlegenden Designs hinsichtlich Faser- und Fertigungsgerechtigkeit liegen. Nur so kann eine optimierte Ausschöpfung des Leichtbaupotentials sowie eine weitere Reduktion der Produktionskosten erreicht werden.

Die Optimierung des Designs ist allerdings nicht nur auf das Bauteil an sich zu beschränken. Ein enormes Potential ist ebenso in der Entwicklung, bzw. der in der Anwendung von Composite-gerechten Füge-techniken zu sehen. Die Zielsetzung ist darin zu sehen, die lasttragende Faserarchitektur des Faserverbundwerkstoffes und somit das Leichtbaupotential der Struktur so wenig wie möglich zu beeinträchtigen. Eine Verklebung von Composite-Komponenten, welche sich in vielen Anwendungsbereichen bereits etabliert hat, stellt eine werkstoffgerechte Füge-technik diesbezüglich dar.

Oftmals führen allerdings hohe Lasten, gerade beim Auftreten von Normalbelastungen, zu einer flächenmäßig großen Ausdehnung der zur Sicherstellung der Übertragung definierten Klebefläche. Hierdurch ergibt sich oftmals allerdings durch das einzubringende Klebematerial ein deutliches zusätzliches Gewicht, welches in die Fügung eingebracht wird. Einhergehend mit diversen Defiziten u.a. in der Qualitätssicherung und der zerstörungsfreien Prüftechnik in Kombination mit einem abrupten Versagensverhalten und mangelnder Schadenstoleranz unterliegt diese Fügetechnik Zulassungsbeschränkungen bzgl. wichtiger Primärstrukturbauteile in der zivilen Luftfahrt.

Hieraus ergibt sich häufig die Notwendigkeit, Klebeverbindungen bei entsprechenden Komponenten mit einem zweiten (oftmals metallischen) Lastpfad abzusichern, zu verstärken oder gänzlich zu ersetzen, um die oben genannten Problemstellungen zu minimieren oder zu umgehen. Zu diesem Zweck kommen in derzeitigen Konstruktionen häufig noch herkömmliche, ursprünglich für isotrope Werkstoffe entwickelte, Methoden wie Bolzen oder Niete zur Anwendung, da durch die erforderlichen Lasten ein (zusätzlicher) Formschluss erfordert wird, bzw. nur durch die zusätzliche Applikation die notwendigen Sicherheitsreserven erreicht werden können.

Ein Beispiel eines aktuellen Designs von Composite-Fügungen ist in Abb. 1.3 zu sehen, in welcher die Rumpfstruktur der Boeing 787 enthalten ist. Neben der verwendeten Klebung als Verbindungstechnik wird deutlich, dass ebenso auf den großflächigen Einsatz von metallischen Formschlusselementen zurückgegriffen wird. Bei der Anwendung von flächigen Klebungen bei derartigen Strukturen kommt es oftmals gerade in den Auslaufbereichen zu Spannungszuständen, welche zusätzlich zu Scher- auch Schälspannungen inkludieren. In diesen Bereichen werden zur Absicherung häufig sogenannte metallische Sicherheitsniete oder Chicken Rivets zur Verstärkung und Absicherung gesetzt.



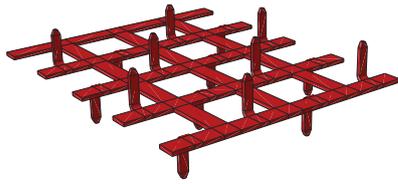
**Abb. 1.3.:** Beispiel der Anwendung von Nietverbindungen bei Rumpfstrukturen an der Boeing 787 [2]

Durch verschiedene Faktoren ist diese Art der Verbindung für Faserverbundmaterialien nur bedingt geeignet. Durch die metallischen Verstärkungselemente wird in die Fügung deutlich mehr Eigengewicht eingebracht, als dies bei einer reinen Kle-

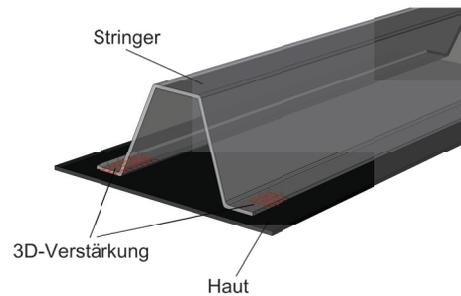
beverbindung der Fall ist. Ein noch weitreichenderer negativer Effekt wird durch die zusätzlich benötigten Bohrungen generiert. Schon bei metallischen, also nahezu isotropen Werkstoffen, führen solche Bohrungen zu einer Lastumlagerung und somit zu Spannungskonzentrationen in den an die Bohrung anliegenden Bereichen der Struktur. Dieser Effekt zeigt sich bei Faserverbundmaterialien durch ihren anisotropen Charakter ebenso als problematisch, da die Last fast ausschließlich über die Fasern geleitet wird. Bei einer Unterbrechung dieser durch Vorbohrungen ist eine Umlenkung der Last auf umliegende Fasern notwendig, was unter Beteiligung der weniger belastbaren Matrix geschieht, sodass die Performance der Composite-Struktur deutlich geschwächt wird. Die Umlenkung der Last auf benachbarte Fasern führt somit zu ausgeprägten Spannungskonzentrationen in den zusätzlich belasteten Bereichen. Um das Design der erhöhten Belastung in diesen Bereichen anzupassen, ist oftmals eine Verdickung der anliegenden Faserverbundstruktur im Bereich der Fügung unumgänglich, was neben dem zusätzlichen Eigengewicht der metallischen Formschlusselemente auch zu einer signifikanten Erhöhung des Gewichts der Faserverbundstruktur führt. Unter der ganzheitlichen Zielsetzung einer Designoptimierung hinsichtlich Faser- und Fertigungsgerechtigkeit ergibt sich somit die Forderung, die zur Anwendung gelangenden Fügeverfahren in diese Zielsetzung einzubeziehen. Ein möglicher Ansatz ist in einer Kombination der jeweiligen Vorteile von Stoff- und Formschluss in einer einzigen Fügung zu sehen, wobei die zugehörigen Nachteile minimiert werden müssen. Eine potentielle Umsetzung kann dadurch erreicht werden, indem eine fasergerechte Klebeverbindung, durch welche die Faserarchitektur nicht beeinträchtigt wird, durch einen Formschluss ergänzt wird, welcher auf einer derartigen Betrachtungsebene realisiert wird, dass die Implementierung in die Composite-Struktur ohne Vorbohrungen erfolgen kann.

Dieser Ansatzpunkt wird durch die in dieser Arbeit betrachtete Verstärkungsmethode aufgegriffen, wobei ein Formschluss mittels metallischer Elemente in die Fügung eingebracht wird, ohne die lasttragenden Fasern durch Bohrungen oder Ähnliches zu unterbrechen. Dies kann dadurch ermöglicht werden, indem der Formschluss anstatt durch Bolzen oder Nieten durch mehrere kleine Elemente generiert wird, welche vor dem Aushärten des Faserverbundmaterials in die Struktur inkludiert werden. Durch dieses Verfahren werden die Fasern durch die Implementierung der Pins umgelenkt, sodass auf Vorbohrungen verzichtet werden kann. Hierdurch wird zwar die Faserarchitektur lokal in ihrer Ausrichtung gestört, die Auswirkungen auf die strukturmechanische Performance erwies sich allerdings in vorangegangenen Versuchen als deutlich höher im Vergleich zu durch Bohrungen unterbrochenen Fasern.

Die Verstärkungsmethode greift auf speziell geformte, automatisiert herstellbare, dünne Metallbleche zurück, welche während des Fügeprozesses in die Klebefläche zwischen zwei Faserverbundstrukturen implementiert werden, vgl. Abb. 1.4 a).



(a) CAD-Geometrie eines Verstärkungselements



(b) Beispiel der Anwendung an Haut-Stringer-Verbindung

**Abb. 1.4.:** Prinzipielle Darstellung der metallische 3D-Verstärkungsmethode für Composite-Strukturen

Während des Aushärtprozesses wird eine Kombination aus Form- und Stoffschluss erzeugt. Hierdurch kann eine im Vergleich zu einer reinen Klebung optimierte Fügung realisiert werden durch:

- zusätzlicher Formschluss
- Vergrößerung der Klebefläche.

Durch diese Füge-technologie könnten viele der derzeit verwendeten Niete in CFK-Strukturen durch die innovativen Verstärkungselemente ersetzt werden, wie zum Beispiel in Rumpfstrukturen an kritischen Stellen (Abb. 1.4 b)), und somit dem Leichtbaugedanken auch hinsichtlich Verbindungstechnik Rechnung getragen werden.

## 1.1. Ziele der Dissertation

In dieser Arbeit wird dieses hybride Fügekonzept für Faserverbundstrukturen näher betrachtet. Hierbei werden verschiedene Zielsetzungen vereint, wobei der Fokus auf der Anwendung von numerischen Methoden liegt:

- Erarbeitung eines detaillierten Finite-Elemente-Modells zur Abbildung der dreidimensionalen Verstärkungsmethode
- Analyse von verschiedenen Fertigungseinflüssen auf die strukturmechanischen Eigenschaften von 3D-verstärkten Composite-Verbindungen mit Hilfe der numerischen Implementierung
- Überführung der detaillierten Modellierungsmethode in eine Implementierung, welche die Analyse der Eigenschaften auf Bauteilebene erlaubt
- Untersuchung der wesentlichen Haupt- und Wechselwirkungen der Verstärkungsmethode hinsichtlich verschiedener strukturmechanischer Eigenschaften

- Zusammenfassung der essentiellen Erkenntnisse in Bezug auf die metallische Verstärkung in Gestaltungsrichtlinien.

## 1.2. Übersicht der Dissertation

Unter den oben genannten Zielsetzungen sind die Arbeiten der vorgestellten Dissertation in folgende Abschnitte gegliedert. Als Basis wird zuerst ein Überblick über den Stand der Technik bzgl. Verbindungs- und v.a. Verstärkungsmethoden für Faserverbundstrukturen geschaffen. Des Weiteren wird eine Zusammenfassung der Ausgangslage hinsichtlich der für die Bearbeitung der Arbeitsinhalte notwendigen Informationen geschaffen.

Auf Basis dieser wird die Entwicklung eines detaillierten FE-Modells der hybriden Verstärkungsmethode dargelegt. Zu diesem Zweck wird sowohl auf die numerische Implementierung selbst, aber auch die Generierung der für die erfolgreiche Umsetzung des FE-Modells benötigten Kenndaten näher eingegangen. Die numerische Modellbildung der Verstärkungsmethode konnte durch einen Vergleich mit experimentellen Daten erfolgreich validiert werden. Aus diesem Grund konnte es als Ausgangsbasis zur Analyse von verschiedenen Einflüssen resultierend aus der Fertigung der Verstärkungselemente selbst, aber auch aus der Integration dieser in die Faserverbundkomponente auf die strukturmechanischen Eigenschaften einer 3D-verstärkten Klebeverbindung herangezogen werden.

Eine Anwendung dieses Modellierungsansatzes auf Coupon- oder Komponentenebene, bei welchen eine gesteigerte Anzahl von Verstärkungselementen eingesetzt wird, zeigte sich aufgrund des hohen Implementierungs- aber auch Rechenaufwands als nur eingeschränkt möglich. Zu diesem Zweck wurde die detaillierte Modellierung mittels eines Multi-Skalen-Ansatzes in ein FE-Modell auf Makro-Ebene transferiert, sodass auch die Berechnung und Analyse von größeren Komponenten und Bauteilen ermöglicht wurde.

Nach erfolgreicher Validierung der abstrahierten Implementierungsmethode durch den Vergleich mit experimentellen Resultaten verschiedener Testgeometrien wurde diese FE-Modellierung für eine umfassende Parameterstudie herangezogen. Als Testgeometrie wurden hierzu Single-Lap-Shear-Proben verwendet, da diese eine Art Worst-Case-Szenario abbilden und eine Kombination aus Scher- und Schälspannungen beinhalten. Die Parameterstudie wurde unter der Zielsetzung durchgeführt, wesentliche Haupt- und Wechselwirkungen der Designgrößen der Verstärkungstechnik innerhalb der Fertigungsgrenzen zu identifizieren und zu bewerten.

Die signifikantesten dieser Effekte werden abschließend durch Regressionsanalysen in eine mathematische Formulierung hinsichtlich der ertragbaren Last und der erzielbaren maximalen Längenänderung überführt. Die Zusammenfassung der essentiellen Erkenntnisse hinsichtlich der Einflüsse der Verstärkungselemente auf die Strukturmechanik von Faserverbundfügungen in Gestaltungsrichtlinien runden die Dokumentation der durchgeführten Arbeiten ab.

## 2. Stand der Technik und Grundlagen

### 2.1. Häufig angewandte Fügeverfahren für Composite-Strukturen

Faserverbundmaterialien bieten gerade durch ihre sehr guten gewichtsspezifischen Eigenschaften wie Festig- und Steifigkeit sowie ihrem anisotropen Charakter und den damit verbundenen zusätzlichen Design-Parametern ein erhebliches Leichtbaupotential. Dieses resultiert aus der Kombination von verschiedenen Materialkategorien, woraus sich allerdings auch Anforderungen an das Design der Struktur ergeben. Nur wenn diese bei der Produktentwicklung Berücksichtigung finden, kann das vollständige Potential von Composite-Materialien ausgenutzt werden. Während diese Philosophie bei der Gestaltung der Bauteile selbst teilweise angewandt wird, finden gerade bei der Fügung von Faserverbundstrukturen oftmals Techniken Verwendung, welche für eine metallische Bauweise entwickelt und an die Verwendung bei Composites lediglich adaptiert wurden.

Der Fokus der in dieser Arbeit behandelten Füge-technik ist in der Verbindung von flächigen Composite-Strukturen zu sehen. Einen Überblick über die grundlegenden Kategorien, in welche sich die derzeit häufig angewandten Techniken in diesem Anwendungsfeld einteilen lassen, wird durch Abb. 2.1 gegeben.

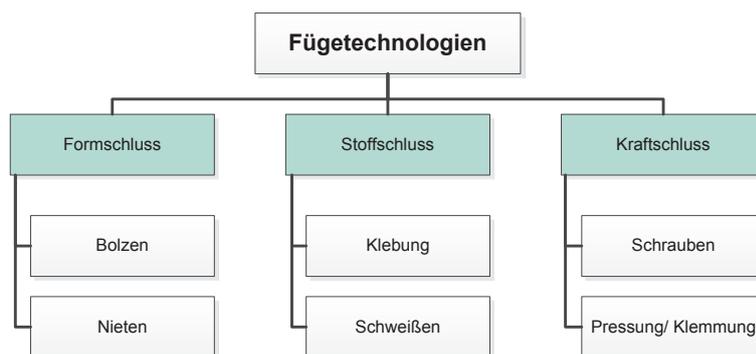


Abb. 2.1.: Derzeit angewandte Füge-technologien für Faserverbundstrukturen

Die Zielsetzung der in dieser Arbeit vorgestellten Verbindungstechnik liegt in der Anwendung im Luft- und Raumfahrtbereich, sodass im Folgenden auf die derzeit

in diesem Bereich angewandten Technologien eingegangen wird, die mechanische Fügung sowie die Verklebung.

### 2.1.1. Mechanisches Fügen von Faserverbundstrukturen

Gerade in Luftfahrtanwendungen findet ein großer Teil der Fügeprozesse durch formschlüssige Verbindungen wie Niete oder Bolzen statt. Diese Bauweise wurde bereits bei metallischen Strukturen häufig verwendet, sodass auch gewisse Erfahrungswerte auf die Composite-Verbindung übertragen werden konnten. Eine maßgebliche Ursache hierfür ist v.a. in der leichten Qualitätssicherung inklusive einer hohen Schadenstoleranz sowie die Lösbarkeit im Reparaturfall solcher Verbindungen zu sehen.

Bei der Anwendung von mechanischen Fügungen bei Faserverbundkomponenten sind allerdings auch deutliche Nachteile zu sehen, welche sich v.a. aus den unterschiedlichen Versagensformen ergeben, welche sich in

- Versagen des Verbindungselements
- Bruch des gefügten Faserverbund-Laminats

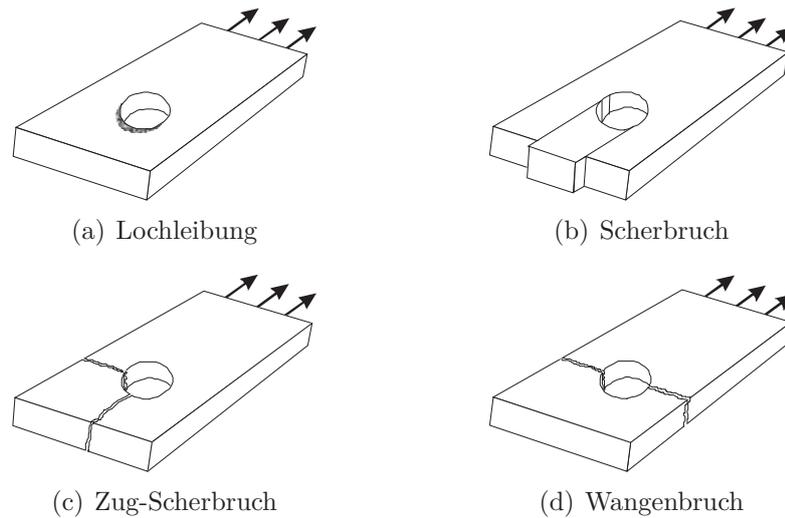
kategorisieren lassen. In Abb. 2.2 ist ein Beispiel des Erstgenannten nach einer dynamischen Belastung enthalten.



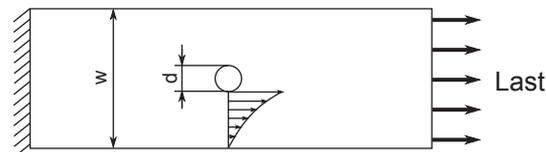
Abb. 2.2.: Bolzenbruch nach dynamischer Belastung [3]

In Abb. 2.3 sind die Versagensformen der zu fügenden Composite-Komponenten dargestellt, welche ein zu metallischen Strukturen ähnliches Verhalten aufweisen.

Welche dieser Versagensformen bei einer Belastung durch das Verbindungselement eintritt, wird entscheidend durch die Gestaltung des Composite-Teils und die Anordnung der Fügeelemente beeinflusst. Allerdings wird deutlich, dass sowohl durch die Belastung der Bolzen, als auch durch die für diese Verbindung benötigte Vorbohrung eine Mehrbelastung des verbleibenden Faserverbundmaterials generiert wird.



**Abb. 2.3.:** Versagensformen eines Faserverbund-Laminats bei einer Bolzenverbindung [3]



**Abb. 2.4.:** Spannungsverteilung bei einem Open-Hole-Tension-Test

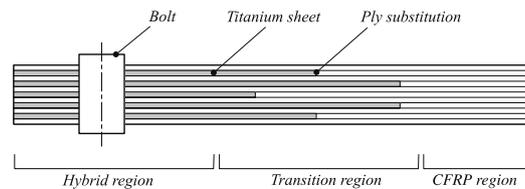
Wie in Abb. 2.4 schematisch dargestellt, wird durch die Vorbohrung im Laminat eine Spannungskonzentration in der Umgebung erzeugt durch:

- Verringerung der Querschnittsfläche
- Kerbwirkung durch die Bohrung.

Diesem Effekt wird derzeit durch verschiedene konstruktive Hilfsmittel Rechnung getragen. Das Geläufigste ist in der Verstärkung der Composite-Struktur in diesem Bereich zu sehen, was unweigerlich zu einer Massenerhöhung führt.

Eine weitere Methode, das Versagensverhalten der Composite-Struktur zu verbessern, wird durch sog. Fiber-Metal-Laminates, also Verbunden mit einlamierten dünnen Metallfolien repräsentiert, vgl. Abb. 2.5.

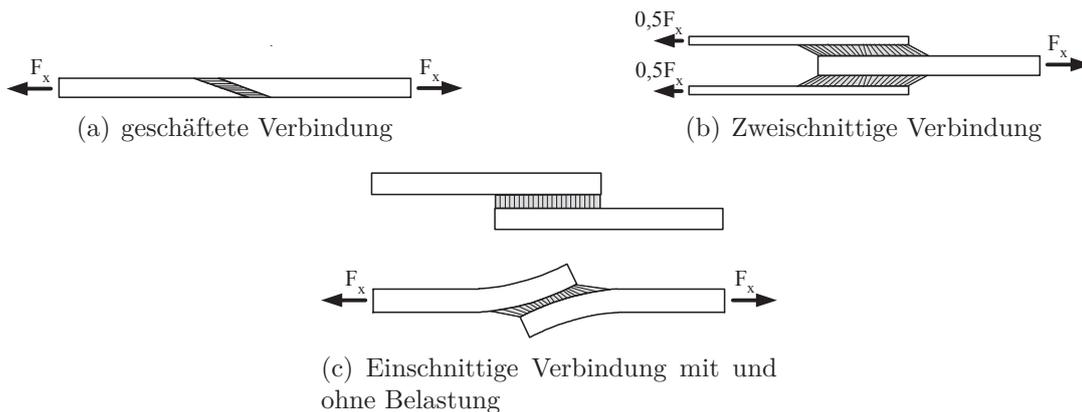
Wie in [4] dargelegt, werden zu diesem Zweck lokal um die Bohrung Schichten des Verbunds durch metallische Lagen ersetzt, welche zudem einen geschichteten Übergang zu dem vollständigen Faserverbund-Laminat besitzen. Durch diese Vorgehensweise konnte die ertragbare Spannung des CFK-Verbunds um mehr als 100 % gesteigert werden.



**Abb. 2.5.:** Fiber-Metal-Laminates zur Verbesserung Strukturmechanik einer gebolzten Composite-Fügung [4]

## 2.1.2. Kleben von Faserverbundbauteilen

Im Gegensatz zu den formschlüssigen Verbindungen wird durch eine Klebung die lasttragende Faserarchitektur nicht beeinträchtigt. Aus diesem Gesichtspunkt wäre das Verkleben von Composite-Strukturen hinsichtlich einer faserverbundgerechten Gestaltung als eine ideale Verbindungstechnik anzusehen. Im Allgemeinen bieten sich durch eine Verklebung verschiedene konstruktive Möglichkeiten, zwei Komponenten miteinander zu verbinden, vgl. Abb. 2.6.



**Abb. 2.6.:** Wesentliche Gestaltungsformen für flächige Klebeverbindungen [5]

Diesbezüglich entscheidet letztendlich der spätere Anwendungsfall, welche dieser Varianten zum Einsatz kommt. Es wird bei der Betrachtung deutlich, dass v.a. bei der einschnittigen Verbindung nicht nur Scherspannungen in der Klebung auftreten. Im direkten Vergleich zu einem zweischnittigen Überlappstoß sind die Schälspannungen, welche besonders im Randbereich der Verbindung durch eine additive Biegebelastung hervorgerufen werden, deutlich ausgeprägter. Diese Spannungsverteilung bei dieser Art der Verbindung wurde auch bei metallischen Komponenten bereits ermittelt, wie in Abb. 2.7 am Beispiel von zwei Aluminium-Strukturen grafisch dargestellt ist.

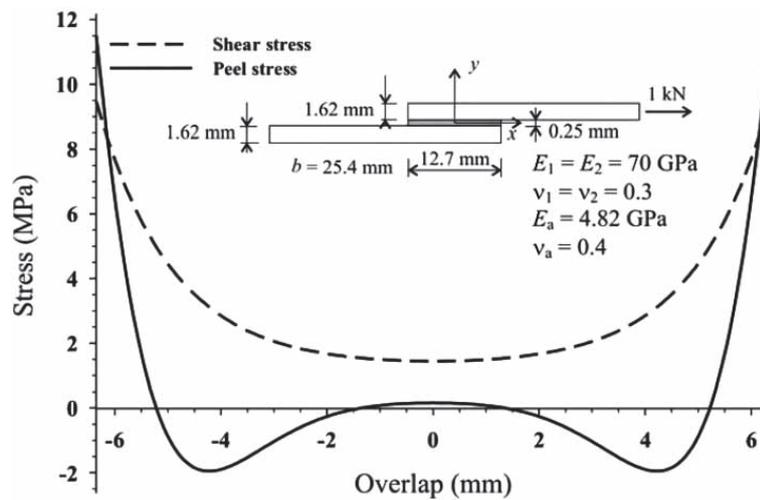
Des Weiteren existieren weitere mathematische Formulierungen, welche den Spannungszustand innerhalb der Klebung eines einfachen Überlappstoßes beschreiben. Voelkersen entwickelte die Differentialgleichung zweiter Ordnung (2.1) [31]

$$\tau(x) = A \cosh \omega x + B \sinh \omega x \quad (2.1)$$

mit

$$\omega = \sqrt{\frac{G}{h} \left( \frac{E_1 t_1 + E_2 t_2}{E_1 t_1 E_2 t_2} \right)}. \quad (2.2)$$

In diesen Gleichungen stellen  $E_1$ ,  $E_2$  sowie  $t_1$  und  $t_2$  die Materialparameter der zu fügenden Komponenten dar.  $G$  und  $h$  hingegen beschreiben die Material- und Geometriegrößen der Klebeschicht.



**Abb. 2.7.:** Spannungsverteilung an SLS-Proben mit Aluminium-Fügepartnern und Epoxid-Klebstoff [6]

Unter der Annahme der Aufbringung von Randbedingungen und einer Zugbelastung  $P$  auf einer Seite der Verbindung werden die Größen  $A$  und  $B$  in (2.1) ersetzt, sodass sich folgende Gleichung ergibt:

$$\tau(x) = \frac{P\omega}{2\sinh(\frac{\omega l}{2})} \cosh\omega x + \frac{P\omega}{2\cosh(\frac{\omega l}{2})} \left( \frac{E_2 t_2 - E_1 t_1}{E_1 t_1 + E_2 t_2} \right) \sinh\omega x \quad (2.3)$$

Die Verteilung der Schubspannungen innerhalb der Fügung wird somit v. a. davon abhängig, ob die Fügepartner als starr oder als deformierbar angenommen werden, d. h. um so steifer die Fügepartner erscheinen, desto homogener ist die Spannungsverteilung innerhalb der Klebung.

Wie bereits in Abb. 2.7 ersichtlich war, ist bei SLS-Prüfkörpern davon auszugehen, dass gerade in den Randbereichen ein gewisser Anteil der Belastungen aus einer Biegung der Fügepartner unter Belastung resultiert. Goland und Reissner entwickelten eine mathematische Formulierung für den Momentenkoeffizienten  $k$ , welcher das Biegemoment in Bezug zu den Spannungen innerhalb der Klebung setzt [31].

$$k_{GR} = [1 + 2\sqrt{2}\tanh(\frac{\theta}{2\sqrt{2}})]^{-1} \quad (2.4)$$

mit

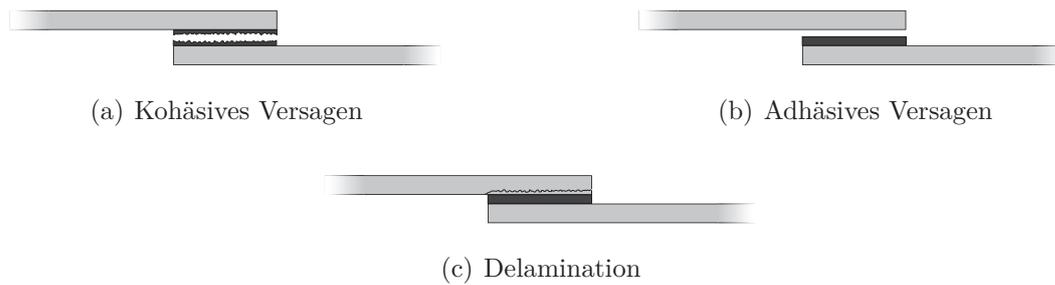
$$\theta = l\sqrt{\frac{3P(1-\nu^2)}{bEt^3}}. \quad (2.5)$$

Die einschnittige Verbindung stellt somit eine im direkten Vergleich zu den anderen dargestellten Anordnungen der Verklebung die geeignetste Methode dar, die in realen Anwendungsfällen auftretenden kombinierten Belastungen abzubilden. Obwohl eine Trennung der Einflüsse aus den diversen Belastungsarten erschwert wird, bietet diese Probengeometrie die Möglichkeit, die Kombinationen aus Normal- und Scherspannungen, wie sie z.B. in den Ausläufen der Stringer-Haut-Verbindung auftreten, im Labormaßstab abzubilden und eine realitätsnahe Beurteilung zu erlauben.

Hinsichtlich der späteren Anwendung existieren zudem verschiedene Möglichkeiten der Fertigung von Klebeverbindungen, welche sich v.a. anhand des Aushärtegrades der beteiligten Faserverbundkomponenten unterteilen lassen:

- Co-Curing: Verklebung zweier unausgehärteter FV-Fügepartner
- Co-Bonding: Verklebung eines ausgehärteten Fügepartners mit einem unausgehärtetem
- Secondary Bonding: Verklebung zweier ausgehärteter FV-Strukturen.

Unter anderem aus dem Fertigungsverfahren ergeben sich zudem verschiedene Versagensmechanismen der Verklebung, welche in Abb. 2.8 schematisch dargestellt wurden.



**Abb. 2.8.:** Versagensformen von Klebeverbindungen von Composite-Strukturen

Auf Basis von diversen Design-Richtlinien ist eine Klebeverbindung dermaßen auszulegen, dass ein Versagen nicht innerhalb der Klebung selbst auftritt. Im Falle der vorliegenden Betrachtung ist dies zu interpretieren, dass der Riss beim Fortschreiten in das Laminat wandert, was der Grafik in Abb. 2.8 c) gleichzusetzen ist. Gerade in Verbindung mit metallischen Komponenten stellt allerdings die Grenzfläche zwischen Klebstoff und dem Fügepartner die schwächere Einheit dar, vgl. Abb. 2.8 b), sodass in dieser auch das Risswachstum stattfindet. Dieser Problematik kann durch verschiedene Oberflächenvorbehandlungen begegnet werden.

Wenn mindestens einer der beiden Fügepartner aus Composite-Material besteht, tritt zudem häufig der Versagensmodus der Delamination, vgl. Abb. 2.8 c), auf, bei welcher der Riss in das Laminat wandert und zumeist eine Ablösung der untersten Faserverbandschicht bewirkt. Ursache hierfür ist in der Festigkeit des Klebstoffs zu sehen, welche diejenige der Matrix des Faserverbands übersteigt.

Im Allgemeinen stellt das Versagensverhalten der Klebung eine Problematik dar, welche u. a. in Bereichen der zivilen Luftfahrt zu Limitationen hinsichtlich ihrer Anwendung führt. Im Gegensatz zu vielen formschlüssigen Verbindungen inkludieren Klebungen ein wenig schadenstolerantes Verhalten, d. h. der Übergang von linear-elastischer Verformung auf das finale Versagen ist sehr gering ausgeprägt und eine quasi-plastische Verformung existiert nahezu nicht. Aufgrund dieses Versagensverhaltens ist gerade in Bereichen der Luftfahrt die Klebeverbindung in strukturell belasteten Komponenten nur bedingt einsetzbar, u.a. weil hierdurch eine Beobachtung des Risswachstums in Folge eines Erstversagens nur eingeschränkt möglich erscheint.

Ebenso gestaltet sich aus demselben Grund die Qualitätssicherung von geklebten Strukturen als äußerst schwierig, da zusätzlich Fertigungsimperfektionen, z. B. sog. Kissing Bonds oder Porositäten, auftreten können, welche mit den geläufigen zerstörungsfreien Prüfmethode teilweise nicht in ausreichendem Maße detektiert und ihre Auswirkungen auf die mechanische Performance der Fügung nur bedingt abgeschätzt werden können.

Resultierend aus diesen Defiziten ergaben sich vielfältige Limitationen v. a. in der Luftfahrt, dass gerade in strukturell wichtigen Komponenten eine alleinige Klebung von Composite-Strukturen nicht die alleinige Füge-technik darstellen sollte.

Im Bereich von Klebungen führt dies zu der Forderung nach einem zusätzlichen formschlüssigen Lastpfad in essentiellen Strukturen im Falle eines Versagens der rein geklebten Verbindung. Eine Anwendung ist oftmals in Form von sog. Angstnieten (engl. Chicken Rivets) zu sehen. Bei der Verwendung von diesen wird durch die in Kapitel 2.1.1 genannten Problematiken ein Großteil des Leichtbaupotentials von Faserverbundmaterialien zunichte gemacht.

## 2.2. 3D-Verstärkung von CFK-CFK- und CFK-Metall-Verbindungen

In der Applikation von dreidimensionalen Verstärkungsmethoden ist eine Möglichkeit zu sehen, die oben genannten Nachteile, welche bei der Anwendung von derzeit standardmäßigen Füge-techniken auftreten, zu minimieren. Durch diese Methoden wird ein Formschluss auf solch einer kleinen Ebene hergestellt, dass Vorbohrungen und somit auch die Unterbrechung des durchgängigen Faserverlaufs nicht mehr nötig sind.

Dies kann dadurch erreicht werden, dass die Verstärkungselemente in das Faserverbundmaterial eingebracht werden und die Fasern hierdurch umgelenkt werden, wodurch zwar die mechanischen Eigenschaften geschwächt werden, allerdings noch deutlich oberhalb vergleichbarer Resultate durch Vorbohrungen liegen. Eine ausführliche Darstellung des Sachverhalts ist in Kapitel 5.2 enthalten.

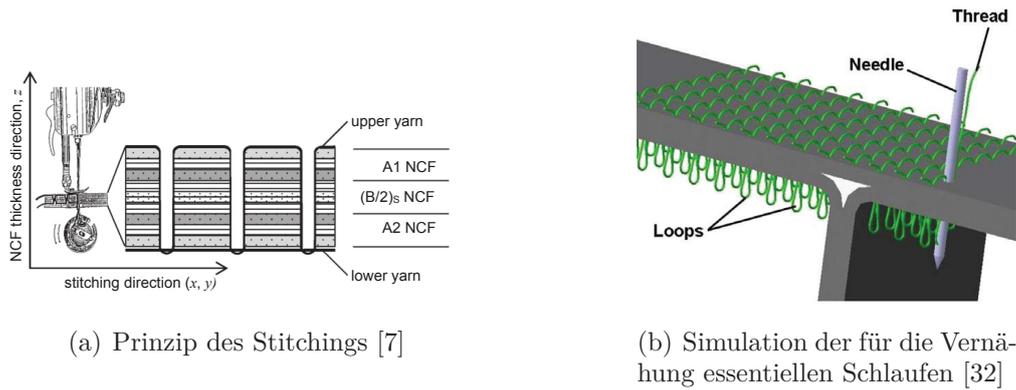
Im Allgemeinen sollen durch Verstärkungselemente in z-Richtung verschiedene Zielsetzungen verfolgt werden:

- Implementierung von Pins zur Lastübertragungen außerhalb der Laminatenebene
- Rissstopperfunktion durch den lokalen Einsatz von Verstärkungselementen.

Im Folgenden werden verschiedene in der Literatur zu findende Ansätze zur Erfüllung dieser Anforderungen dargestellt, wobei sowohl auf die Verbindung von zwei Composite-Strukturen, als auch einer hybriden Faserverbund-Metall-Verbindung eingegangen wird.

### 2.2.1. Stitching/ Tufting

Durch Nähetechnologien (Stitching oder Tufting) steht ein Verstärkungsverfahren zur Verfügung, welches bei trockenen Halbzeugen Verwendung findet. Zum einen stellt hierbei die Verbesserung der strukturmechanischen Eigenschaften ein Ziel dar, zum anderen allerdings auch die deutliche Vereinfachung der Handhabung von v.a. multiaxialen Gelegen. Die Technologie beruht darauf, dass sowohl auf der Ober- als auch Unterseite des trockenen Halbzeugs ein Nähmuster aufgebracht wird, vgl. Abb. 2.9 a).



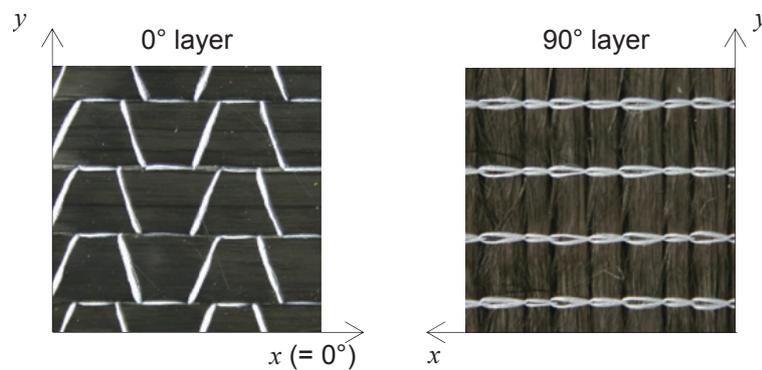
(a) Prinzip des Stitchings [7]

(b) Simulation der für die Vernähung essentiellen Schlaufen [32]

**Abb. 2.9.:** Schematische Darstellung des Fertigungsprozesses des Vernähens

Die Verbindung der beiden Muster erfolgt durch die Führung des Fadens in z-Richtung, wodurch Schlaufen auf der Unterseite der Struktur entstehen, durch welche der Faden der Unterseite geführt wird, vgl. Abb. 2.9 b). Als Verstärkungsmaterialien kommen verschiedene Garne zur Anwendung, welche sich von Glas über Carbon bis hin zu metallischen Produkten erstrecken [7]. Neben dem Material der Verstärkungsstruktur haben allerdings auch die Ausrichtung und die Architektur der Vernähung einen Einfluss auf die strukturmechanischen Charakteristika des resultierenden Laminats.

Als Beispiel dieser Komplexität und Möglichkeiten ist in Abb. 2.10 das resultierende Stickmuster auf Ober- und Unterseite einer vernähten Struktur enthalten.

**Abb. 2.10.:** Vorder- und Rückseite eines vernähten  $0^\circ/90^\circ$ -Laminats [7]

Diese Verstärkungsmethode war auch Gegenstand verschiedener NDT-Analysen, welche die Detektion von Fehlern innerhalb der Verstärkung, aber auch die Untersuchung der Auswirkungen auf die Faserarchitektur durch die Implementierung der Fasern in z-Richtung und die damit verbundene Umlenkung der Fasern zum Ziel hatten [7]. Die in Abb. 2.11 enthaltenen  $\mu$ CT-Aufnahmen verdeutlichen die Fadenführung sowohl auf der Ober- als auch Unterseite des Geleges, aber auch innerhalb

desselben. Durch die Verflechtung der Stützelemente untereinander kann somit eine Stützwirkung auf das Gelege erreicht werden. Ein häufiger Vertreter der mit diesem Verfahren hergestellten Halbzeugen mit dreidimensionaler Verstärkung wird durch die Non-Crimp-Fabrics (NCF) repräsentiert.

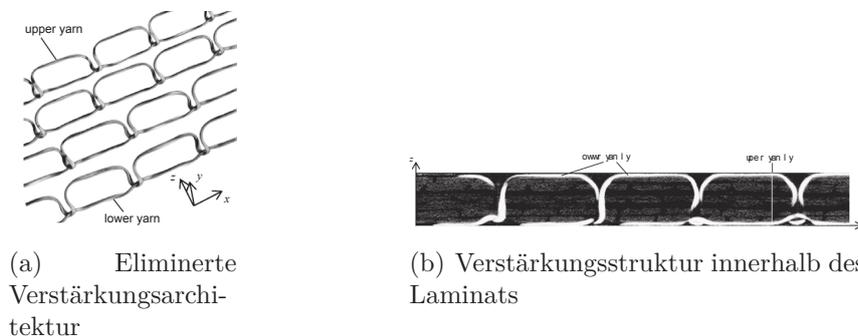


Abb. 2.11.:  $\mu$ CT-Aufnahmen eines vernähten CFK-Laminats [7]

Wie in verschiedenen Literaturquellen dargelegt, können durch diese Art der Verstärkung v. a. die Out-of-Plane-Eigenschaften des Faserverbundmaterials deutlich verbessert werden [33]. Durch den somit generierten Delaminationswiderstand unter Mode-I- [34] [35] [36] und Mode-II-Belastung [37] hat dies auch gravierende Auswirkung z. B. auf die Impacttoleranz entsprechend verstärkter Strukturen, was in [7] durch die Analyse von CAI-Tests dargelegt wurde. Eine Verbesserung der mechanischen Performance um etwa 25 % konnte in [38] zudem bei verstärkten Sandwichkonfigurationen nachgewiesen werden. In [39] wurde des Weiteren erörtert, dass die erzielbare Verbesserung ebenso von der Grundkonfiguration und Orientierung des nicht verstärkten Laminats abhängt.

Eine Möglichkeit der Anwendung dieser Verstärkungsmethode liegt in T-Stößen. Durch das Vernähen ist es möglich, das Delaminationsverhalten zu beeinflussen und auf andere Versagensmechanismen umzulenken [32]. Ein wesentlicher Nachteil dieser Methode liegt in der vornehmlichen Beschränkung der Anwendbarkeit auf trockenen Halbzeugen, sodass eine Verwendung in einigen Bereichen der Luftfahrtindustrie, welche durch Prepreg-Materialien gekennzeichnet sind, nur bedingt ermöglicht wird.

### 2.2.2. Z-Pinning

Im Gegensatz zur Methode des Vernähens dienen die Elemente, welche beim sogenannten z-Pinning in den Faserverbund eingebracht werden, der reinen Verstärkung des Laminats. Durch kurze Kohlenstofffasern in z-Richtung wird ein Faseranteil in diese Belastungsrichtung generiert. In Abb. 2.12 sind beispielhaft z-Pins innerhalb eines Laminats dargestellt. In diesem konkreten Fall zeigt sich ein Schädigungsbild, welches durch Abscheren der Pins entsteht, was auch bedeutet, dass die Carbonstifte im Laminat verbleiben [8]. Deutlich ist der Faseranteil in der dreidimensionalen Richtung zu erkennen.

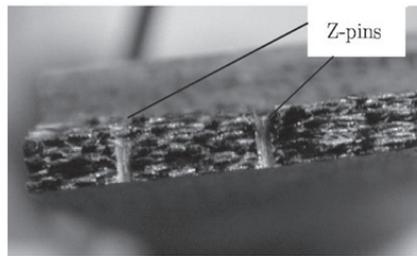


Abb. 2.12.: Beispiel einer Applikation von z-Pins in einem Laminat [8]

Zur Implementierung dieser Strukturen kommt häufig ein Verfahren zur Anwendung, dessen Schema in Abb. 2.13 skizziert ist [9]. Hierbei wird in Schritt 1 auf den zu verstärkenden Faserverbund eine Schaumstruktur von geringer Dichte aufgebracht, in welche die späteren z-Pins bereits eingebracht sind.

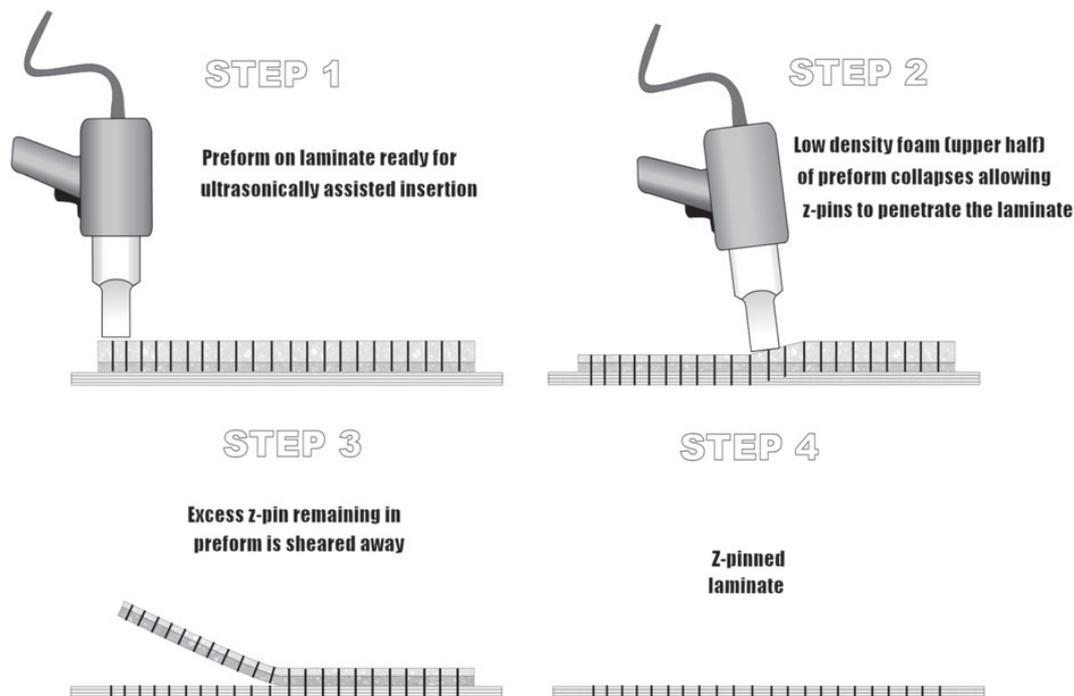
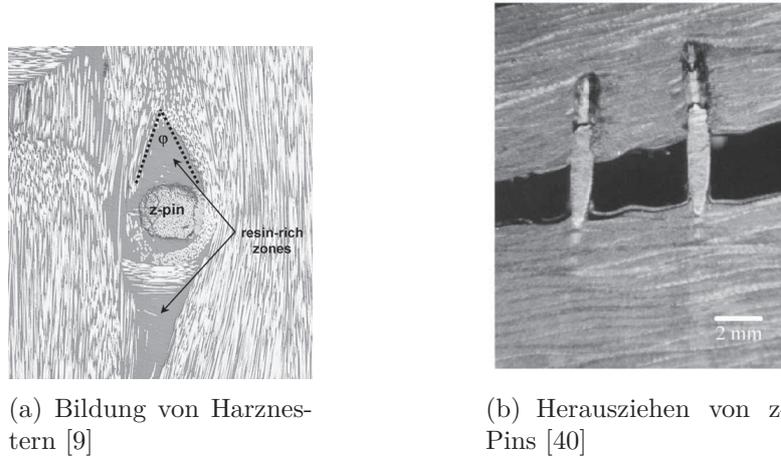


Abb. 2.13.: Prozess zur Implementierung von z-Pins [9]

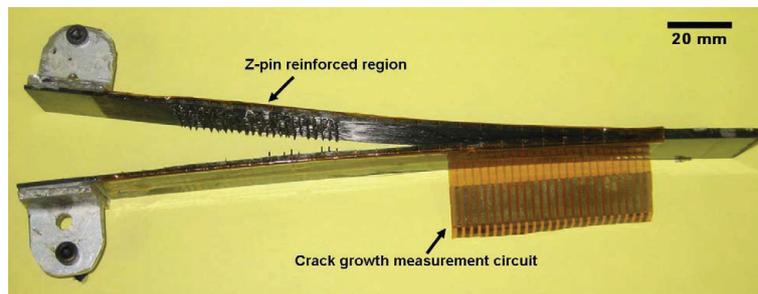
Durch diese Stützstruktur soll ein stabilitätsbedingtes Ausknicken der Composite-Elemente während des Eindrückens in Schritt 2 unterbunden werden. Nach diesem Vorgang wird die Schaumstruktur inklusive der aus dem Laminat herausragenden Carbon-Stifte abgetrennt (Schritt 3), sodass das lokal z-verstärkte Laminat aus Schritt 4 entsteht. Während der Implikation der Verstärkungselemente kommt es zu einer Verdrängung der Fasern innerhalb der Faserverbundlage, sodass Hohlräu-

me entstehen. Diese füllen sich während des Aushärtvorgangs mit Harz, vgl. Abb. 2.14 [9].



**Abb. 2.14.:** CT-Aufnahmen von z-Pin-Verstärkungen

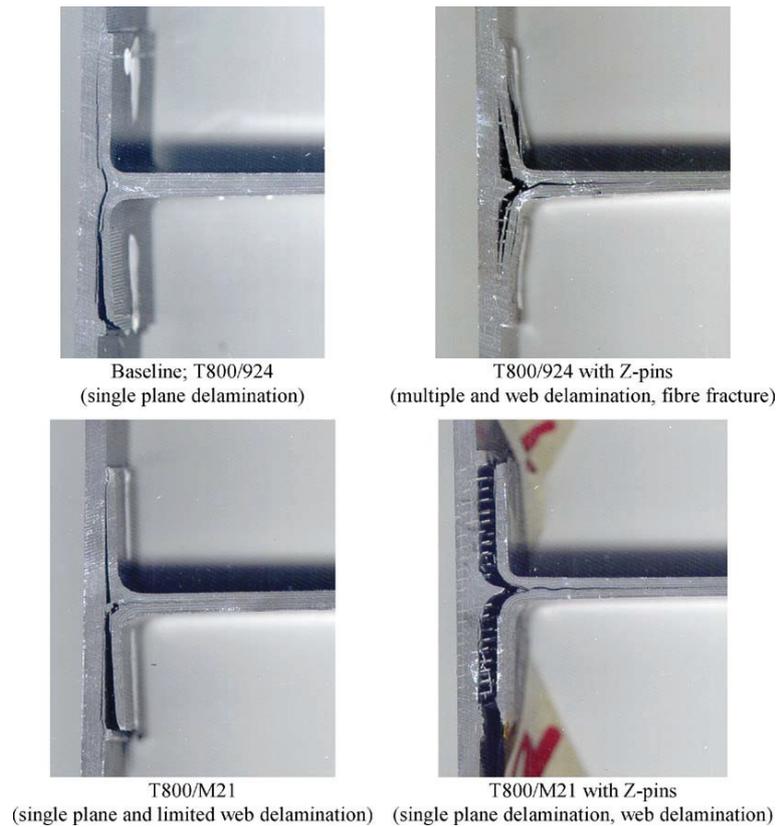
Durch diese Verdrängung und Störung der ursprünglichen Faserarchitektur kommt es vermutlich zu einer Schwächung der mechanischen Eigenschaften des Faserverbundwerkstoffs. Auf diesen Aspekt wird innerhalb von Kapitel 5.2 näher eingegangen.



**Abb. 2.15.:** z-Pin-verstärkte DCB-Probe nach dem Versagen [10]

Durch die zusätzliche Implementierung von 3D-Elementen in eine Verbindung wird ebenso der Versagensmechanismus deutlich beeinflusst. Grundsätzlich können diese in zwei Kategorien eingeteilt werden: Das Abscheren der Fasern, vgl. Abb. 2.12 sowie das Herausziehen der Verstärkungselemente, was in Abb. 2.14 anhand einer NDT-Probe dargestellt ist.

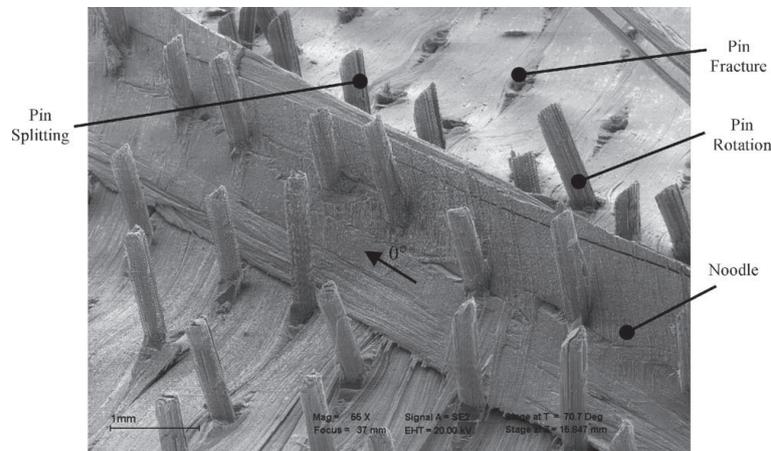
Wie hierin deutlich zu erkennen, ist das Versagen von einem Grenzflächenversagen der Anhaftung zwischen Carbon-Stift und dem angrenzenden Harz auszugehen [40]. Prinzipiell wird durch das z-Pinning eine zusätzliche Implementierung eines Lastpfads in z-Richtung erreicht. Somit ist durch diese Verstärkungen eine signifikante Verbesserung der mechanischen Eigenschaften außerhalb der Laminebene möglich. Dies prädestiniert diese Verstärkungsmethode zur Anwendung mit einem hohen Anteil an Mode-I-Belastungen wie dem DCB-Test [41], vgl. Abb. 2.15. Bei der Betrachtung der Bruchfläche sind auch die Carbon-Stifte deutlich zu erkennen. Dies lässt darauf schließen, dass auch hier ein Versagen der Grenzfläche zum Bruch führte.



**Abb. 2.16.:** Vergleich der Versagensarten von T-Stößen mit und ohne z-Verstärkung [11]

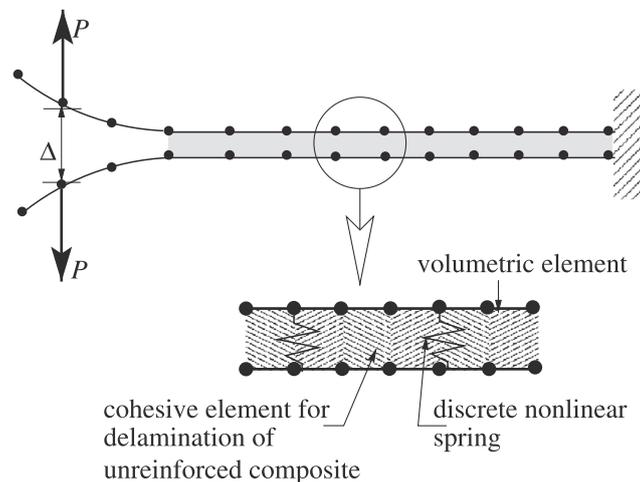
Ein Anwendungsfall auf Komponentenebene ist in einem T-Stoß zu sehen, wie in verschiedenen Literaturquellen dokumentiert, z. B. [42], [11]. Gerade im Bereich der Anbindung an die Trägerkomponente tritt hierin eine Belastung auf, welche einen hohen Anteil an Mode-I-Last aufweist. In Abb. 2.16 ist eine Gegenüberstellung der Versagensmechanismen mit und ohne z-Verstärkung zu entnehmen. Darin wird deutlich, dass der Versagensmechanismus durch die Verstärkungen beeinflusst wird. Der ursprüngliche Bruch wird in den unverstärkten Varianten (links) durch das Ablösen innerhalb einer einzelnen Lage geprägt. In den verstärkten Varien-

ten (rechts) wurde durch die Verstärkungen in z-Richtung erreicht, dass die Last in verschiedene Lagen umgelenkt wird, d.h. das Versagen der Delamination tritt zwischen verschiedenen Lagen auf, was global gesehen zu einem deutlich höheren ertragbaren Lastniveau führt [11].



**Abb. 2.17.:** Mikroskop-Aufnahme einer z-verstärkten Bruchfläche [11]

In Abb. 2.17 ist eine REM-Aufnahme der resultierenden Bruchfläche enthalten. Es sind darin deutlich die herausragenden Carbon-Stifte zu erkennen. Des Weiteren zeigt diese Aufnahme die durch die Verstärkungselemente verursachten Ondulationen der Fasern innerhalb der Laminatenebene. Da einige dieser Bereiche auch existieren, ohne dass ein Verstärkungselement aus diesen ragt, lässt darauf schließen, dass es auch zu einem Abscheren der Pins in der Bruchfläche kam.



**Abb. 2.18.:** Schematische Darstellung einer Möglichkeit zur numerischen Modellierung von z-Pin-verstärkten DCB-Proben [10]

Es existieren einige dokumentierte Forschungsergebnisse, welche sich mit der simulativen Umsetzung der Strukturmechanik dieser Verstärkungsmethode beschäftigen, z. B. [10]. Die darin dokumentierte Vorgehensweise ist in Abb. 2.18 skizziert. In dieser erfolgt die Abbildung der möglichen Bruchfläche inklusive deren Eigenschaften durch Cohesive-Elemente. Die Charakteristik der Verstärkung wurde durch zusätzlich in das Modell eingebrachte Federelemente berücksichtigt.

Wie in [10] dokumentiert, ließ sich durch diese Vorgehensweise eine relativ hohe Übereinstimmung mit experimentellen Ergebnissen am Beispiel des DCB-Tests realisieren.

### 2.2.3. COMELD<sup>TM</sup>-Verbindungen

Der Ansatz, durch dreidimensionale Verstärkungen die Performance von Verbindungen von Faserverbundkomponenten zu verbessern, erstreckt sich auch auf die Fügung von FVW mit metallischen Strukturen. Für diese hybride Fügung werden die Pin-Strukturen zumeist auf die Metallstruktur aufgebracht, wozu verschiedene Möglichkeiten Verwendung finden.

Ein Verfahren hierfür, welches von TWI entwickelt wurde, wird in [14] und [43] präsentiert. Das sogenannte COMELD<sup>TM</sup>-Verfahren beruht auf einer Laser-Oberflächenbehandlung. Durch diese wird eine Mikrostruktur auf das Substrat aufgebracht, wobei zur Erzeugung der Pins das Material des Substrats verwendet wird [44].

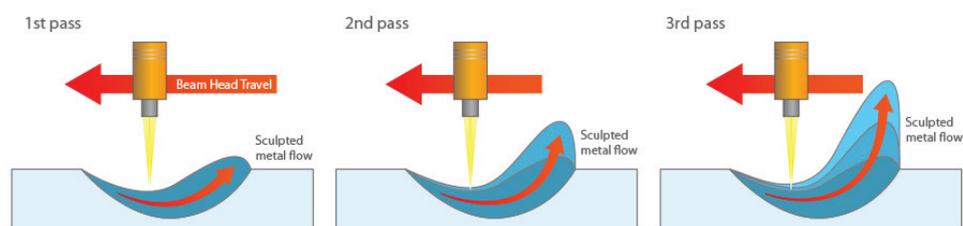
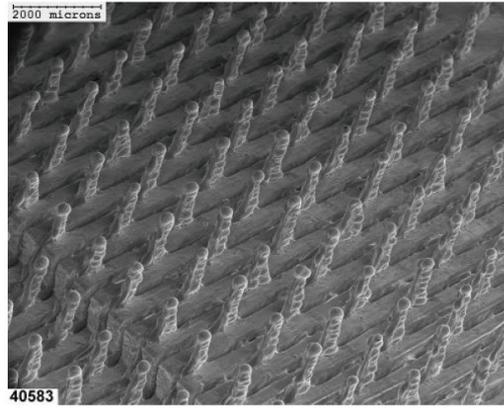


Abb. 2.19.: Herstellungsprozess der Pins durch Surfi-Sculpt<sup>TM</sup> [12]

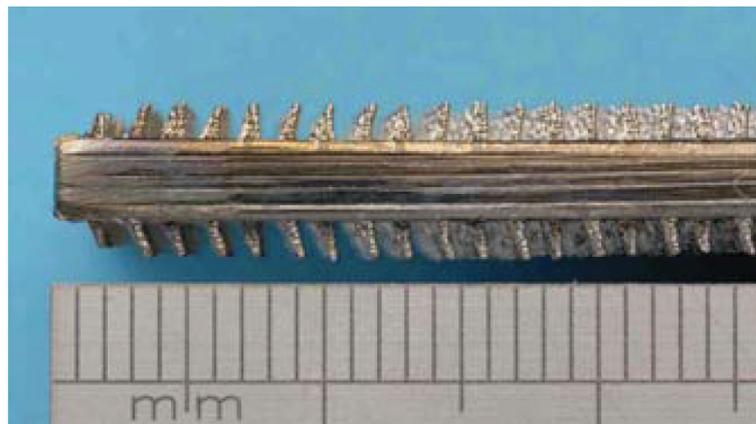
Dabei kommt der ebenfalls von TWI generierte Surfi-Sculpt<sup>TM</sup>-Prozess zur Anwendung, wobei in mehreren Schritten durch einen Lasereintrag das Basismaterial aufgeweicht und aus einer Kerbe zu einer herausragenden Anhäufung, dem späteren Pin, angesammelt wird, vgl. Abb. 2.19.

Durch diesen Fertigungsprozess lassen sich Texturen erzeugen, welche sich als 3D-Verstärkung der Verbindung von Metall und Faserverbund eignen, vgl. Abb. 2.20. Welche der möglichen Geometrien die besten Ergebnisse hinsichtlich der strukturellen Performance lieferte, ist in [45] beschrieben. Darin konnte nachgewiesen werden, dass ein Winkel von etwa 20° entgegen der Belastungsrichtung eine optimale Geometrie der Verstärkungselemente darstellt.



**Abb. 2.20.:** Beispiel einer mit dem Surfi-Sculpt™ erzeugten Oberflächentextur, welche sich als Verstärkung einer Faserverbund-Metall-Fügung eignet [13]

Durch die Art der Generierung der texturierten Oberfläche und der Benutzung des Substratmaterials ist eine gewisse Dicke des Substrats Voraussetzung für solche Verstärkungen. Der vornehmliche Anwendungsbereich ist somit auf der Verbindung von dickwandigen Metallen mit Faserverbundmaterialien zu sehen.



**Abb. 2.21.:** Anwendung der COMELD™-Technologie zur Verstärkung einer Double-Lap-Shear-Verbindung [14]

In [13] wird eine Double-Lap-Shear-Geometrie als Testobjekt analysiert, vgl. Abb. 2.21. Es zeigten sich deutliche Verbesserungen der maximal ertragbaren Festigkeiten und Dehnungen gegenüber unverstärkten Probengeometrien. V. a. die Energiefreisetzungsrate konnte um mehr als 100 % gesteigert werden. Diese Probengeometrie wurde auch mit numerischen Methoden in [46] näher betrachtet, wobei eine Erhöhung der Festigkeit um mehr als 20 % gegenüber der unverstärkten Referenz nachgewiesen werden konnte. Die ausgehärtete Verbindung erzeugt einen Formschluss v. a. durch das Harz des Faserverbunds. Eine entsprechende CT-Aufnahme ist in Abb. 2.22 enthalten. Daraus geht ebenso hervor, dass Ungenauigkeiten hinsichtlich

der Geometrie bei den durch dieses Fertigungsverfahren erzeugten Verstärkungselementen berücksichtigt werden müssen. Dies ist durch Kerben im Substrat und an den Verstärkungselementen selbst zu sehen. Allerdings ist nicht von vornherein davon auszugehen, dass dies die Verbindungseigenschaften im Negativen beeinflusst. Durch die erzeugten Hinterschnitte könnte die Verbindungsqualität der Adhäsion auch verbessert werden.

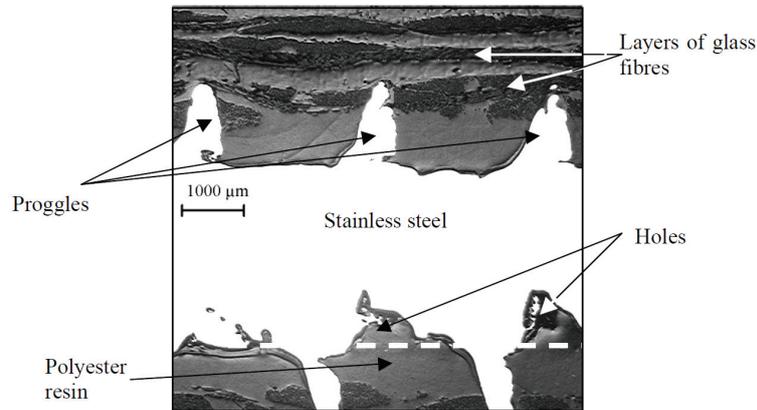


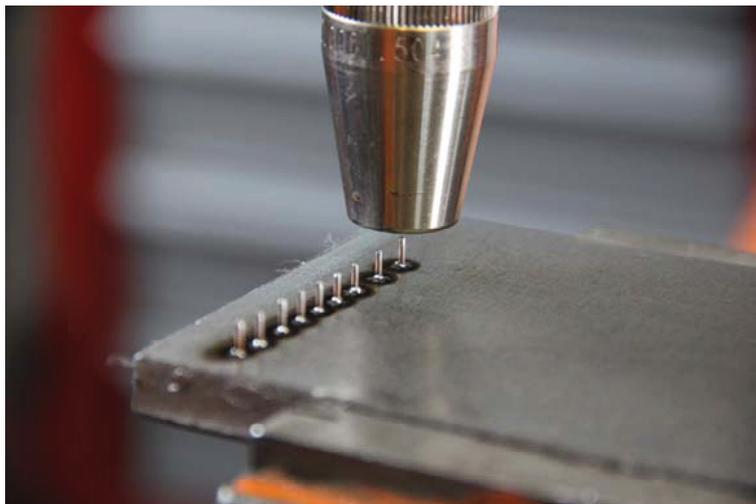
Abb. 2.22.: CT-Scan einer mit COMELD<sup>TM</sup> verstärkten hybriden GFK-Metall-Verbindung [14]

#### 2.2.4. Cold-Metal-Transfer(CMT)-Pins

Bei einem weiteren Verfahren werden die Verstärkungselemente durch Schweißen auf das metallische Substrat aufgebracht. Ein Vertreter der laserinduzierten Schweißverfahren ist das sogenannte Cold-Metal-Transfer(CMT)-Verfahren. Hierbei wird ein Draht unterschiedlicher Metallmaterialien verwendet, um Verstärkungselemente auf ein Trägermaterial aufzuschweißen, vgl. Abb. 2.23.

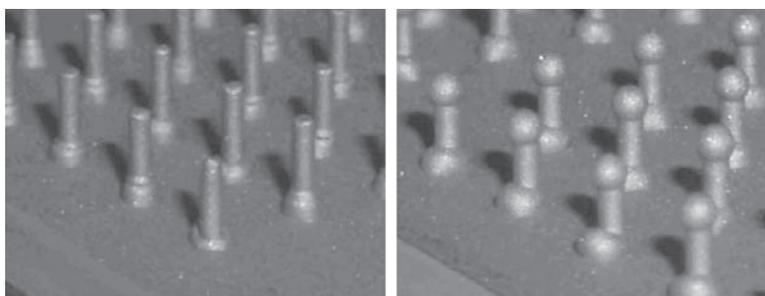
Durch Variation einzelner Prozessparameter können diverse Kopfgeometrien erreicht werden, vgl. Abb. 2.24, deren Auswirkungen u. a. in [16] analysiert wurden. Somit kann die Art der Verstärkung an die vorherrschenden Lastbedingungen angepasst werden.

Als Ergebnis konnte festgehalten werden, dass sogenannte Ball-Head-Geometrien die Festigkeit und somit die strukturmechanische Performance gerade bei Mode-I-Belastungen deutlich optimieren können, was aufgrund eines gänzlich differenten Versagensmechanismus erreicht wird [47]. Während bei den Ball-Head-Pins durch den Hinterschnitt eine zusätzliche Verfestigung des Pins im Laminat kriert wird, wird die Verbindung bei den geraden Pins nur durch die stoffschlüssige Verbindung zwischen Metall und Faserverbund hergestellt.



**Abb. 2.23.:** Herstellungsverfahren der CMT-Pins mittels Kaltschweißen [15]

Eine deutliche Verbesserung der sturkturmechanischen Eigenschaften konnte auch bei Scherbelastung nachgewiesen werden [48]. Dies wirkt sich auch auf die Art des Versagens aus: Während bei erstgenannter Variante ein Versagen durch ein Abscheren der Verstärkungselemente verursacht wird, erfolgt bei letztgenannter ein Herausziehen des Pins, was auf ein Versagen der Verbindung des Interfaces zwischen Faserverbund und Metall zurückzuführen ist. Das entsprechende Versagen der Verbindung und deren Mechanismus wurde in [49] analysiert.



(a) gerade Pins

(b) Ball-Head-Pins

**Abb. 2.24.:** Unterschiedliche Formen der mit der CMT-Technologie herstellbaren Pins [16]

Die prinzipielle Anwendbarkeit der Technologie für CFK-CFK-Verbindungen wurde in [50] nachgewiesen. Aufgrund des Fertigungsprozesses erfordert diese Verstärkungsart ein Trägermaterial einer gewissen Dicke, um die bei dem Schweißprozess eingebrachten thermischen Belastungen ohne bleibende Deformationen ertragen zu können. Aus diesem Grund ist das vornehmliche Einsatzgebiet dieser Verstärkungstechnologie in der Verstärkung der Verbindung zwischen Metall und Faserverbund zu sehen.



**Abb. 2.25.:** Versagensmechanismus einer mit geraden Pins verstärkten Double-Lap-Shear-Probe [16]

In [16] wird der Einfluss der Verstärkungsmethode auf die Festigkeit einer Double-Lap-Shear-Probe analysiert, vgl. Abb. 2.25. Wie hierin ersichtlich, kommt es ähnlich wie bei den COMELD<sup>TM</sup>-Verbindungen zu einem Herausziehen der Pins aus dem Faserverbundmaterial. Die maximal ertragbare Last der Verbindung konnte im Vergleich zu einer Co-cured-Referenzprobe um mehr als 50 Prozent erhöht werden.

Eine spezielle Form der Anwendung dieser Verstärkungstechnologie wird von Teufelberger unter der Markenbezeichnung T-IGEL<sup>®</sup> vermarktet. Hierbei handelt es sich um CMT-Pins, welche auf eine Metallnabe aufgeschweißt wurden, welche im Anschluss mit Faserverbundmaterial umflochten werden, vgl. Abb. 2.26.



**Abb. 2.26.:** Anwendung der CMT-Pins als Verstärkung einer Welle-Nabe-Verbindung als T-IGEL<sup>®</sup>-Konzept [17]

Im Vergleich zu einer herkömmlich geklebten Welle-Nabe-Verbindung konnte, wie in [51] analysiert, eine signifikante Verbesserung der Festigkeit beobachtet werden.

### 2.2.5. Additive-Layered-Manufacturing(ALM)-Pins

Eine weitere Möglichkeit, Verstärkungspins zu generieren, wurde seit einigen Jahren in Großbritannien verfolgt [52]. Mit Hilfe des Additive-Layered-Manufacturing (ALM) - Prozesses werden schichtweise aus Metallpulver und Lasereintrag Verstärkungspins erzeugt, vgl. Abb. 2.27. Dies ermöglicht die vollständige Materialausnutzung, da nur das benötigte Metallgranulat Verwendung findet.

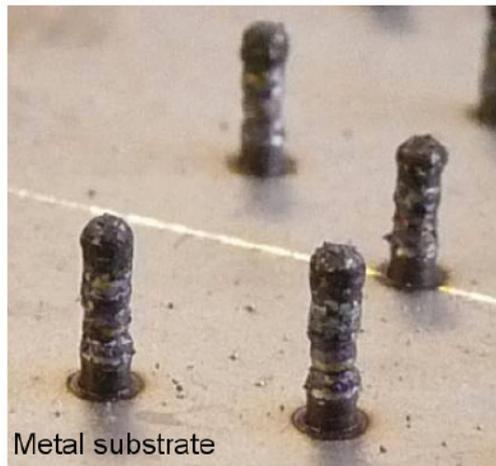


Abb. 2.27.: Detailansicht von mit ALM-Technologie erzeugten Pins [18]

Bei diesem Fertigungsverfahren können bei entsprechendem Know-How verschiedene Metalllegierungen verwendet werden. Allerdings, wie bereits in dieser Grafik ersichtlich, ist mit jeweiligen Ungenauigkeiten bzgl. der Geometrie und der Oberflächenbeschaffenheit der Pins zu rechnen. Außerdem ist wie bei anderen bereits präsentierten Verstärkungsmethoden auch durch den Lasereintrag eine gewisse Dicke des metallischen Substrats unumgänglich, um eine durch den Hitzeintrag induzierte Verformung des Metallblechs zu umgehen. Aus diesem Grund ist auch der vornehmliche Anwendungsfall dieser Verstärkungstechnik in der Verbindung von Metall und Faserverbund zu sehen, vgl. Abb. 2.28, in welcher der metallische Fügepartner dargestellt ist.

Des Weiteren sind durch das Fertigungsverfahren keine Randbedingungen hinsichtlich Geometrie des Verstärkungselements gegeben, vgl. Abb. 2.29, sodass auch Elemente mit Hinterschneidung zur Optimierung der strukturmechanischen Eigenschaften durch eine Mode I- Belastung generiert werden können.

In verschiedenen Studien [53], [54] und [18] konnte die Performance dieser Verstärkungsmethode analysiert werden. Hierbei wurde deutlich, dass ein Kompromiss hinsichtlich der Pindichte, welche die mechanischen Eigenschaften verbessert, aber auch die Laminatqualität herabsetzt, gefunden werden muss. Ebenso konnte als Ergebnis festgehalten werden, dass v. a. bei einer Scherbelastung der Querschnitt der Verstärkungselemente am Fuß einen signifikanten Einfluss darstellt.

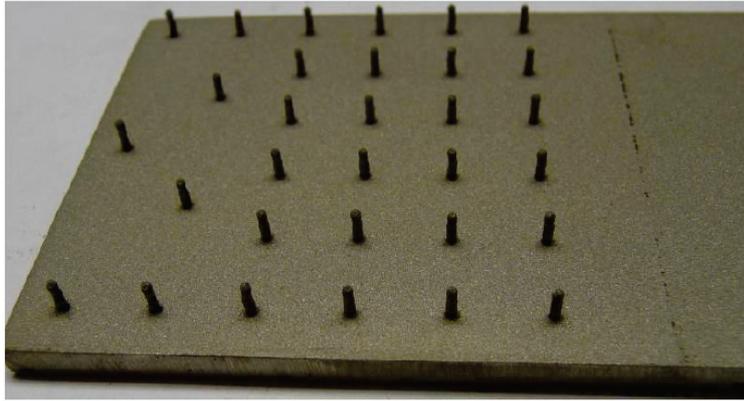


Abb. 2.28.: Metallkomponente mit ALM-Pins [18]

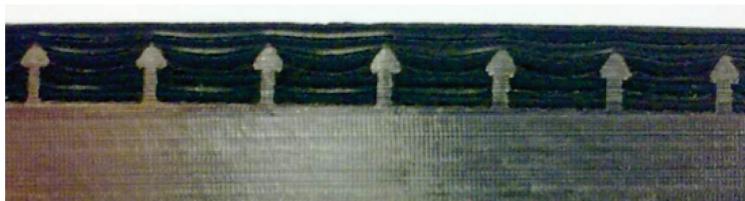


Abb. 2.29.: Schliffbild einer ALM-Pin-Verstärkung mit hinterschnittiger Verbindung [18]

### 2.2.6. 3D-Verstärkungen basierend auf geformten Metallblechen

#### Wirkungsprinzip

Im Fokus dieser Arbeit steht die Verstärkung von zwei Faserverbundkomponenten mittels eines metallischen intrinsischen Elements. Der Schwerpunkt ist somit auf der Verbindung von zwei Faserverbund-Komponenten zu sehen. Eine schematische Darstellung der Verstärkungsmethode ist in Abb. 2.30 am Beispiel eines einfachen Überlappstoßes zu sehen.

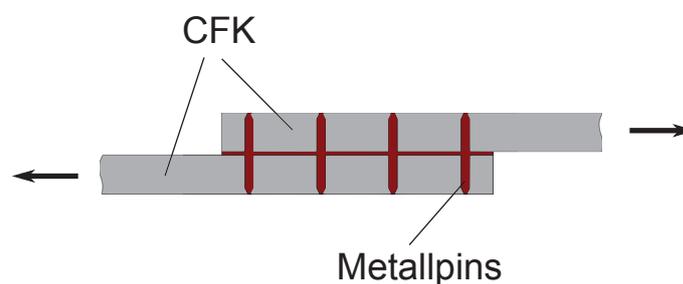


Abb. 2.30.: Schematische Darstellung einer hybriden Verstärkung anhand eines einfachen Überlappstoßes

Hinsichtlich der Zielapplikationen ist das präsentierte Verbindungskonzept demnach als Modifikation des in Abschnitt 2.2.2 beschriebenen z-Pinning zu sehen. Durch die Verwendung metallischer Komponenten als Verstärkung können allerdings diverse Verbesserungen der strukturmechanischen Eigenschaften und der Fertigung im Gegensatz zum z-Pinning erreicht werden, welches auf Kohlenstofffasern als Verstärkungsmaterial setzt. Beim z-Pinning konnten die größten Verbesserungen durch die Verstärkung in z-Richtung erreicht werden, da aufgrund des eingesetzten Werkstoffes der Verstärkungselemente die beste Belastbarkeit in Zugbelastung, was einer Mode I-Belastung in der Fügung entspricht, auftritt.

Durch die Möglichkeit der plastischen Verformung der zur Anwendung gelangten metallischen Werkstoffe für die hybride Fügetechnik kann zudem das Verhalten der verstärkten Verbindung unter einer Schubbelastung in der Fügeebene deutlich verbessert werden [19]. Durch die plastische Deformation konnte v. a. der Zeitpunkt des finalen Versagens nach einer initialen Schädigung deutlich gesteigert werden [55]. Ebenfalls konnte eine signifikante Verbesserung des Langzeitverhaltens im Vergleich zu nichtverstärkten Proben erreicht werden [20].

Der Herstellungsprozess der verstärkten Verbindung setzt sich aus mehreren Teilschritten zusammen:

- Stanzen der metallischen Verstärkungselemente
- Biegeprozess der Pins
- Implementierung der Pins in das Faserverbundlaminat.

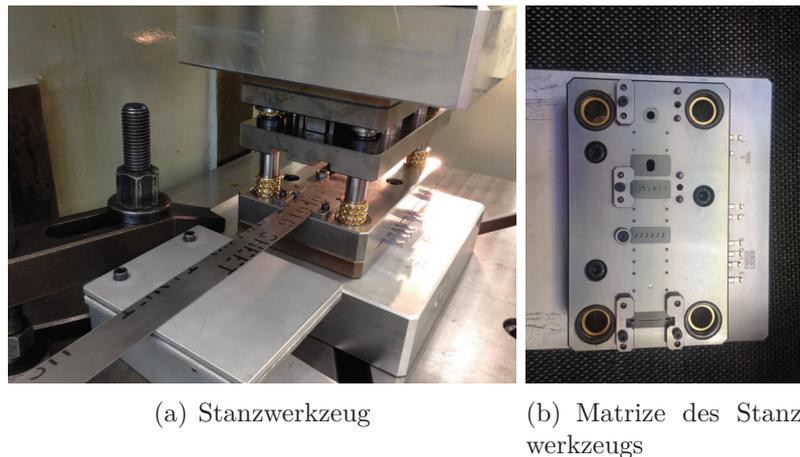
Im Folgenden wird detaillierter auf verschiedene Aspekte des Herstellungsprozesses von auf diese Art verstärkten Verbindungen eingegangen, welcher u. a. auch Auswirkungen auf die strukturmechanischen Eigenschaften der Verbindung besitzt, sodass er auch bei den weiteren Analysen berücksichtigt werden muss.

### Herstellverfahren der metallischen Verstärkungselemente

Die Verstärkungsmethode beruht auf der Implementierung von dreidimensionalen metallischen Elementen in die Faserverbundstruktur.



**Abb. 2.31.:** Herstellung der metallischen Verstärkungselemente mittels Stanztechnik



**Abb. 2.32.:** Stanzwerkzeug der Firma Hölzel Stanztechnik für die metallischen Verstärkungen

Die metallischen Pins werden ausgehend von dünnen Metallfolien hergestellt. Ausgehend von den planaren Metallblechen erfolgt durch Stanzen die Formgebung der späteren Verstärkungsstrukturen, vgl. Abb. 2.31. Bei diesem Schritt wird nicht nur die Kontur des späteren Pins gestanzt, sondern auch der Freiraum geschaffen, damit im Anschluss die Biegung mit einem entsprechenden Werkzeug realisiert werden kann. Je nach Kontur der späteren Verstärkungselemente wird dies in zwei oder mehreren aufeinanderfolgenden Stanzschritten realisiert, um die Belastungen auf Stempel und Matrize zu minimieren. Abb.2.32 zeigt das hierzu verwendete Stanzwerkzeug der Firma Hölzel Stanztechnik. Mit dem derzeitigen Werkzeug erfolgt zudem das Stanzen der einzelnen Reihen separat und unabhängig voneinander.

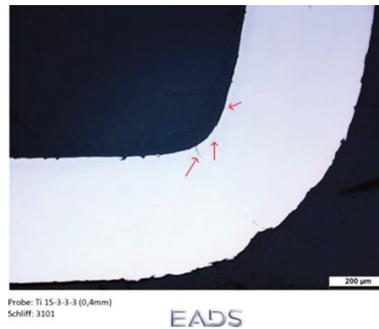
Im Anschluss erfolgt durch Biegung die Umformung der bisher planaren Geometrien um einen rechten Winkel, vgl. Abb. 2.33. Hierzu werden die Pins alternierend nach oben und unten gebogen, um eine gleichmäßige Verteilung der Verstärkungen in den beiden Fügepartnern zu erreichen.



**Abb. 2.33.:** Herstellung der RHEA-Verstärkungselemente mittels Biegung

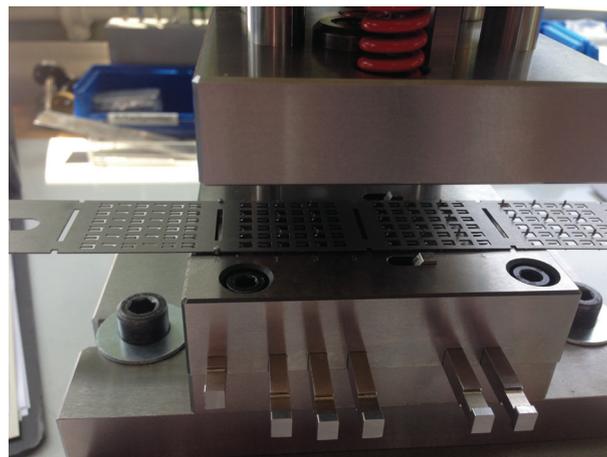
In diesem Bearbeitungsschritt wird mit dem derzeitigen Stand des Biegewerkzeugs jede Reihe einzeln gebogen. Ebenfalls ist es notwendig, für die jeweiligen Orientierungen nach oben und unten zwei getrennte Bearbeitungsschritte durch-

zuführen. In die Auslegung und Gestaltung des Werkzeugs flossen verschiedene Erkenntnisse aus experimentellen Voruntersuchungen, u. a. aus [19], ein. Diese umfassten ebenso die Richtlinien hinsichtlich des Biegeradius, vgl. Abb. 2.34.



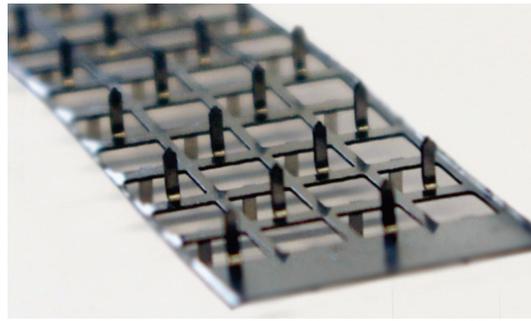
**Abb. 2.34.:** Analyse der Schädigung im Bereich der Biegung durch den Umformprozess am Beispiel eines 0,4 mm-Pins [19]

Durch die Applikation von verschiedenen Biegeradien und Materialien wurde ein Mindestradius von 0,2 mm definiert, um Schädigungen in Form von Mikrorissen an der Innenseite der Pins zu unterbinden. Die entsprechende Analyse erfolgte durch Rasterelektronenmikroskop-Aufnahmen.



**Abb. 2.35.:** Biegevorrichtung der Firma Hölzel Stanztechnik für die metallischen Verstärkungen

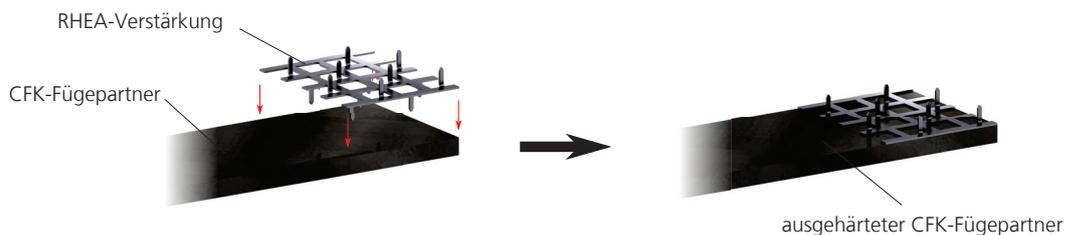
Des Weiteren wurden in die Konstruktion und Auslegung des Biegewerkzeugs auch Erkenntnisse hinsichtlich des sog. Spring-Back-Effekts inkludiert. Durch diesen ist es notwendig, einen effektiven Biegewinkel von mehr als  $90^\circ$  aufzubringen, um die während des Biegevorgangs erzeugte elastische Energie zu kompensieren, welche nach der Biegung wieder freigegeben wird. Die oben genannten Punkte wurden bei der Entwicklung des verwendeten Biegewerkzeugs der Firma Hölzel Stanztechnik, vgl. Abb. 2.35, berücksichtigt. Ein Beispiel eines resultierenden Verstärkungsblechs ist in Abb. 2.36 enthalten.



**Abb. 2.36.:** Beispiel eines fertigen metallischen Verstärkungselements vor der Implementierung in den Faserverbund [19]

### Implementierung der Verstärkungselemente in die Faserverbundkomponenten

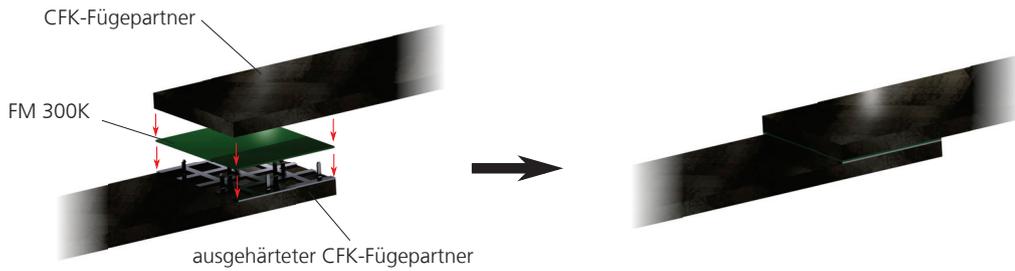
Nach der Herstellung der einzelnen Verstärkungselemente werden diese in die Faserverbund-Fügepartner implementiert. Dies erfolgt mit zwei getrennten Aushärtezyklen im Autoklav, dem sogenannten Co-Bonding. Zuerst wird das Verstärkungselement in einen noch nicht ausgehärteten Fügepartner mit dem Druck des Autoklaven gedrückt. Durch das im Prepreg enthaltene Harz entsteht eine stoffschlüssige Verbindung zwischen dem metallischen Element und dem CFK, vgl. Abb. 2.37.



**Abb. 2.37.:** Fügung der ersten Composite-Struktur mit dem Verstärkungselement

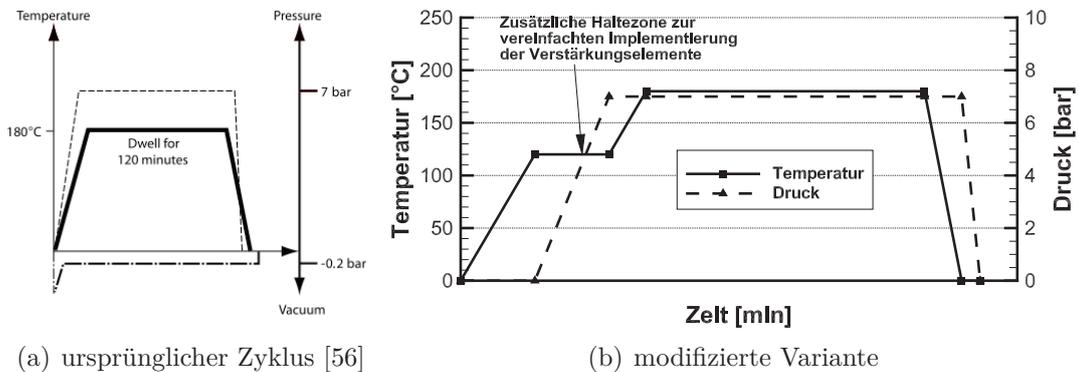
Nach dem Aushärten des ersten CFK-Teils inklusive des Verstärkungsblechs erfolgt die Fügung des bereits verstärkten Teils mit dem zweiten zu diesem Zeitpunkt noch nicht ausgehärteten Fügepartner. Hierzu wird zusätzlich der Filmklebstoff FM300K von Cytec Industries in die Fügung eingebracht, vgl. Abb. 2.38.

Die oben genannten Schritte der Aushärtung folgten prinzipiell einem entwickelten Schema, wie es in [19] dokumentiert wurde. Zur Probekörperfertigung wurden die einzelnen Prepreg-Lagen manuell entsprechend des Lagenaufbaus abgelegt. Um die Verstärkungselemente in das Laminat zu implementieren und bei diesem Vorgang eine zusätzliche Biegung der Pins möglichst zu unterbinden, erfolgte eine Modifikation des ursprünglichen Aushärtezyklus, vgl. Abb. 2.39 a).



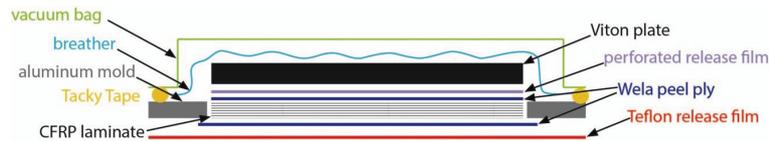
**Abb. 2.38.:** Fügung der zweiten unausgehärteten Composite-Struktur mit dem verstärkten ersten Fügepartner

Mit Fokus auf die Integration der Verstärkungselemente während dieser Zeit, wurde eine zusätzliche Haltezone beim Aufheizvorgang bei einer Temperatur von etwa  $120^\circ$  eingefügt, vgl. Abb. 2.39 b).



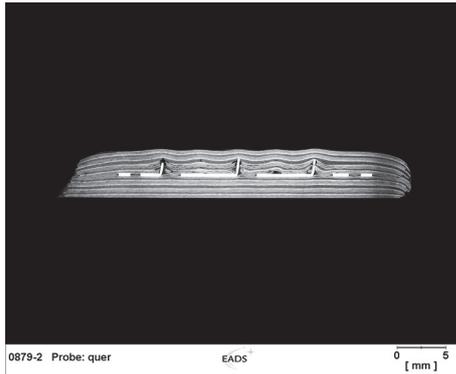
**Abb. 2.39.:** Modifikation des Aushärtezyklus, um die Implementierung der Pin-Struktur in das Laminat zu optimieren

Während dieser Zeit ist das Matrixmaterial des Prepregs durch den Wärmeintrag erweicht, sodass die Implementierung der Verstärkungselemente durch den Umgebungsdruck des Autoklaven deutlich optimiert werden kann [19]. Wie in [19] erörtert, zeigte die Modifikation des Aushärteverfahrens keine signifikanten Auswirkungen auf die strukturmechanische Performance des Materials im Vergleich zum originalen Aushärtezyklus. Zur Aushärtung der Faserverbundkomponenten kam der in Abb. 2.40 skizzierte Aufbau zur Anwendung. Essentiell zur Reproduzierbarkeit der Einbringung der Verstärkungselemente ist hierbei die Verwendung einer geeigneten Druckplatte anzusehen.

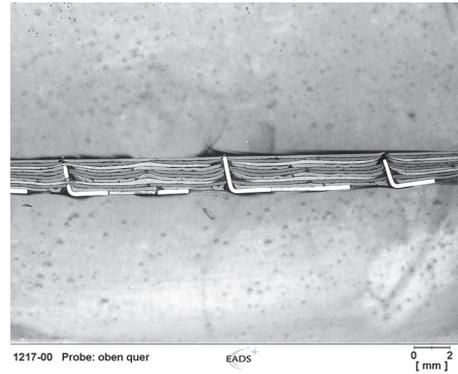


**Abb. 2.40.:** Autoklav-Aufbau zur optimierten Einbringung der Pin-Elemente in das Laminat [20]

In [20] wurden diverse Möglichkeiten hinsichtlich des hierfür geeigneten Materials evaluiert. Letztendlich wurde auf das Material Viton® zurückgegriffen.



(a) ohne Druckplatte implementierte Pins



(b) mit Druckplatte implementierte Pins

**Abb. 2.41.:** CT-Aufnahmen von verstärkten Proben, welche mit und ohne Druckplatte hergestellt wurden [19]

Dieses bietet eine gewisse Härte, aber auch die nötige Nachgiebigkeit, um die bereits gebogenen Pin-Strukturen während des Eindrückens im ersten Aushärtezyklus nicht zu verformen [19]. Die Veränderung der Qualität der erhaltenen verstärkten Lamine mit und ohne Druckplatte sind in den  $\mu$ CT-Aufnahmen in Abb. 2.41 ersichtlich. Während in Abb. 2.41 a) deutliche Ondulationen im Laminat zu erkennen sind, wird in Abb. 2.41 b) deutlich, dass unter Verwendung einer Druckplatte diese Imperfektionen deutlich reduziert werden konnten.

Im Rahmen dieses Abschnittes wurde deutlich, wie komplex sich die Herstellung und Implementierung der Verstärkung gestaltete. Wesentliche Punkte und ihre Auswirkungen auf die strukturelle Performance der verstärkten Verbindung werden in folgenden Abschnitten dieser Arbeit wieder aufgegriffen.



# 3. Experimentelle Untersuchungen

Im Rahmen dieser Arbeit wurde unter zwei verschiedenen Zielsetzungen auf experimentelle Untersuchungen und die daraus resultierenden Daten zurückgegriffen:

- Generierung von Inputdaten für die numerische Modellierung der intrinsisch verstärkten Verbindung
- Validierung der in dieser Arbeit entwickelten Implementierungs- und Berechnungsansätze.

Während unter dem ersten Gesichtspunkt vornehmlich Kennwerte der einzelnen Materialien und der Grenzflächen zwischen diesen im Fokus standen, bezog sich der zweite Punkt hauptsächlich auf mit metallischen Elementen verstärkte Proben. Im Folgenden wird auf die wesentlichen Versuche für diese beiden Zielsetzungen inklusive der Probengeometrien, Durchführung und Auswertung eingegangen.

## 3.1. Versuche zur Ermittlung der Lamineigenschaften

Die mechanischen Kennwerte des Faserverbundmaterials waren zu Beginn der präsentierten Arbeiten verfügbar, vgl. Abschnitt 4.2. Diese Werte bezogen sich allerdings auf ein ungestörtes Laminat. Durch die Verstärkungsmethode wird allerdings auch das Laminat beeinflusst, was in der numerischen Umsetzung Berücksichtigung fand. Neben Literaturquellen wurde zur näheren Beschreibung dieser Eigenschaften auf experimentelle Analysen zurückgegriffen, wobei modifizierte Filled-Hole-Tension(FHT)-Versuche zur Anwendung kamen. Die verwendeten Geometrien basierten auf der AITM 1.0007 Norm [57], wobei die ursprünglich genietete, bzw. geboltzte Verbindung durch einen Bereich mit metallischer Verstärkung ersetzt wurde. Die grundlegende Geometrie der Versuchskörper ist in Abb. 3.1 dargestellt.

Es kam hierbei derselbe Lagenaufbau wie für die späteren analysierten Proben zur Anwendung  $(+45^\circ / -45^\circ / 0^\circ / 90^\circ / 0^\circ)_s$ . In diese wurde mittig ein Verstärkungsblech implementiert, wobei die Hälfte der Pins als Verstärkung Verwendung fanden. Dies spiegelt den späteren Verstärkungszustand in einer Überlappungsfläche wieder, bei welchen die Pins alternierend in die beiden Fügepartner eingebracht werden. Abb. 3.2 zeigt entsprechend gefertigte Probekörper vor der mechanischen Trennung.

Zur Beurteilung der Abschwächung wurde als Referenz eine unverstärkte Probe herangezogen. Die Ergebnisse und ihre Auswirkungen auf die numerische Implementierung werden in Abschnitt 5.2 diskutiert.

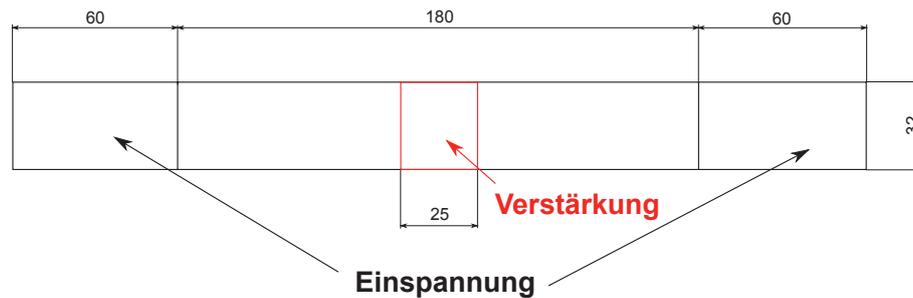


Abb. 3.1.: Probengeometrie für modifizierte Prüfkörper

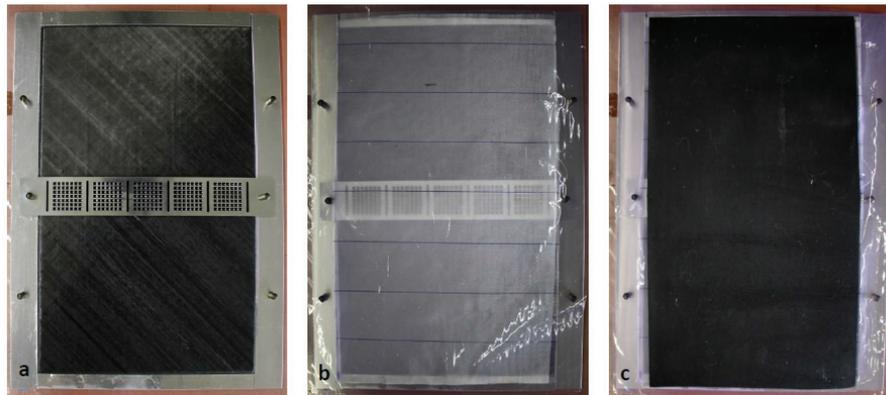


Abb. 3.2.: Verstärkte Filled-hotel-Tension-Prüfkörper vor der mechanischen Trennung [20]

## 3.2. Bestimmung von Grenzflächeneigenschaften

Eine mit der präsentierten Verstärkung und dem zugehörigen Fertigungsprozess aus Kapitel 2.2.6 hergestellte Verbindung weist innerhalb der Fügezone verschiedene Grenzflächen auf, an welchen ein Versagen durch Lösen der stoffschlüssigen Verbindung möglich erscheint:

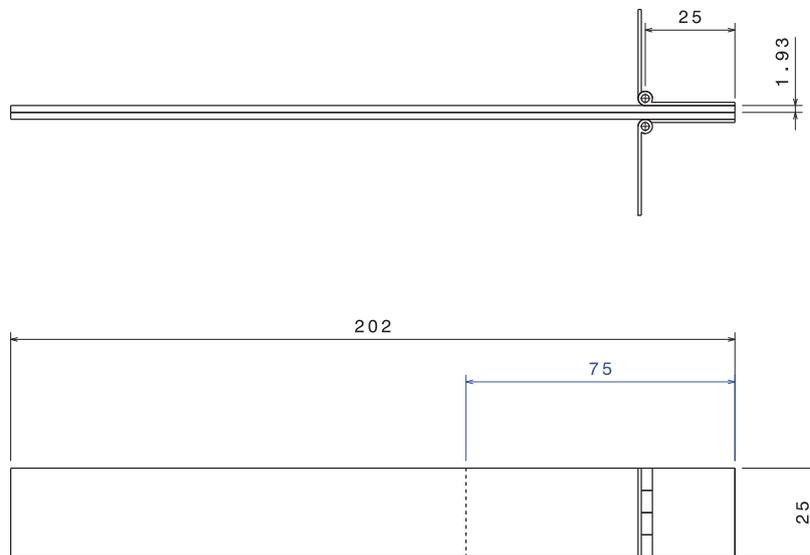
- CFK-Metall durch die Matrix des Faserverbundwerkstoffes
- CFK-Metall durch implementierten Filmklebstoff (Cytec Industries FM®300K [58])
- CFK-CFK durch Filmklebstoff (Cytec Industries FM®300K [58]) in den zuvor ausgestanzten Bereichen des Metallblechs.

Diese werden auch bei der numerischen Implementierung der Verstärkung in Kapitel 4 berücksichtigt. Die Modellierung der Grenzflächen stützt sich im Grunde auf das Verhalten unter Normal- und Scherbelastung, wobei die wesentlichen Größen v. a. durch die zugehörigen Energiefreisetzungsraten  $G_{ic}$  und  $G_{iic}$  beschrieben werden.

Diese wurden durch Versuche auf Coupon-Ebene bestimmt. Je nach Materialkombination und Lastfall wurden unterschiedliche Prüfungen durchgeführt, welche im Folgenden näher dokumentiert werden.

### 3.2.1. Eigenschaften der Verklebung von CFK-CFK mittels des Filmklebstoffes FM®300K von Cytec Industries

Zur Bestimmung der Energiefreisetzungsrate unter Normalbelastung  $G_{ic}$  wurden Double-Cantilever-Beam (DCB)-Tests nach ASTM-Norm 5528 [21] herangezogen. Abb. 3.3 enthält die entsprechenden Abmessungen für die Determination der Eigenschaften der geklebten CFK-CFK-Verbindung.



**Abb. 3.3.:** Geometrie der DCB-Probekörper zur Ermittlung der Energiefreisetzungsrate  $G_{ic}$  nach ASTM Norm 5528

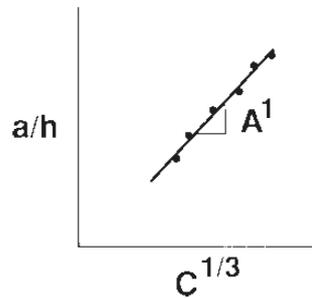
Da die entsprechende Probengeometrie auch hinsichtlich der Bewertung der Einflüsse der Verstärkung als DCB-Referenzprobe diente, wurde ein Lagenaufbau von  $[-45^\circ/45^\circ/0^\circ/90^\circ/0^\circ]_s$  gewählt. In die Verbindung wurde ein Anfangsriß mit einer Länge von 75 mm durch die Implementierung einer Trennfolie generiert, sodass der Riss an der gewünschten Grenzfläche erzeugt wird.

Zur Auswertung der DCB-Versuche wurde die Modified Compliance Calibration (MCC)-Methode laut [21] herangezogen. Im Gegensatz zu anderen Möglichkeiten

stellt diese nicht den konservativsten Ansatz zur Definition der Energiefreisetzungsraten dar, vgl. Gleichung 3.1 [21], bildet allerdings die Ergebnisse der Experimente mit hoher Genauigkeit ab.

$$G_{Ic} = \frac{3P^2C^{2/3}}{2A_1bh} \quad (3.1)$$

Hierin stellen  $P$  die Kraft,  $C$  die Nachgiebigkeit bei der gegebenen Belastung und  $b$  sowie  $h$  die Abmessungen der Probe dar.  $A_1$  bezieht sich auf die Steigung der Geraden des auf die Dicke bezogenen Risswachstums  $a/h$  in Abhängigkeit der Nachgiebigkeit  $C$ , vgl. Abb. 3.4.



**Abb. 3.4.:** Bestimmung des Parameters  $A_1$  in der MCC-Methode [21]

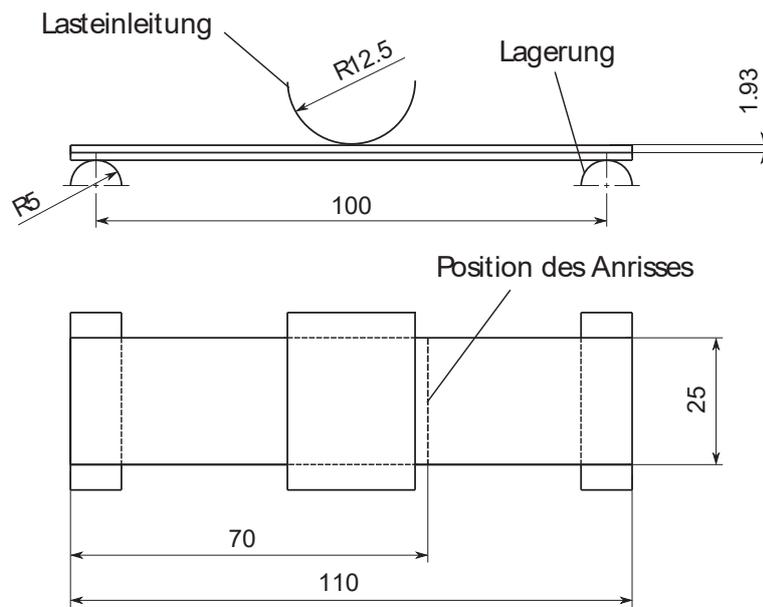
Für die oben angegebene Materialkombination konnte eine Energiefreisetzungsrate von  $G_{ic} = 1,0 \text{ N/mm}$  bestimmt werden.

Das Versagensverhalten unter Scherbelastung wurde durch End-Notched-Flexure (ENF)-Tests nach AITM-Norm 1.0006 [59] ermittelt. Die entsprechenden Probekörper wurden aus den getesteten DCB-Prüflingen durch Kürzen gefertigt. Die Abmessungen der CFK-CFK-Verbindung sind Abb. 3.5 zu entnehmen.

Die Energiefreisetzungsrate wurde auf Grundlage der Belastung und des Rissfortschritts bei der maximalen Belastung  $P$  entsprechend der Formulierung 3.2 bestimmt.

$$G_{IIc} = \frac{9 \cdot P \cdot a^2 \cdot d \cdot 1000}{2 \cdot w \left( \frac{1}{4}L^3 + 3a^3 \right)} \quad (3.2)$$

Die Parameter  $a$ ,  $d$ ,  $w$  und  $L$  beschreiben hierin geometrische Größen analog der AITM Norm 1.0006 [59]. Für die zu untersuchende Kombination CFK-CFK konnte die Energiefreisetzungsrate  $G_{iic} = 1,7 \text{ N/mm}$  bestimmt werden.



**Abb. 3.5.:** Geometrie der ENF-Probekörper zur Ermittlung der Energiefreisetzungsrate  $G_{ii}$  nach AITM Norm 1.0006

### 3.2.2. Eigenschaften der Verklebung von CFK-Metall mittels des Filmklebstoffes FM®300K von Cytec Industries

Zur Ermittlung der Grenzflächeneigenschaften zwischen Metall und CFK war eine Modifikation der normgerechten Geometrien nötig, um die Inhomogenität der Fügepartner auszugleichen. Ziel hierfür war, eine ausgeglichene Biegesteifigkeit der Fügepartner im Probekörper zu realisieren. Aus dieser Motivation heraus wurden die im vorangegangenen Abschnitt präsentierten Geometrien zu sandwichartigen Konfigurationen modifiziert. Diesbezüglich wurden zwei Konzepte verfolgt. Zum einen wurden die für die reine CFK-CFK-Verklebung verwendeten Geometrien um eine dünne, mittig integrierte Metallfolie ergänzt, und zum anderen ein Metall-CFK-Metall-Aufbau verwendet. Die resultierenden Probegeometrien der letztgenannten Methode sind in Abb. 3.6 respektive 3.7 enthalten.

Wie in diesen Abbildungen ersichtlich wird, wurden zwischen zwei metallische Fügepartner zwei Lagen CFK-Material eingebracht, um eine ausgeglichene Biegesteifigkeit der Fügepartner zu realisieren.

Des Weiteren wurde die Dicke der metallischen Komponenten deutlich erhöht, um plastische Deformationen und deren Einfluss auf die Energiefreisetzungsraten zu minimieren. Als Resultat dieser Experimente konnten für verschiedene Kombinationen Energiefreisetzungsraten ermittelt werden, welche in Kapitel 4 zusammengefasst werden.

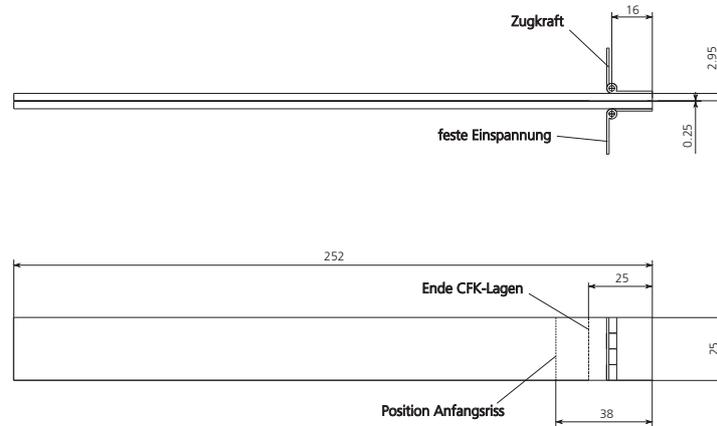


Abb. 3.6.: DCB-Sandwich-Probekörper mit Verdickung der metallischen Fügepartner außen

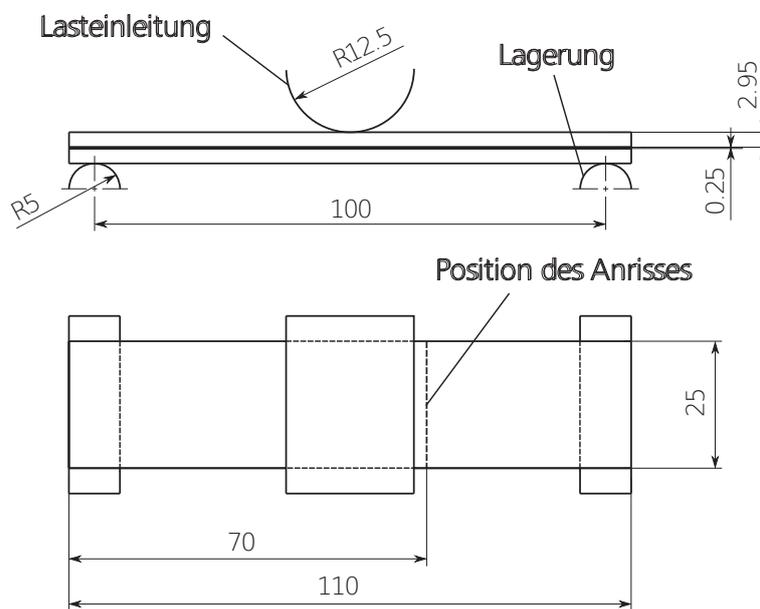
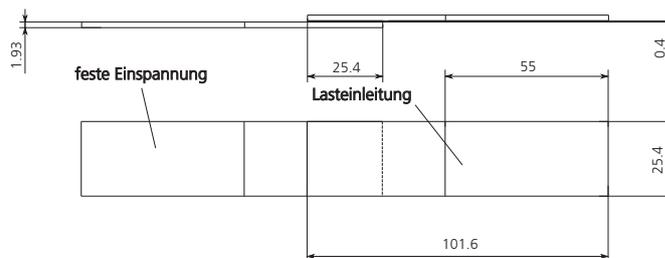


Abb. 3.7.: ENF-Sandwich-Probekörper mit Verdickung der metallischen Fügepartner außen

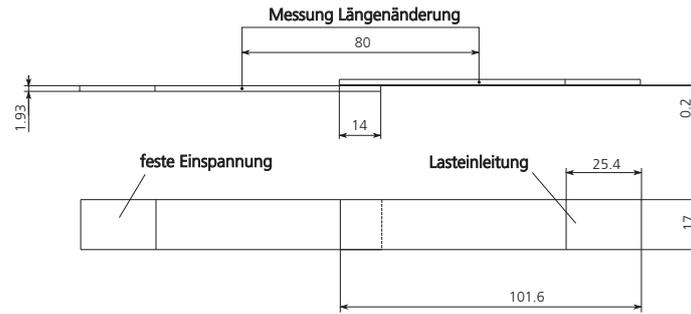
### 3.3. Experimentelle Versuche zur Validierung der numerischen Modellbildung

Neben der Generierung von Input-Daten für die Simulation wurden zudem Versuche herangezogen, um die Ergebnisse der numerischen Modelle zu validieren. Zu diesem Zweck wurde auf verschiedene Geometrien zurückgegriffen, welche in der Lage waren, wesentliche Anwendungsfälle der Verstärkungsmethode aufzugreifen. Die Single-Lap-Shear (SLS)-Geometrie vereint die Scherbelastung in der Fügezone mit zusätzlichen Schälspannungen in den Randbereichen. Dies stellt ein Abbild eines realistischen Spannungszustands dar, wie er beispielsweise bei einer Anwendung in der Verbindung zwischen Stringer und Haut eines Flugzeugrumpfs vorkommt. Aus diesem Grund wurde in der folgenden Arbeit schwerpunktmäßig auf Geometrien mit diesen Eigenschaften und der Grundkonfiguration zurückgegriffen. Im Allgemeinen kamen zwei verschiedene Größenordnungen von SLS-Proben zur Anwendung. Die normgerechte Geometrie nach ASTM 5868 [22] wurde für die ausführlichen Parameterstudien verwendet, vgl. Abb. 3.8.



**Abb. 3.8.:** SLS-Geometrie nach ASTM-Norm 5868 [22]

Diese Geometrie beinhaltet eine Überlappungsfläche von  $25,4 \times 25,4 \text{ mm}$  mit entsprechenden Verstärkungselementen. Dies stellte gerade bei der detaillierten Modellierung einer verstärkten Probe in Kapitel 4 sowohl hinsichtlich des Modellierungs- als auch des Berechnungsaufwands eine Herausforderung dar. Aus diesem Grund wurde für den detaillierten Modellierungsansatz auf einen einfachen Überlappstoß mit einem Fügebereich mit reduzierten Abmessungen zurückgegriffen, vgl. Abb. 3.9.

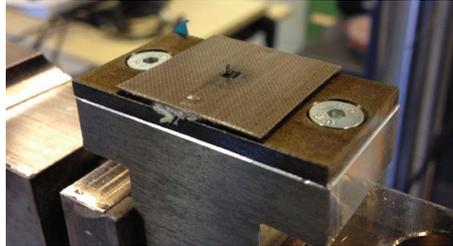


**Abb. 3.9.:** SLS-Geometrie mit reduziertem Überlappungsbereich zur Validierung der detaillierten FE-Implementierung

Zur weiteren Validierung der Berechnungsmethode, aber auch zur Generierung von Inputdaten mit Schwerpunkt auf der Grenzflächenformulierung zwischen Metall und CFK wurde auf 3D-verstärkte DCB- sowie ENF-Prüfkörper zurückgegriffen. Hierzu kamen die in Abb. 3.3 und 3.5 enthaltenen Geometrien zur Anwendung, wobei die mittlere Metallkomponente durch ein Verstärkungsblech mit gebogenen Pin-Elementen ersetzt wurde.

### 3.4. Einzelpinauszugsversuche

Des Weiteren wurden Auszugsversuche von einzelnen Pins aus dem Faserverbundmaterial durchgeführt, um den Versagensmechanismus zu analysieren sowie die numerische Implementierungsmethode zu validieren. Zu diesem Zweck wurden einzelne Verstärkungselemente auf ein metallisches Substrat aufgeschweißt, siehe Abb. 3.10.



**Abb. 3.10.:** Metallische Trägerplatte mit aufgeschweißtem Verstärkungselement [23]

Durch diese Vorgehensweise konnte allerdings das strukturmechanische Verhalten im Biegeradius nicht in die Analyse inkludiert werden. Die Last wurde auf die metallische Trägerplatte aufgebracht. Die Konfiguration des Testaufbaus ist in Abb. 3.11 ersichtlich.



(a) Übersicht



(b) Detaillierte Ansicht der Testvorrichtung

**Abb. 3.11.:** Testkonfiguration für die Einzelpinauszugsversuche [23]

Die ausführliche Diskussion der Resultate sowie die Gegenüberstellung zu simulativen Ergebnissen ist in Abschnitt 5.3.1 enthalten.



# 4. Dreidimensionale numerische Implementierung der 3D-verstärkten Fügeverbindung

Ziel der vorliegenden Arbeit war es, mittels numerischer Modelle die Struktumechanik von verstärkten Prüfkörpern zu analysieren. Zu diesem Zweck kamen verschiedene Finite-Elemente (FE)-Modelle zur Anwendung, welche in der kommerziellen FE-Software *ABAQUS* 6.14-2 von Dassault Systèmes Simulia implementiert wurden.

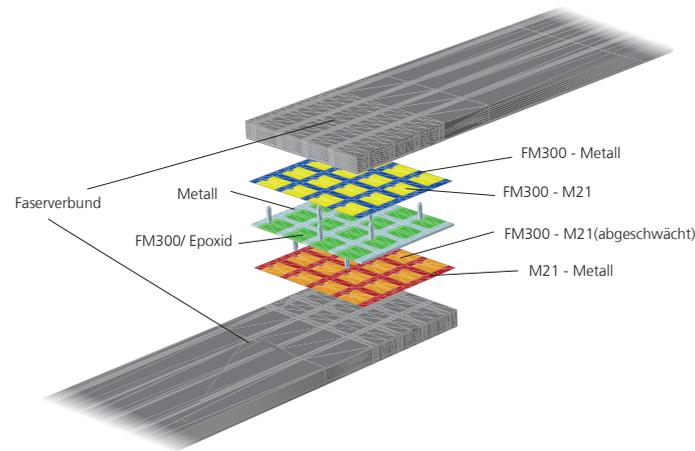
Auf Basis einer detaillierten Modellierung einer SLS-Probe mit reduzierter Überlappungsfläche, vgl. Kapitel 3, wurde mittels eines Multi-Skalen-Ansatzes ein Modellierungsansatz verfolgt, welcher auch die Realisierung von FE-Modellen mit einer höheren Anzahl von Verstärkungselementen ermöglichte. Im Folgenden wird die zugrundeliegende Vorgehensweise näher beschrieben.

## 4.1. Allgemeine Implementierung des detaillierten FE-Modells in *ABAQUS*

Am Beispiel der SLS-Geometrie mit einer reduzierten Überlappfläche, vgl. Abb. 3.9, wurde eine detaillierte FE-Modellierung in *ABAQUS* umgesetzt. Abb. 4.1 gibt einen schematischen Überblick über den allgemeinen Aufbau des Modellierungsansatzes.

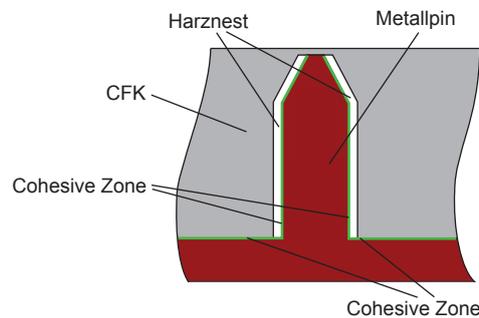
In diesem werden die Composite-Fügepartner, die metallische Verstärkungsstruktur selbst sowie die harzreichen Zonen zwischen den metallischen Stegen als separate Komponenten umgesetzt. Diese Methodik wurde ebenso auf die planaren Cohesive Zones zwischen den Faserverbundkomponenten und den Metallblechen, bzw. den zuvor ausgestanzten und mit Epoxid-Material gefüllten Bereichen angewendet.

Die Verbindung zwischen den einzelnen Komponenten wurden als flächenbasierte Tie-Constraints umgesetzt, wobei diejenige Komponente mit dem Material, bei welchem ein Versagen als möglich eingestuft wurde, als Slave, und der Gegenpart als Master definiert wurde. In Bezug auf die FE-Modellierung wurden somit meistens die Cohesive Zones als Slave-Flächen definiert.



**Abb. 4.1.:** Allgemeiner Aufbau der detaillierten FE-Modellierung am Beispiel einer SLS-Probe mit gegenüber der Norm reduziertem Überlappungsbereich

Wie in Abb. 4.1 ersichtlich, hat der in Kapitel 2.2.6 beschriebene Fügeprozess verschiedene Materialkombinationen zur Folge. Dies beeinflusst des Weiteren auch die mechanischen Eigenschaften und die Festigkeiten der Verbindung. Als Resultat fanden verschiedene Cohesive-Zone-Modellierungen Verwendung, welche in Abschnitt 4.5 näher erläutert werden.

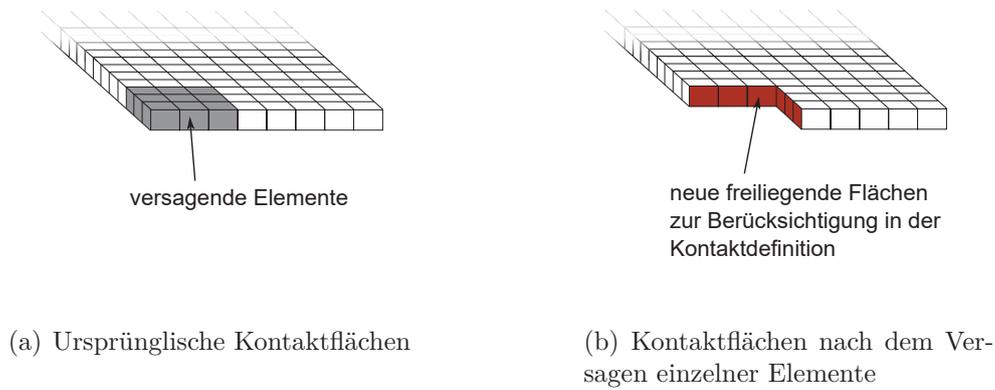


**Abb. 4.2.:** Schematische Darstellung der FE-Modellierung in Umgebung der einzelnen Verstärkungselemente

Abb. 4.2 beschreibt die detaillierte FE-Modellierung in unmittelbarer Umgebung der einzelnen Verstärkungselemente. In diesem Ausschnitt sind zwei getrennt implementierte Komponenten ersichtlich, die Faserverbund- und Metallstruktur. Erstgenannte inkludiert zudem einen gesonderten Bereich der zusätzlichen Harz-Materialzuweisung um die metallische Verstärkungsstruktur, um Abschwächungen und harzreiche Zonen, welche durch die Umlenkung der Carbonfasern durch das

Einbringen der Verstärkungspins generiert werden, im FE-Modell zu berücksichtigen.

Die Cohesive Zone Verbindung zwischen den einzelnen Verstärkungselementen und dem umliegenden Faserverbundmaterial wurde aufgrund der komplexen Geometrie mit flächenbasierter Kontaktmodellierung realisiert. Um auch das Verhalten der Verbindung durch den Formschluss in der Simulation zu berücksichtigen, wurde zudem das Verhalten nach einem eventuellen Versagen der Klebschicht implementiert. Zu diesem Zweck wurde auf die *General Contact Option* von ABAQUS zurückgegriffen, bei welchem eine Reibung mit  $\mu = 0,3$  zugrunde gelegt wurde. Des Weiteren musste bei dieser Formulierung berücksichtigt werden, dass auch ein Kontakt initialisiert wird, wenn ursprünglich als Kontaktflächen definierte Elementoberflächen durch Versagen und anschließender Elementerosion nicht mehr zur Verfügung stehen. Hierzu wurden zusätzlich die inneren Flächen der Vernetzung der Faserverbundkomponente in die Berechnung inkludiert, unter Einbeziehung in die Flächenformulierung CFRP. Im Falle einer Löschung der äußeren Kontaktfläche stellen die inneren Flächen die Kontaktfläche im FE-Modell dar, vgl. Abb. 4.3.



**Abb. 4.3.:** Schematische Darstellung der Kontaktflächen der CFK-Komponente

Um diese Kontaktfläche in das FE-Modell zu inkludieren, wurden innerhalb der Kontaktformulierung die in Tabelle 4.1 aufgeführten Flächendefinitionen einbezogen.

<i>Master Fläche</i>	<i>Slave Fläche</i>
All	Self
All	CFRP
CFRP	Self

**Tab. 4.1.:** In die General Contact-Formulierung einbezogene Flächendefinitionen

## 4.2. Implementierung der Materialmodelle

Wie in Abschnitt 4 ersichtlich wurde, kommen im Rahmen der FE-Modellierung der Verstärkungsmethode Materialmodelle verschiedener Kategorien zur Anwendung. Im Folgenden wird auf die wesentlichen verwendeten Methoden und Materialdaten je nach Kategorie und Werkstoff eingegangen.

### 4.2.1. Isotrope Werkstoffe

#### Materialien der Pin-Elemente (Metalle)

In 2.2.6 wurden die Anforderungen resultierend aus dem Fertigungsverfahren der Verstärkungselemente zusammengefasst. Als Konsequenz werden zwei unterschiedliche Werkstoffe für die metallischen Insert näher betrachtet, welche diesem Anforderungsprofil entsprechen:

- Titan Ti-15-3-3-3
- Stahl 1.4301.

Tabelle 4.2 gibt einen Überblick über die essentiellen Kenndaten dieser Werkstoffe zur Implementierung in *ABAQUS*, welche experimentell determiniert wurden. Diese Werte spiegeln auch die Anhaltspunkte aus der verfügbaren Literatur [60] und [61] gut wieder.

Material	$E$ [GPa]	$\nu$ [-]	$R_{p0,2}$ [MPa]	$\varepsilon_{max}$ [%]	$\rho$ [g/cm <sup>3</sup> ]
Stahl 1.4301	200	0.29	314	0.63	7.9
Titan 15-3-3-3	80	0.3	805	0.4	4.5

**Tab. 4.2.:** Essentielle Materialdaten der für die Inserts verwendeten Metallegierungen

Grundlegend wurde die Materialmodellierung in die Bereiche

- Elastizität
- plastische Verformung
- Versagen
- Degradierung

unterteilt. Die Implementierung der Elastizität sowie der Übergang zur Plastizität wurde durch die Daten in Tabelle 4.2 realisiert. Zur Definition der plastischen Verformungskurve erfolgte die Vorgabe durch einen tabellarischen Input.

Die hierfür benötigten Daten beruhen auf experimentellen Ergebnissen aus Zugversuchen, welche von Airbus Innovations generiert wurden.

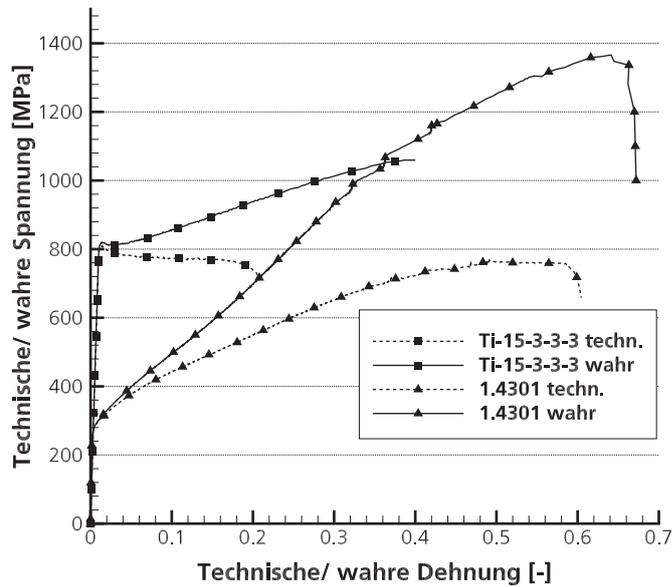


Abb. 4.4.: Spannungs-Dehnungs-Kurven der als Verstärkung verwendeten metallischen Werkstoffe

Zur Implementierung wurden wahre Spannungs-Dehnungs-Kurven herangezogen, welche mit folgenden Zusammenhängen aus den zugehörigen technischen berechnet wurden:

$$\epsilon = \ln(1 + \varepsilon) \quad (4.1)$$

sowie

$$\sigma = S \cdot (1 + \varepsilon) \quad (4.2)$$

Der Unterschied zwischen den beiden Kategorien ist schematisch darin zu sehen, dass bei den wahren Werten die Spannung auf den verjüngten, bei den technischen auf den Ausgangsquerschnitt bezogen wird. Die resultierenden Kurven mit technischer und wahrer Spannung/ Dehnung sind in Abb. 4.4 ersichtlich. Die Validierung der FE-Modellierung wurde mit Ein-Element-Tests realisiert. Ein entsprechendes finites Element mit den Randbedingungen des Zugversuchs eines isotropen Werkstoffes unter statisch bestimmter Lagerung ist in Abb. 4.5 ersichtlich.

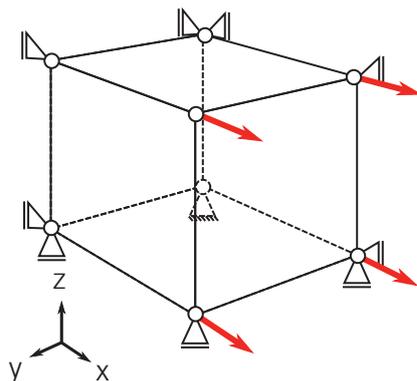


Abb. 4.5.: Ein-Element-Test mit Randbedingungen zur Validierung einer Zugbelastung

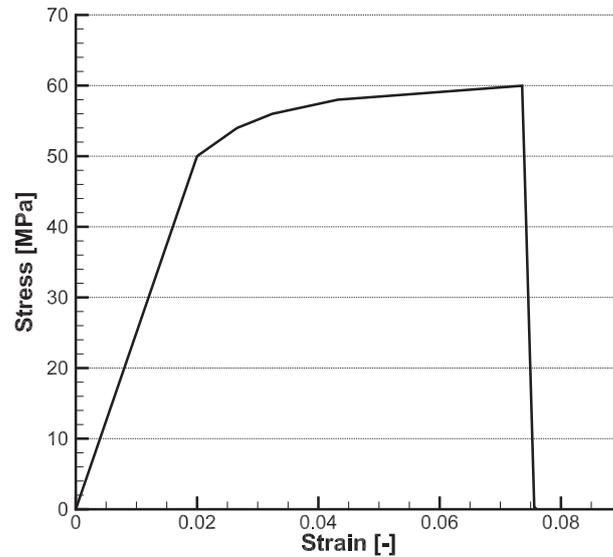
### 4.3. Materialmodellierung des Matrixmaterials HexPly®M21

Wie bereits mehrfach angesprochen, werden während des Implementierungsprozesses der Verstärkungselemente und dem Stanzprozess Freiräume geschaffen, welche sich während der Aushärtung im Autoklav mit Material füllen, welches vornehmlich aus der Matrix des vorimprägnierten Faserverbundmaterials der zu fügenden Komponenten besteht. Diese wurden auch in der numerischen Implementierung wiedergegeben. Die Umsetzung erfolgte mittels Elemente des Typs C3D8, welche einen vollständigen dreidimensionalen Spannungszustand beschreiben. Auf das elas-

Dichte $\rho$	[g/cm <sup>3</sup> ]	1,28
E-Modul $E$	[GPa]	3,5
Querkontraktionszahl	[-]	0,4
Zugfestigkeit $R_m$	[MPa]	60
Bruchdehnung $A$	[%]	5

Tab. 4.3.: Essentielle Materialdaten der HexPly®M21-Matrix

tische Materialverhalten folgte eine plastische Verformung, welche schließlich in ein duktilen Versagen mit anschließender Degradierung mündet. Die wesentlichen mechanischen Kenngrößen sind in Tabelle 4.3 zusammengefasst, welche aus der Literatur entnommen wurden [62]. Das Materialverhalten unter Zugbelastung inklusive der plastischen Verformung ist anhand eines Ein-Element-Tests (entsprechend der Lagerung aus Abb. 4.5) in Abb. 4.6 dargestellt.



**Abb. 4.6.:** Verhalten des implementierten Epoxid-Werkstoffes unter Zugbelastung resultierend aus einem Ein-Element-Tests

## 4.4. Numerische Implementierung des CFK-Materials

Als Faserverbundkomponente für die durchgeführten Untersuchungen kam das unidirektionale Prepreg-Material HexPly®M21/ T800S zum Einsatz. Essentielle mechanische Kennwerte, welche der Literatur [27] entnommen wurden, sind in Tabelle 4.4 aufgeführt. Für die in den folgenden Analysen herangezogenen Prüfkörper kam

$E_{\parallel}$	$E_{\perp}$	$\nu_{\perp\parallel}$	$R_{\parallel}^{+}$	$R_{\parallel}^{-}$	$R_{\perp}^{+}$	$R_{\perp}^{-}$	$\rho$
[GPa]	[GPa]	[-]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[g/cm <sup>3</sup> ]
165	7,64	0,35	2200	1200	54	280	1,6

**Tab. 4.4.:** Materialkennwerte CFK HexPly®M21/T800S [27]

der Aufbau  $[+45^{\circ}/-45^{\circ}/0^{\circ}/90^{\circ}/0^{\circ}]_s$  zur Anwendung, wobei die Längsachse der Prüfkörper jeweils als Referenzrichtung fungierte. Während für die Implementierung des anisotropen elastischen Materialverhaltens auf in *ABAQUS* verfügbare Methoden zurückgegriffen wurde, wurde zur Beschreibung des Versagensverhaltens inklusive Post-Failure das Kriterium nach Puck [28] mit anschließender Degradierung zurückgegriffen. Die entsprechende Implementierung dieses Kriteriums in *ABAQUS* wird im folgenden Abschnitt kurz dargelegt.

#### 4.4.1. Integration des Versagenskriteriums nach Puck in *ABAQUS*

Die Versagensberechnung nach Puck ist in *ABAQUS* standardmäßig nicht verfügbar. Aus diesem Grund wurde diese mittels der FORTRAN-Subroutine VUMAT in den FE-Code *ABAQUS* integriert. Dies bedeutet, dass außerhalb von *ABAQUS* festgestellt wird, ob ein Versagen auftritt, und im Falle dessen, entsprechende Materialkennwerte beeinflusst werden, vgl. [24].

Grundsätzlich wird in der Subroutine das Versagen in vier verschiedene Mechanismen differenziert, Faserbruch aufgrund Zug- sowie Druckbelastung und Zwischenfaserbruch in Folge einer Belastung durch Zug, bzw. Druck. Entsprechend der unterschiedlichen Versagensformen wird auch das strukturmechanische Verhalten nach der Initialisierung entsprechend [28] differenziert. Abb. 4.7 gibt einen Überblick über die in der Subroutine getroffenen Unterscheidungen hinsichtlich des Versagens und der folgenden Materialabschwächung.

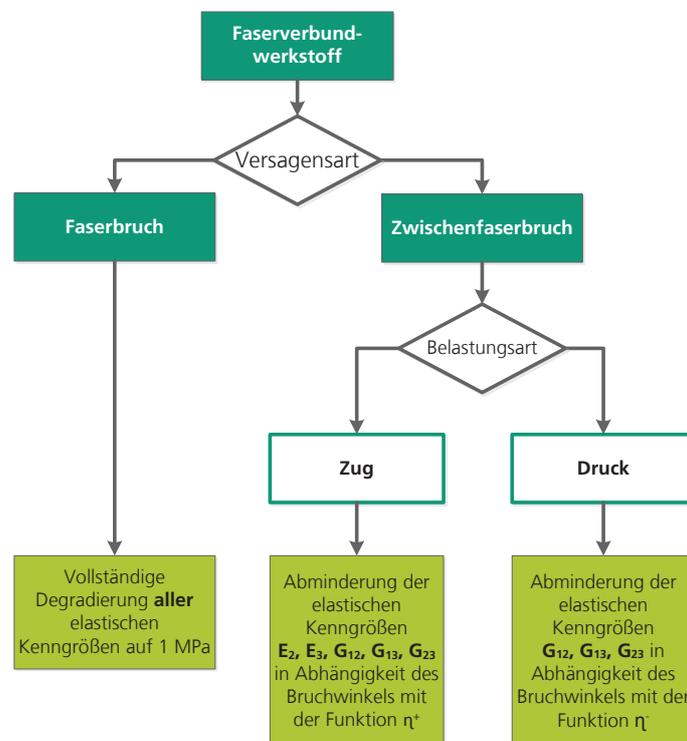


Abb. 4.7.: Degradierung der Materialkonstanten in Abhängigkeit der Versagensart

Grundsätzlich wird zwischen Faser- und Zwischenfaserbruch unterschieden, wobei bei letztgenanntem des Weiteren auch eine Differenzierung bzgl. des Belastungszustands vorgenommen wurde. Im Folgenden wird auf die entsprechenden Mechanismen näher eingegangen.

### Faserbruch

Gleichung 4.3 gibt die Bedingung für einen Faserbruch ausgelöst durch Zug-, bzw. Druckbelastung entlang der Faserrichtung wieder. Das Erreichen dieses Kriteriums hat eine komplette Abschwächung der Materialsteifigkeiten zur Folge, da davon ausgegangen werden kann, dass das lasttragende Material, die Faser, nicht mehr in der Lage ist, Belastungen aufzunehmen.

$$\frac{|\sigma_1|}{R_{\parallel}^{\pm}} = 1 \quad (4.3)$$

Somit wird bei Erreichen einer entsprechenden Anstrengung die Status-Variable innerhalb der VUMAT auf STATUS=0 gesetzt, was die Eliminierung des Elements aus der Berechnung zur Folge hat.

### Zwischenfaserbruch

Im Gegensatz zum Faserbruch wird der Zwischenfaserbruch durch ein Versagen des Matrixwerkstoffes ausgelöst. Des Weiteren wird hierbei auch eine Differenzierung zwischen Druck- und Zugbelastung durchgeführt. Gleichung 4.4 stellt die Bedingung für Versagen aufgrund einer Zugbelastung senkrecht zur Faserrichtung dar.

$$\sqrt{\left(\frac{1}{R_{\perp}^{(+)} - \frac{p_{\perp\psi}^{(+)}}{R_{\perp\psi}^A}\right)^2 \sigma_n^2 + \left(\frac{\tau_{nt}}{R_{\perp\perp}^A}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{n1}}{R_{\perp\parallel}}\right)^2} + \frac{p_{\perp\psi}^{(+)}}{R_{\perp\psi}^A} \sigma_n = 1 \text{ für } \sigma_n \geq 0 \quad (4.4)$$

Gelöst werden kann diese Gleichung mit der Interpolationsformel 4.5 aus [28].

$$\frac{p_{\perp\psi}^{(+)}}{R_{\perp\psi}^A} = \frac{p_{\perp\perp}^{(+)}}{R_{\perp\perp}^A} \cos^2(\psi) + \frac{p_{\perp\parallel}^{(+)}}{R_{\perp\parallel}} \sin^2(\psi) \text{ mit } \psi = \arctan\left(\frac{\tau_{n1}}{\tau_{nt}}\right) \quad (4.5)$$

Im Gegensatz zu einem Faserbruch erleidet die Faserstruktur, welche einen Großteil der mechanischen Lasten überträgt, zumindest zu Beginn des Versagensmechanismus keinen Schaden. Dies resultiert darin, dass sich die Degradierung in Folge eines Zwischenfaserbruches grundlegend von der eines Faserbruches unterscheidet.

Wird das Zwischenfaserbruchkriterium erreicht, erfolgt die Degradierung der Steifigkeiten mit Ausnahme des E-Moduls parallel zur Faserrichtung  $E_1$  durch den mathematischen Ausdruck 4.6.

$$\eta^{(+)} = \frac{1 - \eta_r}{1 + c \cdot (\varepsilon - 1)^\xi} + \eta_r \quad (4.6)$$

Tabelle 4.5 enthält die in [28] empfohlenen Parameter für die Verwendung der Versagenskriterien. Eine grafische Darstellung der resultierenden Abschwächungsfunktion für einen CFK-Werkstoff ist in Abb. 4.8 enthalten.

$p_{\perp\perp}^{(-)}$	$p_{\perp\perp}^{(+)}$	$p_{\perp\parallel}^{(-)}$	$p_{\perp\parallel}^{(+)}$	$c$	$\xi$	$\eta_r$
0,15	0,15	0,2	0,3	4	2	0

Tab. 4.5.: Parameter zur Benutzung des Versagenskriteriums nach Puck [28]

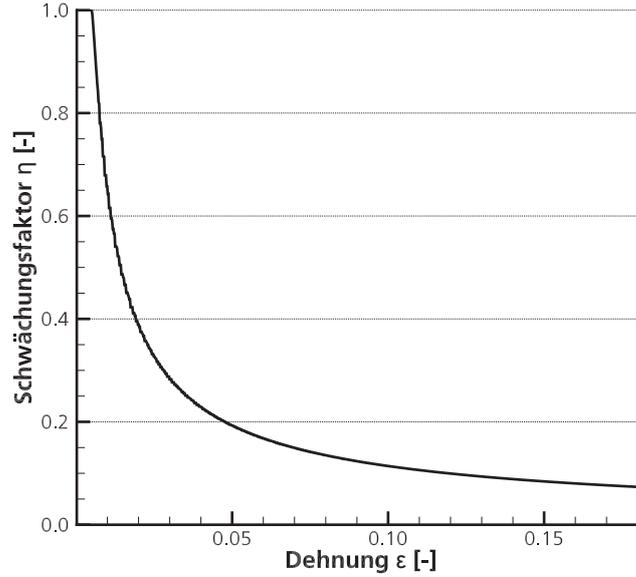


Abb. 4.8.: Abschwächungsfunktion  $\eta$  in Folge eines Zwischenfaserbruchs

Gleichung 4.7 stellt zusammen mit der Interpolation 4.8 das Kriterium für ein Matrixversagen aufgrund einer Druckbelastung perpendicular zur Faserrichtung dar.

$$\sqrt{\left(\frac{\tau_{nt}}{R_{\perp\perp}^A}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{n1}}{R_{\perp\parallel}}\right)^2 + \left(\frac{p_{\perp\psi}^{(-)}}{R_{\perp\psi}^A}\sigma_n\right)^2} + \frac{p_{\perp\psi}^{(-)}}{R_{\perp\psi}^A}\sigma_n = 1 \quad \text{for } \sigma_n < 0 \quad (4.7)$$

$$\frac{p_{\perp\psi}^{(-)}}{R_{\perp\psi}^A} = \frac{p_{\perp\perp}^{(-)}}{R_{\perp\perp}^A}\cos^2(\psi) + \frac{p_{\perp\parallel}^{(-)}}{R_{\perp\parallel}}\sin^2(\psi) \quad \text{mit } \psi = \arctan\left(\frac{\tau_{n1}}{\tau_{nt}}\right) \quad (4.8)$$

Der physikalischen Annahme geschuldet, dass sich der Riss durch die Druckbelastung nicht öffnen kann, erfolgt im Gegensatz zum Versagen bei vorherrschender

Zugbelastung keine Abschwächung der Materialsteifigkeiten  $E_2$  sowie  $E_3$ . Die restlichen Kennwerte werden mit 4.9 geschwächt.

$$\eta^{(-)} = \eta^{(+)} \cos^2 \rho + 1 \sin^2 \rho \text{ für } \sigma_2 < 0 \quad (4.9)$$

$$\rho = \arctan \left| \frac{\sigma_2}{\tau_{21}} \right| \quad (4.10)$$

Die oben genannten Formulierungen entstammen der zweidimensionalen Betrachtung beschrieben in [28]. Da in dieser Arbeit zur Abbildung des FV-Materials allerdings ein vollständiger 3D-Spannungszustand zur Anwendung kam, war eine Erweiterung dieser mathematischen Formulierungen auf diesen Spannungszustand notwendig. In [63] wird auf eine Möglichkeit eingegangen, diese Funktionalitäten auf dreidimensionale Spannungszustände zu erweitern. Vor allem betrifft dies die Berechnung der Spannungszustände in Folge eines Zwischenfaserbruchs mit zugehöriger Degradierung. Hierzu ist eine iterative Betrachtung verschiedener Wirkebenen von  $-90^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$  nötig. Entsprechend wurde die Berücksichtigung des Bruchwinkels auch in der Degradierung der Steifigkeiten inkludiert. Somit ergibt sich für die Abschwächung von  $E_2$  Gleichung 4.11.

$$E_{2d} = E_2 \left[ \frac{\eta^{(+)} + 1}{2} + \frac{1 - \eta^{(+)}}{2} \sin \left( 2 \cdot \left( \theta_{fp} - \frac{\pi}{4} \right) \right) \right] \quad (4.11)$$

Die implementierte Winkelabhängigkeit hat zur Folge, dass die Abschwächung der Steifigkeit in y-Richtung bei einer Bruchebene von  $\theta_{fp} = 0^\circ$  ihr Maximum erreicht. Eine Bruchebene bei  $\theta = \pm 90^\circ$  hat somit keinerlei Abschwächung von  $E_2$  zur Folge. Entsprechend diesen physikalischen Annahmen wurde für  $E_3$  eine Abschwächungsformel hergeleitet, welche bei einer Bruchebene von  $\theta = 0^\circ$  ihr Minimum, bei einer lagenparallelen Bruchebene ( $\theta = \pm 90^\circ$ ) ihr Maximum erreicht, vgl. Gleichung 4.12.

$$E_{3d} = E_3 \left[ \frac{\eta^{(+)} + 1}{2} + \frac{1 - \eta^{(+)}}{2} \cos \left( 2 \cdot \theta_{fp} \right) \right] \quad (4.12)$$

Auch in die Degradierung der Schubsteifigkeiten wurde die Abhängigkeit vom Bruchwinkel inkludiert, vgl. Gleichungen 4.13 sowie 4.14. Hierbei wurden Winkelfunktionen so gewählt, dass der Verlauf in Anlehnung an die zugehörigen E-Moduln realisiert wird.

$$G_{12d} = G_{12} \left[ \frac{\eta^{(+)} + 1}{2} + \frac{1 - \eta^{(+)}}{2} \sin \left( 2 \cdot \left( \theta_{fp} - \frac{\pi}{4} \right) \right) \right] \quad (4.13)$$

$$G_{13d} = G_{13} \left[ \frac{\eta^{(+)} + 1}{2} + \frac{1 - \eta^{(+)}}{2} \cos \left( 2 \cdot \theta_{fp} \right) \right] \quad (4.14)$$

Eine Übertragung dieser Vorgehensweise auf die Abschwächung von  $G_{23}$  erscheint als nicht sinnvoll, da die zugehörigen Schubspannungen  $\tau_{23}^{(+/-)}$  sowie  $\tau_{32}^{(+/-)}$  auf einer faserparallelen Ebene wirken. Aus diesem Grund muss eine Unterscheidung hinsichtlich der Schubbelastung getroffen werden, was in den Abschwächungsgleichungen 4.15 sowie 4.16 mündet.

$$G_{23d}^{(+)} = G_{23} \left[ \frac{\eta^{(+)} + 1}{2} + \frac{1 - \eta^{(+)}}{2} \sin\left(2 \cdot \left(\theta_{fp} + \pi\right)\right) \right] \text{ für } \tau_{23} \geq 0 \quad (4.15)$$

$$G_{23d}^{(-)} = G_{23} \left[ \frac{\eta^{(+)} + 1}{2} + \frac{1 - \eta^{(+)}}{2} \sin\left(2 \cdot \left(\theta_{fp} + \frac{\pi}{4}\right)\right) \right] \text{ für } \tau_{23} < 0 \quad (4.16)$$

Im Gegensatz zu dem vorher betrachteten Schubmodul liegt bei dem faserparallelen Schubmodul jeweils das Minimum, bzw. Maximum bei einer Bruchebene von  $\theta = \pm 45^\circ$ . Aus diesem Grund findet eine Verschiebung der Winkelfunktionen um den Wert  $\pi/4$  im Gegensatz zu den Abschwächungsfunktionen der anderen elastischen Kenngrößen statt.

Obwohl laut [64] eine Abschwächung der Querkontraktionszahlen aus physikalischer Sicht nicht sinnvoll erscheint, musste eine solche in die Subroutine integriert werden, um die Stabilitätskriterien 4.17 und 4.18 von *ABAQUS* zu erfüllen.

$$|\nu_{12}| < \sqrt{\left(\frac{E_1}{E_2}\right)}; |\nu_{13}| < \sqrt{\left(\frac{E_1}{E_3}\right)}; |\nu_{23}| < \sqrt{\left(\frac{E_2}{E_3}\right)} \quad (4.17)$$

$$1 - \nu_{12}\nu_{21} - \nu_{23}\nu_{32} - \nu_{13}\nu_{31} - 2\nu_{21}\nu_{32}\nu_{13} > 0 \quad (4.18)$$

Die Abschwächung erfolgt analog zu den Schubsteifigkeiten  $G_{12}$  sowie  $G_{13}$ .

$$\nu_{12d} = \nu_{12} \left[ \frac{\eta^{(+)} + 1}{2} + \frac{1 - \eta^{(+)}}{2} \sin\left(2 \cdot \left(\theta_{fp} - \frac{\pi}{4}\right)\right) \right] \quad (4.19)$$

$$\nu_{13d} = \nu_{13} \left[ \frac{\eta^{(+)} + 1}{2} + \frac{1 - \eta^{(+)}}{2} \cos(2 \cdot \theta_{fp}) \right] \quad (4.20)$$

Die Abminderung der Querkontraktionszahl  $\nu_{23}$  stellte eine abhängige Größe dar. Aus diesem Grund wurde eine Formulierung 4.21 gewählt, welche aus den Stabilitätsbedingungen 4.17 und 4.18 abgeleitet wurde und sich an der Degradierung der E-Moduln  $E_2$  sowie  $E_3$  orientiert.

$$\nu_{23d} = \nu_{23} \sqrt{\left(\frac{E_{2d}}{E_{3d}}\right)} \quad (4.21)$$

Das prinzipielle Vorgehen der implementierten Subroutine ist in Abb. 4.9 schematisch dargestellt. Der Ablauf orientierte sich darin weitestgehend an den Empfehlungen aus [63].

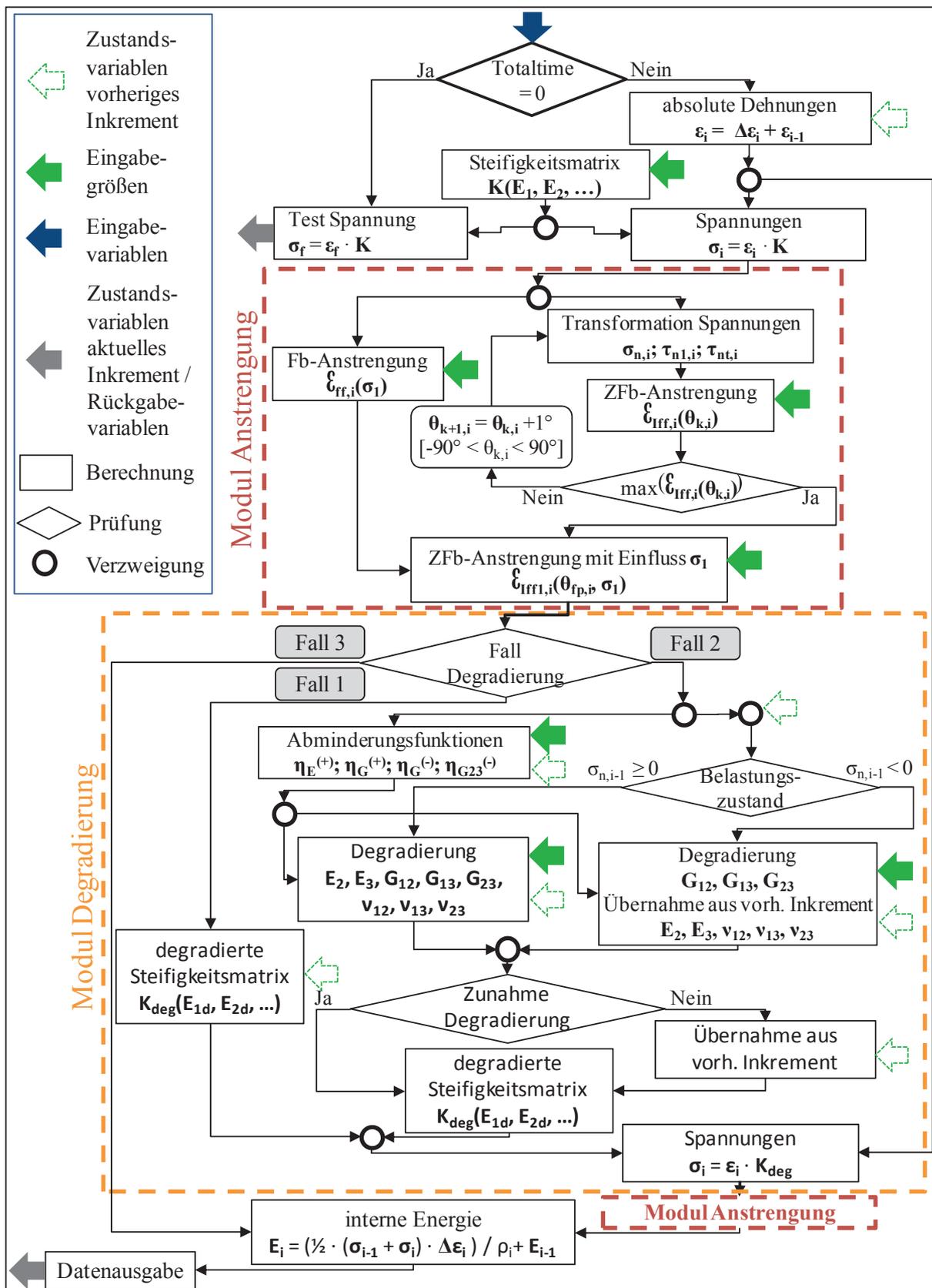
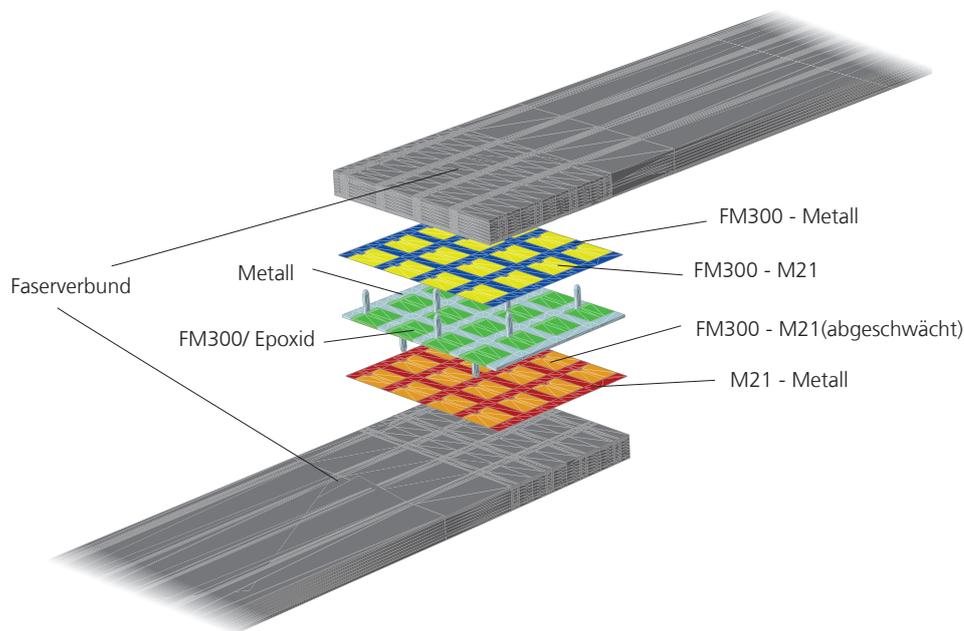


Abb. 4.9.: Funktionsweise der VUMAT-Subroutine in ABAQUS [24]

## 4.5. Modellierung der Grenzflächen mittels Cohesive Zones

Zwischen den verschiedenen Komponenten der *ABAQUS*-Assembly existieren in der realen Verbindung stoffschlüssige Verbindungen. Im FE-Modell wurden diese mittels Cohesive-Zones umgesetzt. Durch diese wird in der numerischen Implementierung ein strukturmechanisches Verhalten inklusive eines potentiellen Versagens an einer definierten Bruchfläche realisiert. In den zugrundeliegenden *ABAQUS*-Modellen wurde dieses Verhalten je nach zu modellierender Region und der darin befindlichen Geometrie basierend auf Flächenkontakten oder durch zusätzlich in die Struktur eingebrachte Elemente realisiert.

Abb. 4.10 gibt einen Überblick über die in der detaillierten numerischen Umsetzung der Verstärkungsmethode verwendeten Cohesive-Zone-Modellierungen und die zugehörigen Positionen.



**Abb. 4.10.:** Übersicht über die diversen Cohesive-Zone-Formulierungen und deren Positionen

Die verschiedenen stoffschlüssigen Verbindungen resultieren vorwiegend aus dem komplexen Fertigungsprozess der Füge-technik. Maßgeblich für die Eigenschaften zeigte sich hierbei das Material, durch welches die stoffschlüssige Verbindung realisiert wird. Resultierend aus dem Co-Bonding-Fertigungsprozess wird die Fügung zwischen den ebenen Verstärkungsblechen und dem anliegenden Faserverbundmaterial auf der einen Seite durch das Harz des HexPly®M21-Matrixmaterials, auf der anderen Seite durch den zusätzlichen eingebrachten Klebstoff Cytec FM®300 hergestellt.

Die implementierten Cohesive-Modelle mussten in der Lage sein, sämtliche in Kapitel 2 beschriebenen Versagensmechanismen einer stoffschlüssigen Verbindung abzubilden. Aus diesem Grund war es notwendig, nicht nur nach dem verbindenden Material zu differenzieren, sondern auch hinsichtlich des Materials der Adhäsionspartner eine Unterscheidung einzuführen. Hierdurch wurde neben dem standardmäßigen kohäsiven Versagen auch das adhäsive Versagen in dem numerischen Modellierungsansatz berücksichtigt. Die soeben diskutierten Cohesive-Zones wurden mit Cohesive-Elementen des Typs COH3D8 mit einer durchschnittlichen Kantenlänge von 0,3 mm und einer Dicke von 0,01 mm in den FE-Modellen realisiert. Die Anbindung der Elemente an die umliegenden Kontinuum-Strukturen erfolgte mittels flächenbasierter Tie-Constraints.

Neben den Verbindungen des planaren Verstärkungsblechs musste zudem die Adhäsion zwischen den einzelnen Verstärkungselementen und dem umliegenden Faserverbundmaterial in die numerische Umsetzung implementiert werden. Diese wird vornehmlich durch das Matrix-Material aus dem umgebenden HexPly®M21-Prepreg hergestellt. Durch die komplexe Geometrie der Verstärkungselemente in den gebogenen Bereichen, aber auch den Kopfgeometrien, wurde zur numerischen Umsetzung auf eine flächenbasierte Modellierung zurückgegriffen. Gerade bei Kopfgeometrien der Verstärkungselemente mit einem Hinterschnitt musste von einer Schädigung des Faserverbundlaminate in Form einer Delamination bei anliegenden Belastungen ausgegangen werden. Aus diesem Grund wurde an den entsprechenden Grenzflächen eine Element-basierte Cohesive-Zone eingefügt, welche die Delaminationseigenschaften des HexPly®M21-Prepreg-Material widerspiegelte. Die Anbindung erfolgte analog zu den planaren Cohesive-Zones mittels flächenbasierter Tie-Constraints.

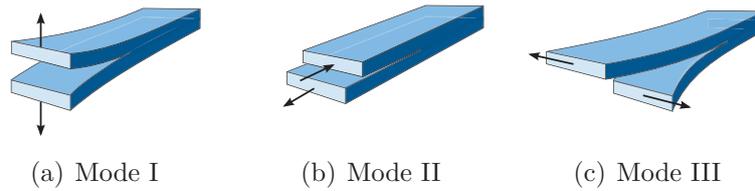
#### 4.5.1. Grundlagen der verwendeten Cohesive-Zone-Formulierung

Sowohl die Flächen-, als auch Element-basierte Formulierung der Cohesive-Zones basierte auf denselben theoretischen Modellen. Im Grunde werden durch die Modellierungsart die folgenden beiden Belastungsarten abgebildet:

- Mode I: Entstehung durch Normalenbelastung
- Mode II/III: Hervorgerufen durch eine Scherbelastung in unterschiedlichen Belastungsebenen.

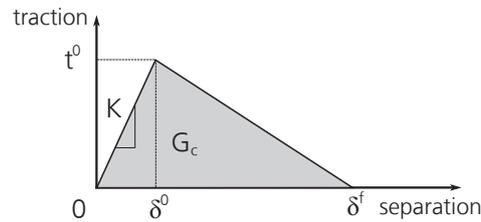
Eine grafische Interpretation dieser Kategorien ist in Abb. 4.11 enthalten.

In der Literatur existieren verschiedene Ansätze zur Beschreibung dieser einzelnen Moden [65] oder [66] und der Verbindung dieser, z.B. in [67]. Im Rahmen des weiteren Vorgehens wurde jeder dieser Belastungsarten ein bilinearer Traction-Separation-Ansatz zugewiesen, dessen Antwort jeweils durch Vorgabe von Steifigkeit  $K$ , Versagensinitiierung  $t^0$  sowie der Energiefreisetzungsrates  $G_c$  definiert wird, vgl. Abb. 4.12.



**Abb. 4.11.:** Versagensmechanismen der Cohesive Zone-Modellierung

Die Energiefreisetzungsrates lässt sich hierbei als Flächeninhalt des gezeigten Dreiecks interpretieren und hat maßgeblichen Einfluss auf das finale Versagen der Grenzfläche [68] [69]. In dieser Formulierung zeigt sich auch eine deutliche Abhängigkeit vom Diskretisierungsgrad der Cohesive-Zone. Aus diesem Grund wurde es als essentiell angesehen, die Kalibrierung der entsprechenden Verbindungen mit derselben Elementgröße durchzuführen, welche auch in der Zielapplikation der Probengeometrien Verwendung finden.



**Abb. 4.12.:** Traction-Separation-Ansatz mit den entsprechenden Parametern

Die bestimmende Größe dieser Implementierung stellt die Energiefreisetzungsrates  $G_c$  dar. Zur Kalibrierung der numerischen Modelle wurden diese, soweit verfügbar, der einschlägigen Literatur entnommen. Falls dies nicht möglich war, wurden entsprechende Kennwerte durch die in Kapitel 3 dargestellte Vorgehensweise experimentell ermittelt. Die konkreten Werte und Quellen finden sich je nach Materialkombination im weiteren Verlauf dieses Kapitels.

Das elastische Verhalten der Cohesive-Zone-Formulierung beruhte auf einem ungekoppelten Ansatz unter Vorgabe der Steifigkeiten entlang der drei Belastungsarten, vgl. Gleichung 4.22 [25].

$$\begin{Bmatrix} t_n \\ t_s \\ t_t \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_n & 0 & 0 \\ 0 & K_s & 0 \\ 0 & 0 & K_t \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_n \\ \varepsilon_s \\ \varepsilon_t \end{Bmatrix} \quad (4.22)$$

Die Werte der einzelnen Steifigkeiten wurden mit Hilfe der mathematischen Formulierung 4.23 aus den mechanischen Eigenschaften der umgebenden Materialien und den zu fügenden Strukturen berechnet [70]. Durch diese Abschätzung konnte

ein Kompromiss zwischen numerischer Effizienz und Genauigkeit der FE-Resultate gefunden werden.

$$K = \frac{\alpha \cdot E}{h} T_0 \quad (4.23)$$

Hierin stellt der  $E$ -Modul den Kennwert des zu verbindenden Materials und  $h$  die Dicke der Fügepartner dar. Mit  $T_0$  wird eine virtuelle Dicke eingeführt, welche analog den Empfehlungen aus [70] zu  $T_0 = 1$  gesetzt wurde. Hierdurch konnte eine Unabhängigkeit gegenüber der Diskretisierung der Cohesive-Elemente erreicht werden, wodurch die Verwendung der Kennwerte sowohl bei Flächen- als auch Elementbasierten Cohesive-Zones ermöglicht wurde. In [70] wurde für den Koeffizienten  $\alpha$  ein Wert von  $\alpha \gg 1$  empfohlen. In [71] wurde der Wert  $\alpha = 50$  verwendet, was in dieser Arbeit aufgegriffen wurde. Die oben beschriebenen Ausführungen bezogen sich auf die Berechnung hinsichtlich des Opening-Modes der Formulierung. Zur Übertragung auf die Shear-Modes wurde ein äquivalenter Ansatz mit dem Schubmodell  $G$  anstelle des E-Moduls  $E$  verwendet.

Als Versagenskriterium wurde das quadratische Stress-Kriterium verwendet (Gleichung 4.24) [25].

$$\left\{ \frac{\langle t_n \rangle}{t_n^0} \right\}^2 + \left\{ \frac{t_s}{t_s^0} \right\}^2 + \left\{ \frac{t_t}{t_t^0} \right\}^2 = 1 \quad (4.24)$$

Die jeweiligen Werte der Festigkeiten  $t^0$  stehen in direktem Zusammenhang mit der Energiefreisetzungsrates (Gleichung 4.25), wobei die Rissöffnung bei totalem Versagen  $\delta^f$  einen Kalibrierungsparameter darstellt.

$$t_0 = \frac{2G_{Ic}}{\delta_f} \quad (4.25)$$

Basierend auf einer Empfehlung in [70] wurde der bei der Kalibrierung betrachtete Bereich dieses Parameters zu

$$\delta_f \in [0,01; 0,1] \quad (4.26)$$

gesetzt.

Das Verhalten nach der Erstschädigung folgt einem linearen Degradierungsmechanismus nach Gleichung 4.27, welche auf der Theorie aus [25] basiert. Darin stellen  $\delta_m^{max}$  die maximale Verschiebung dar, bei welcher ein totales Versagen des Elements eintritt, was einer Eliminierung des Elements aus dem FE-Modell oder einem Lösen der Verbindung gleichkommt. Die anderen beiden Größen können als Stellgrößen aufgefasst werden, welche sich durch Vorgabe der Festigkeit und Energiefreisetzungsrates ergeben.

$$D = \frac{\delta_m^f (\delta_m^{max} - \delta_m^0)}{\delta_m^{max} (\delta_m^f - \delta_m^0)} \quad (4.27)$$

Das Mixed-Mode-Verhalten wurde mit dem Benzeggagh-Kenane-Kriterium realisiert [72], vgl. Gleichung 4.28,

$$G_n^c + (G_s^c - G_n^c) \left\{ \frac{G_S}{G_T} \right\}^\eta = G^c \quad (4.28)$$

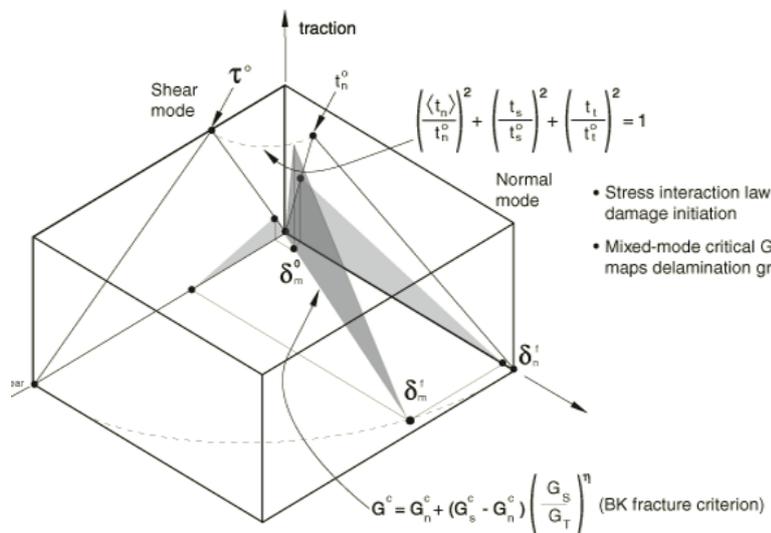
mit

$$G_T = G_n + G_s \quad (4.29)$$

sowie

$$G_S = G_t + G_s. \quad (4.30)$$

Der Wert  $\eta$  beschreibt hierin einen von der Materialstruktur abhängigen Parameter. Entsprechend der Empfehlung bei der Verwendung des Kriteriums bei unidirektional verstärkten Faserverbundwerkstoffen in [72] wurde dieser Parameter zu  $\eta = 1,557$  gesetzt.



**Abb. 4.13.:** Mixed-Mode-Belastung einer Traction-Separation-Ansatz nach Benzeggagh-Kenane [25]

Abb. 4.13 zeigt grafisch die strukturmechanischen Grundlagen des Kriteriums nach Benzeggagh-Kenane. Während die jeweiligen bilinearen Last-Weg-Kurven auf den Seitenflächen reine Normal-, bzw. Scherbelastung darstellen, repräsentieren sämtliche dazwischenliegende Dreiecke das Mixed-Mode-Verhalten mit den jeweiligen Anteilen der beiden Belastungsarten an der Gesamtlast, dargestellt durch die Projektionen in den entsprechenden Ebenen. Im Folgenden wird auf die Modellierung und Validierung der verschiedenen Cohesive-Zone-Formulierungen je nach Material eingegangen.

### 4.5.2. Fügungen basierend auf dem Matrixmaterial HexPly®M21

Das Harz des Prepregmaterials HexPly®M21 stellt während des ersten Aushärtezyklus den Stoffschluss zwischen dem Metallblech und der Faserverbundstruktur her. Des Weiteren liegt diese Materialkombination auch bei den einzelnen Verstärkungspins und dem umliegenden Faserverbundmaterial vor. Im Folgenden werden die mechanischen Eigenschaften je nach metallischem Fügepartner näher betrachtet.

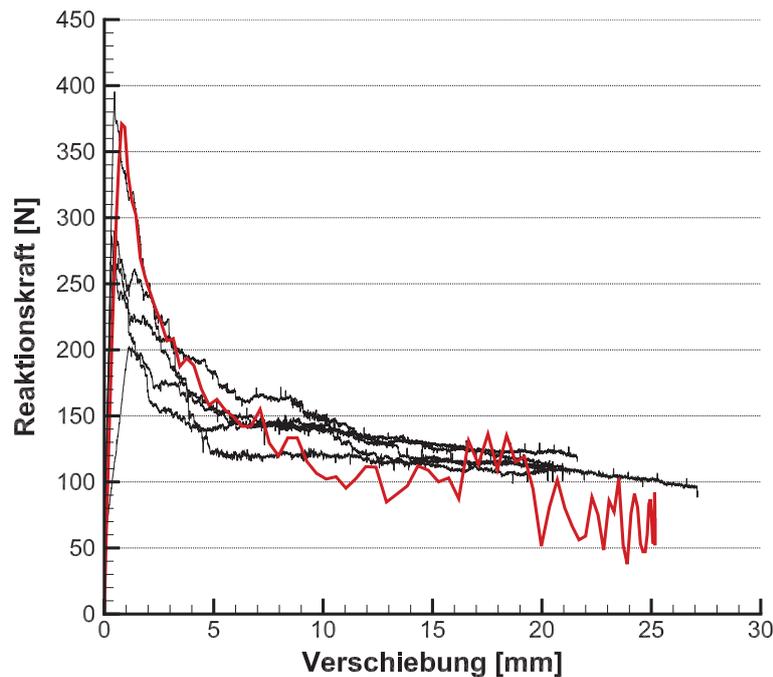
### 4.5.3. Verbindung CFK-Titan 15-3-3-3 durch Hexply®M21-Matrix

Die für die Implementierung benötigten Kennwerte wurden durch DCB- sowie ENF-Versuche experimentell ermittelt, vgl. Kapitel 3. Hierzu wurden DCB-Tests (Abb. 3.6) sowie ENF-Tests (Abb. 3.7) angelehnt an die AITM Normen 1.0005 [73], bzw. 1.0006 [59] durchgeführt, welche durch metallische Fügepartner geprägt waren, in deren Mitte dünne CFK-Lagen implementiert wurden, sodass ein sandwichähnlicher Aufbau mit annähernd gleicher Biegesteifigkeit der beiden Komponenten entstand.

Steifigkeit in Normalenrichtung $K_n$	[kN/mm <sup>3</sup> ]	259
Steifigkeit in Scherebene $K_s, K_t$	[kN/mm <sup>3</sup> ]	130
Festigkeit in Normalenrichtung $t_n^0$	[MPa]	15
Festigkeit in Scherebene $t_s^0, t_t^0$	[MPa]	30
Energiefreisetzungsrate bei Normalbelastung $G_{Ic}$	[N/mm]	0,50
Energiefreisetzungsrate bei Scherbelastung $G_{IIc}, G_{IIIc}$	[N/mm]	0,8

**Tab. 4.6.:** Parameter der Cohesive Zone der Fügung zwischen von CFK und Titan (Verbindung durch Matrix HexPly®M21)

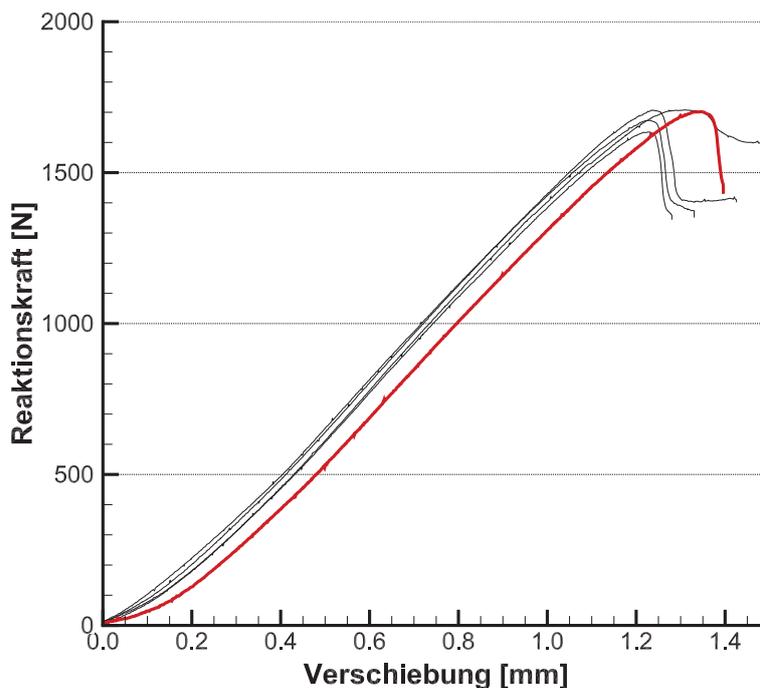
Die FE-Implementierung der Coupon-Proben wurde mit derselben Elementgröße v. a. der Cohesive Elemente durchgeführt, welche auch im weiteren Verlauf der Parameterstudien zur Anwendung gelangten. Diese wurde durch eine Konvergenzanalyse definiert, bei welcher die Elementgröße kontinuierlich verkleinert wurde, bis kein weiterer Einfluss des Diskretisierungsgrades auf das Ergebnis der Simulation festzustellen war. In den weiteren Simulationen wurde daher eine durchschnittliche Kantenlänge von 0,3 mm verwendet. Ausgehend von der oben beschriebenen Vorgehensweise wurden die unten stehenden Parameter für die Cohesive-Zone Formulierung zwischen Titan und CFK erhalten, vgl. Tabelle 4.6. Abb. 4.14 gibt den Vergleich der experimentell und numerisch ermittelten Kraft-Weg-Kurven der DCB-Proben für die Materialkombination HexPly®M21 und Titan wieder.



**Abb. 4.14.:** Gegenüberstellung der experimentellen und numerischen Resultate der DCB-Proben der Verbindung CFK-Titan durch die HexPly®M21-Matrix

Es ist ersichtlich, dass die grundlegende Charakteristik des strukturmechanischen Verhaltens durch die numerische Modellierung erfasst werden konnte. Die Steifigkeit des FE-Modells spiegelte diejenige der experimentellen Kurven wider, wobei es zu berücksichtigen gilt, dass die vornehmliche Steifigkeit v. a. durch die Steifigkeit der gefügten Komponenten beeinflusst wird. Das Einsetzen der Schädigung am Punkt  $t_0$  befand sich bei der numerischen Umsetzung mit einer zugehörigen Last von  $F = 370 \text{ kN}$  innerhalb des experimentell ermittelten Intervalls (200 kN bis 400 kN), wobei sie sich allerdings im eher oberen Bereich der experimentellen Daten befand. Der grundsätzliche Degradationsmechanismus konnte durch die Simulation bis zur vorgegebenen Risslänge abgebildet werden, wobei auch Abweichungen festgestellt werden konnten. Vermutlich sind diese auf die verwendete Vereinfachung auf einen bi-linearen Traction-Separation-Ansatz in der Simulation zurückzuführen.

Die Kalibrierung der Cohesive-Zone hinsichtlich der Shear-Modes wurde durch ENF-Versuche realisiert. Der Abgleich der experimentellen ENF-Versuche mit den Simulationen ist in Abb. 4.15 enthalten. Es wird hierin deutlich, dass ähnlich wie bei den DCB-Proben die Steifigkeit, welche vornehmlich durch die Fügepartner vorgegeben wird, korrekt wiedergegeben wird. Es ist allerdings eine Verschiebung der Last-Weg-Kurve entlang der x-Achse zu beobachten. Dies ist vermutlich auf Setzprozesse während der Kontaktinitialisierung in der Simulation zurückzuführen. Das Lastniveau, bei welchem das Versagen auftritt, bei etwa  $F = 1700 \text{ N}$ , wird durch die Simulation korrekt wiedergegeben. Allerdings wird hier durch die Verschiebung entlang der x-Achse eine Differenz diesbezüglich auch beim Versagen deutlich.



**Abb. 4.15.:** Gegenüberstellung der experimentellen und numerischen Resultate der ENF-Proben der Verbindung CFK-Titan durch die HexPly®M21-Matrix

#### 4.5.4. Verbindung CFK-Stahl durch Hexply®M21-Matrix

In analoger Vorgehensweise wurden die Parameter für die Verbindung zwischen CFK und Stahl erhalten, wobei die entsprechenden Energiefreisetzungsraten aus [18] übernommen wurden, vgl. Tabelle 4.7. Eine Validierung der Implementierung und der Festigkeiten  $t_s$  und  $t_n$  im Speziellen konnte durch den Abgleich der metallisch verstärkten DCB- und SLS-Proben realisiert werden, bei welchen diese Verbindung u.a. für die Versagensinitiierung verantwortlich gesehen wurde. Ein Vergleich von entsprechenden experimentell und numerisch generierten Last-Weg-Kurven ist in Kapitel 5.4 enthalten.

Steifigkeit in Normalenrichtung $K_n$	[kN/mm <sup>3</sup> ]	259
Steifigkeit in Scherebene $K_s, K_t$	[kN/mm <sup>3</sup> ]	130
Festigkeit in Normalenrichtung $t_n^0$	[MPa]	50
Festigkeit in Scherebene $t_s^0, t_t^0$	[MPa]	70
Energiefreisetzungsrates bei Normalbelastung $G_{Ic}$	[N/mm]	0,20
Energiefreisetzungsrates bei Scherbelastung $G_{IIc}, G_{IIIc}$	[N/mm]	0,550

**Tab. 4.7.:** Parameter der Cohesive Zone der Fügung zwischen von CFK und Stahl (Verbindung durch Matrix HexPly®M21)

### 4.5.5. Cohesive Zones auf Basis Verklebung mittels Cytec FM®300K

#### Verklebung CFK-CFK durch Cytec FM®300K

Neben dem Matrixmaterial des HexPly®M21-Prepregs war der während des zweiten Fügevorgangs zusätzlich in die Fügung eingebrachte Filmklebstoff FM®300K von Cytec [58] verantwortlich für die strukturelle mechanischen Eigenschaften von einigen Cohesive-Zones. Die durch diesen Klebstoff geprägten Verbindungen liegen demzufolge zwischen dem planaren Bereich des metallischen Verstärkungsblechs und der CFK-Komponente auf einer Seite, bzw. zwischen den Epoxid-gefüllten Bereichen und den CFK-Strukturen vor.

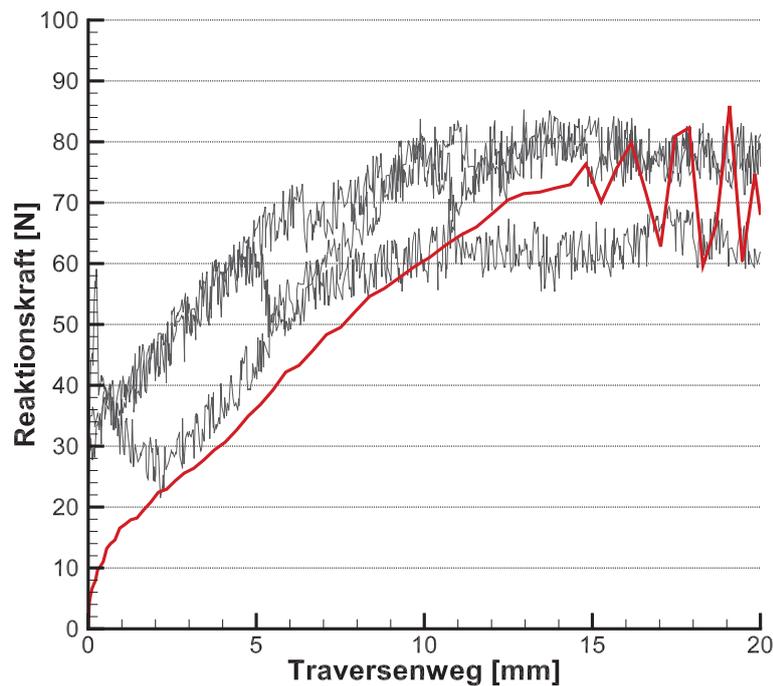
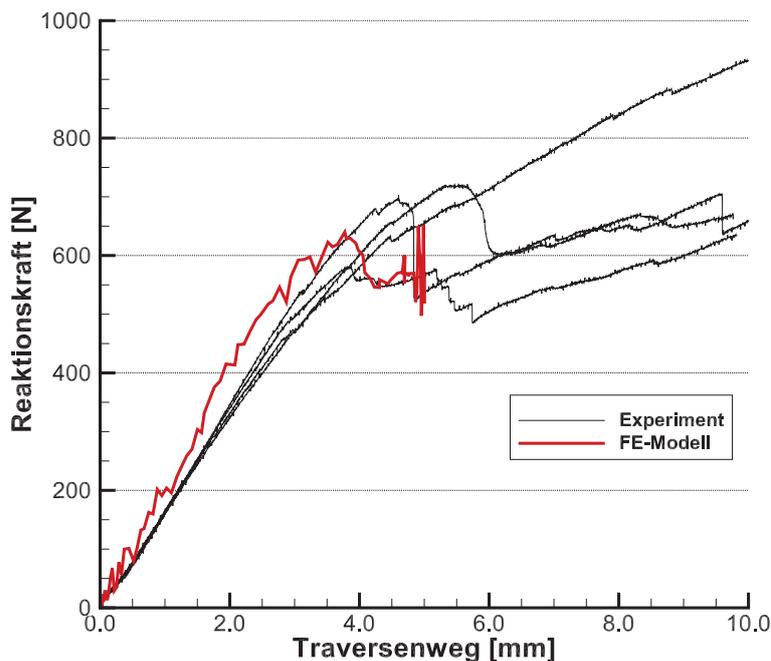


Abb. 4.16.: Gegenüberstellung der numerischen und experimentellen Ergebnisse der geklebten DCB-Proben

Als Referenz der mechanischen Verbindung diente die Verbindung zweier CFK-Strukturen mittels FM®300K. Die Verbindung von zwei CFK-Komponenten mit Epoxid-basiertem Matrixmaterial durch einen Epoxid-Klebstoff ist als eine ideale Verbindung anzusehen, da durch die Komponenten einer gleichen Kategorie keine Abschwächung der Adhäsionseigenschaften auf dem Substrat zu erwarten sind [74]. Im Folgenden wurde das numerische Modell anhand von Double Cantilever Beam (DCB)-, End Notched Flexure (ENF)- und Single Lap Shear (SLS)-Proben entsprechend den Geometrien in Kapitel 3 kalibriert und validiert, wobei ein von der Norm abweichender Lagenaufbau  $(-45^\circ/45^\circ/0^\circ/90^\circ/0^\circ)_s$  verwendet wurde, um gleichzeitig eine Referenz in Bezug auf verstärkte Fügeproben zu generieren.

Abb. 4.16 enthält die Gegenüberstellung der experimentellen Resultate mit dem numerischen Ergebnis der geklebten DCB-Proben. Aufgrund des modifizierten Lagenaufbaus ist in den Experimenten eine von den üblichen Resultaten abweichende Charakteristik wahrnehmbar, welche mit einem hohen Anteil an Fiber-Bridging-Effekten zu erklären ist. Durch diese ist die Degradierung nach dem initialen Versagen nicht so ausgeprägt wie üblich. Es wird deutlich, dass durch die Simulation die Steifigkeit der gefügten Komponenten abgebildet werden konnte. Ähnlich wie bei den hybriden Konfigurationen in den vorangegangenen Abschnitten ist davon auszugehen, dass dies weitestgehend von der Umsetzung der beiden gefügten Komponenten verursacht wurde. Der Vergleich von Simulation und Experimenten zeigte allerdings auch, dass durch den Beginn der experimentellen Last-Weg-Kurven bei einem Lastniveau von  $F \neq 0$  eine Differenz entlang der x-Achse bei der Evaluation zu berücksichtigen war.

Ein wesentliches Auftreten von Schädigungen in der Simulation konnte bei einem Kraftniveau von etwa  $F = 70 \text{ kN}$  festgestellt werden, womit sich dieses genau innerhalb der experimentell ermittelten Spanne von  $F = 60 \text{ kN}$  bis  $F = 80 \text{ kN}$  befand. Wie bereits erwähnt, ist durch die geänderte Schichtung des Faserverbunds keine ausgeprägte Degradierung des Lastniveaus, sondern eine nahezu konstante ertragbare Last während der Belastung zu verzeichnen. Dieses Verhalten konnte auch durch die numerische Implementierung abgebildet werden.

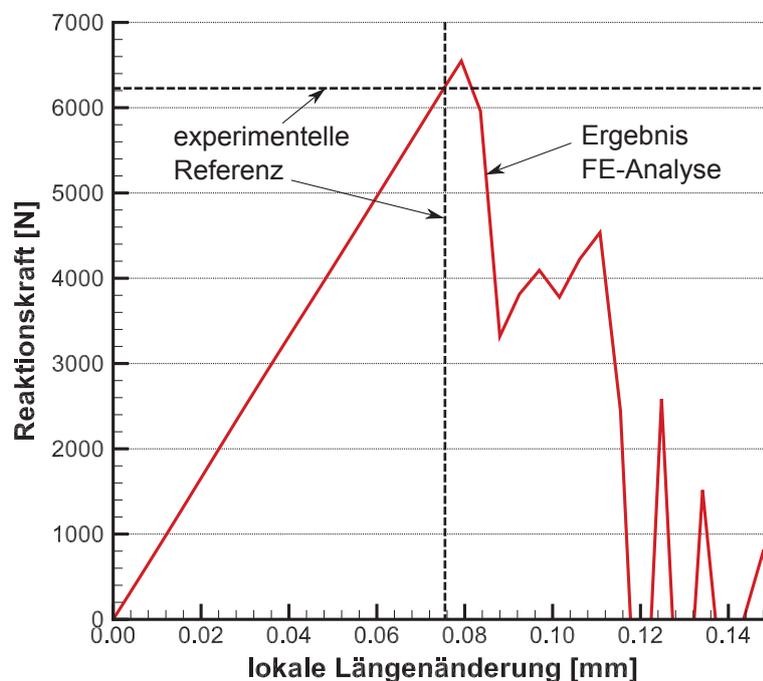


**Abb. 4.17.:** Gegenüberstellung der numerischen und experimentellen Ergebnisse der geklebten ENF-Proben

Das Verhalten unter Scherbelastung wurde mittels ENF-Proben kalibriert, bei welchen mittels der Gleichung 4.17 die gemittelte kritische Energiefreisetzungsr-

te zu  $G_{IIc} = 1,7 \text{ N/mm}$  bestimmt wurde. Der Vergleich zwischen Experiment und Simulation ist in Abb. 4.17 enthalten. Die initiale Steifigkeit der Experimente wurde durch die FE-Modellierung leicht überschätzt. Dies wird v.a. ab einem Lastniveau von etwa 450 kN deutlich, bei welchem das nichtlineare Verhalten der experimentellen Kurven zunimmt. Das Erstversagen zwischen  $f = 600 \text{ N}$  und  $f = 700 \text{ N}$  wurde durch Kalibrierung der entsprechenden Festigkeiten der Cohesive-Zone-Modellierung in das numerische Modell inkludiert. Der weitere Anstieg der Reaktionskraft nach dem Versagen der Grenzfläche in den Experimenten beruht auf dem weiteren Kontakt der beiden Fügepartner. Da dieses Verhalten bei der Simulation als nicht entscheidend angesehen wurde, wurde dies nicht weiter betrachtet.

Die SLS-Proben stellten eine zusätzliche Validierungsvariante für das Cohesive-Zone-Modell dar, wurden aber ebenso als Referenz zur Bewertung des Einflusses der Verstärkung im Vergleich zur rein geklebten Probe herangezogen. Die Gegenüberstellung der experimentellen und simulativen Resultate ist in Abb. 4.18 enthalten.



**Abb. 4.18.:** Resultate der numerischen Analyse der geklebten SLS-Probe mit Kennzeichnung der experimentellen Eckdaten

Im Gegensatz zu den bisherigen experimentellen Resultaten wurden zum Vergleich v.a. die mittleren Lasten  $F_{max}$ , bei welchen ein abruptes Versagen festzustellen war, und die zugehörige Längenänderung  $e_{max}$  als Vergleich herangezogen. Durch die Betrachtung des Quotienten erfolgte zudem eine Beurteilung der Steifigkeit der Verbindung. Wie in Abb. 4.18 deutlich wird, liegt der Verlauf der numerisch generierten Kurve auf dem Schnittpunkt der Festigkeit und der zugehörigen Län-

genänderung. Aus diesem Grund zeigte sich, dass die in der Simulation erreichte Steifigkeit mit derjenigen aus den Experimenten gut übereinstimmt. Die Versagenslast korrelierend zu der Festigkeit der Verklebung wurde durch die Simulation um 150 kN überschätzt, was einer Abweichung von etwa 2,5 % entspricht.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass die essentiellen Charakteristika der Klebeverbindung durch die Simulation in ausreichender Weise abgebildet werden konnten. Tabelle 4.8 fasst die kalibrierten Inputdaten der Cohesive Zone-Formulierung der Verklebung zweier CFK-Komponenten mittels Cytec FM®300K zusammen. Ein Vergleich mit Daten, welche in der Literatur [75] durch Kalibrierung verwendet wurden, zeigte eine ähnliche Größenordnung.

Steifigkeit in Normalenrichtung $K_n$	[kN/mm <sup>3</sup> ]	259
Steifigkeit in Scherebene $K_s, K_t$	[kN/mm <sup>3</sup> ]	130
Festigkeit in Normalenrichtung $t_n^0$	[MPa]	21
Festigkeit in Scherebene $t_s^0, t_t^0$	[MPa]	80
Energiefreisetzungsrates bei Normalbelastung $G_{Ic}$	[N/mm]	1,0
Energiefreisetzungsrates bei Scherbelastung $G_{IIc}, G_{IIIc}$	[N/mm]	1,70

**Tab. 4.8.:** Parameter der Cohesive-Zone der Verklebung von CFK mittels Cytec FM®300K

### Verklebung CFK-Stahl durch Cytec FM®300K

Bezüglich der Verbindung der Faserverbundstruktur und der metallischen Verstärkung musste im Vergleich zur Referenz der adhäsive Versagensmechanismus, d.h. die Ablösung der Klebung vom Metall, Berücksichtigung finden. In der Regel resultiert dies in einer Abminderung der strukturmechanischen Eigenschaften wie z.B. in [76] beschrieben. Aus diesem Grund kamen Abschwächungsfaktoren hinsichtlich der Energiefreisetzungsrates  $G_c$  zur Anwendung. Die Steifigkeiten blieben im Vergleich zur Referenz unverändert, während die Festigkeiten nach dem in Abb. 4.19 dargestellten Schema ebenfalls abgeschwächt wurden. Dieses Vorgehen wurde bei allen Belastungsarten angewandt.

In Bezug auf die Verklebung von Stahl und CFK mittels Cytec FM®300K erfolgte die Kalibrierung v.a. ausgehend von hybriden DCB-Proben. Die experimentellen und simulativen Prüfkörper besaßen eine Geometrie angelehnt an Abb. 3.3 aus Abschnitt 3, wobei eine Metallfolie einer Dicke von  $t = 0,4 \text{ mm}$  in die Klebefläche implementiert wurde. Durch Einbringung eines Anfangsrisses wurde zudem die initiale Bruchfläche definiert. Durch die DCB-Proben konnten im Vergleich zur geklebten Referenz-CFK-CFK-Probe eine Abschwächung der kritischen Energiefreisetzungsrates  $G_{ic}$  um etwa 20 % festgestellt werden. Die resultierenden Last-Weg-Kurven dieser Proben sind in Abb. 4.20 gegenübergestellt.

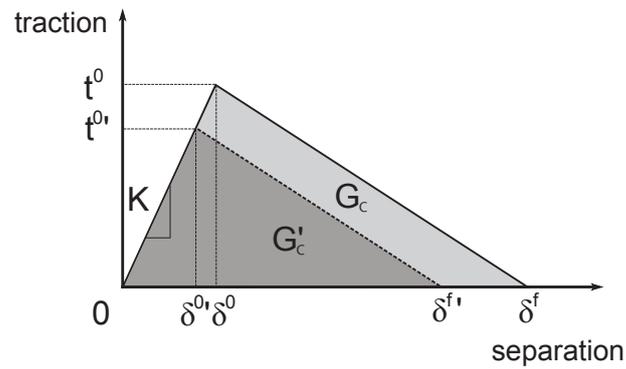


Abb. 4.19.: Prinzip der Abschwächung beim Traction-Separation-Ansatz

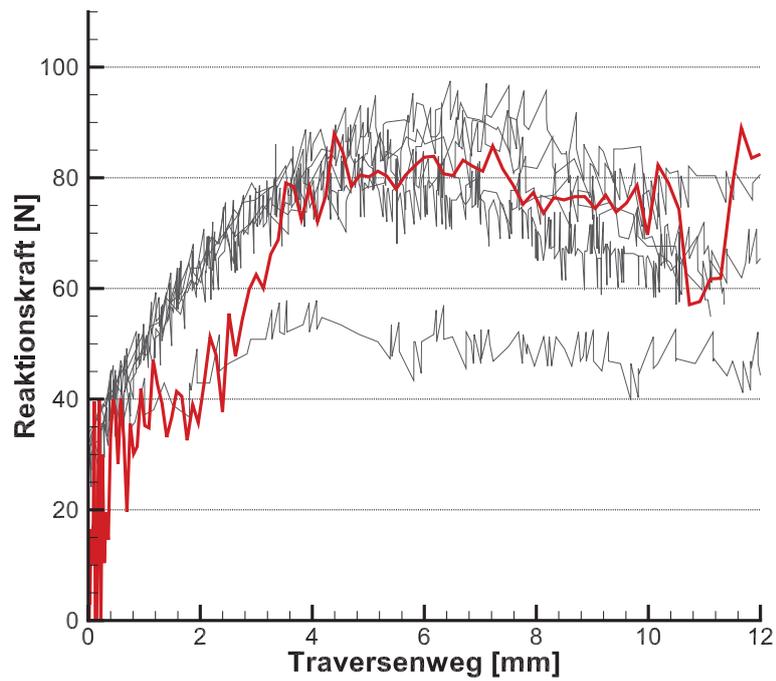


Abb. 4.20.: Gegenüberstellung der numerischen und experimentellen Ergebnisse der geklebten DCB-Proben der Konfiguration CFK-Stahl

Wie hieraus ersichtlich, weisen die experimentellen Resultate eine ähnliche Charakteristik auf wie die rein geklebte CFK-CFK DCB-Probe. Es zeigt sich, dass sich die abgeminderte Energiefreisetzungsrates  $G_{Ic}$  v.a. in einer ausgeprägteren Degradierung nach dem Beginn des Risswachstums bemerkbar machte.

Durch die Simulation konnte der lineare Verformungsbereich bis zu einer Belastung von  $F = 40 \text{ kN}$  abgebildet werden. Das anschließende Risswachstum bis zu einer Last von  $F = 75 \text{ kN}$  wird durch das numerische Modell gut abgebildet. Im Allgemeinen konnten die strukturmechanischen Eigenschaften erfasst werden. Die kalibrierten Kennwerte der Cohesive-Zone-Formulierung sind in Tabelle 4.9 zusammengefasst.

Steifigkeit in Normalenrichtung $K_n$	[kN/mm <sup>3</sup> ]	259
Steifigkeit in Scherebene $K_s, K_t$	[kN/mm <sup>3</sup> ]	130
Festigkeit in Normalenrichtung $t_n^0$	[MPa]	20
Festigkeit in Scherebene $t_s^0, t_t^0$	[MPa]	30
Energiefreisetzungsrates bei Normalbelastung $G_{Ic}$	[N/mm]	0,55
Energiefreisetzungsrates bei Scherbelastung $G_{IIc}, G_{IIIc}$	[N/mm]	0,95

**Tab. 4.9.:** Parameter der Cohesive-Zone der Verklebung zwischen Stahl und CFK mittels Cytec FM®300

#### 4.5.6. Verklebung CFK-Titan durch Cytec ®FM300K

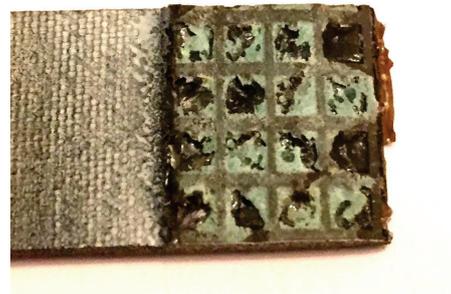
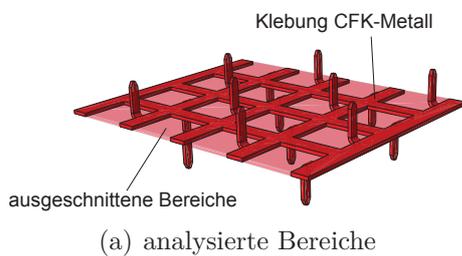
Eine Kalibrierung der Klebeverbindung von Titan und CFK erfolgte unter Zuhilfenahme der Erkenntnisse aus [77]. Die Abschwächung der Materialparameter im Vergleich zu den Referenzwerten der reinen CFK-CFK-Verklebung erfolgte, um die eventuell imperfekte Adhäsion an das metallische Substrat zu berücksichtigen, mit annähernd gleichem Faktor nach der in Abb. 4.19 dargestellten Methode. Tabelle 4.10 fasst die kalibrierten Werte zusammen.

Steifigkeit in Normalenrichtung $K_n$	[kN/mm <sup>3</sup> ]	259
Steifigkeit in Scherebene $K_s, K_t$	[kN/mm <sup>3</sup> ]	130
Festigkeit in Normalenrichtung $t_n^0$	[MPa]	23
Festigkeit in Scherebene $t_s^0, t_t^0$	[MPa]	35
Energiefreisetzungsrates bei Normalbelastung $G_{Ic}$	[N/mm]	0,48
Energiefreisetzungsrates bei Scherbelastung $G_{IIc}, G_{IIIc}$	[N/mm]	0,755

**Tab. 4.10.:** Parameter der Cohesive-Zone der Verklebung zwischen Titan und CFK mittels Cytec FM®300

## 4.6. Qualität der Klebung zwischen Epoxid und Faserverbund

Die Analyse der numerischen sowie experimentellen Ergebnisse führte zu der Folgerung, dass die Cohesive-Zone zwischen dem Bereich, welcher während des Aushärtvorgangs mit Klebstoff und Harz gefüllt wird, und dem umliegenden Faserverbundmaterial nicht dem idealen Verklebungszustand aus Tabelle 4.8 entspricht. Abb. 4.21 b) enthält das Schädigungsbild einer getesteten Probe. Wie aus dieser Grafik ersichtlich, sind Poren und Lufteinschlüsse in den Bereichen zwischen den metallischen Stegen enthalten.



**Abb. 4.21.:** Darstellung der beim Stanzprozess ausgeschnittenen Bereiche und der damit verbundenen Qualität der Klebung

In den strukturmechanischen Eigenschaften der RHEA-verstärkten Prüfkörper sind Auswirkungen dieser Imperfektionen enthalten, was durch die Analyse der Kraft-Weg-Verläufe von SLS-Proben deutlich wird. Im Rahmen der numerischen Implementierung wurden die Auswirkungen dieser Fertigungsimperfektionen an zwei Beispielen analysiert. Bei SLS-Proben mit reduzierten Abmessungen befinden sich die entsprechenden Bereiche an den Kanten des Überlappungsbereiches, durch welche der Zeitpunkt des Erstversagens maßgeblich beeinflusst wird, vgl. Abb. 4.22.

Während die ebenso beteiligte Verbindung zwischen dem HexPly®M21-Faserverbundmaterial sowie dem metallischen Verstärkungselement durch die entsprechenden DCB- und ENF-Versuche, bzw. Literaturdaten kalibriert wurde, stellen die Eigenschaften der Cohesive-Zone in den ausgeschnittenen Bereichen eine Möglichkeit dar, die numerischen Resultate entsprechend den experimentellen zu adaptieren. Abb. 4.23 enthält hierzu die resultierenden Kraft-Verformungs-Kurven der entsprechenden SLS-Proben.

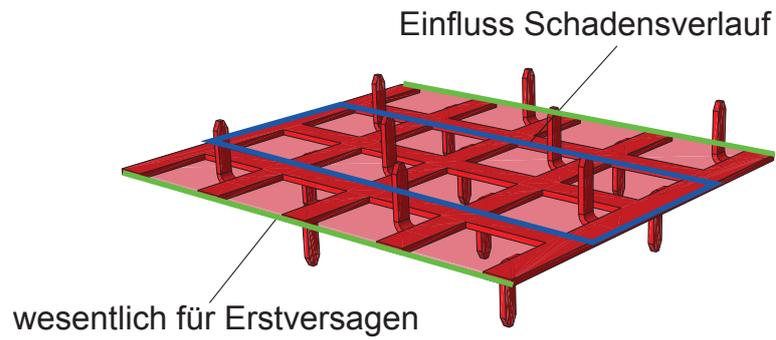


Abb. 4.22.: Schematische Darstellung der Verklebungsbereiche, durch welche das Erstversagen maßgeblich verursacht wird

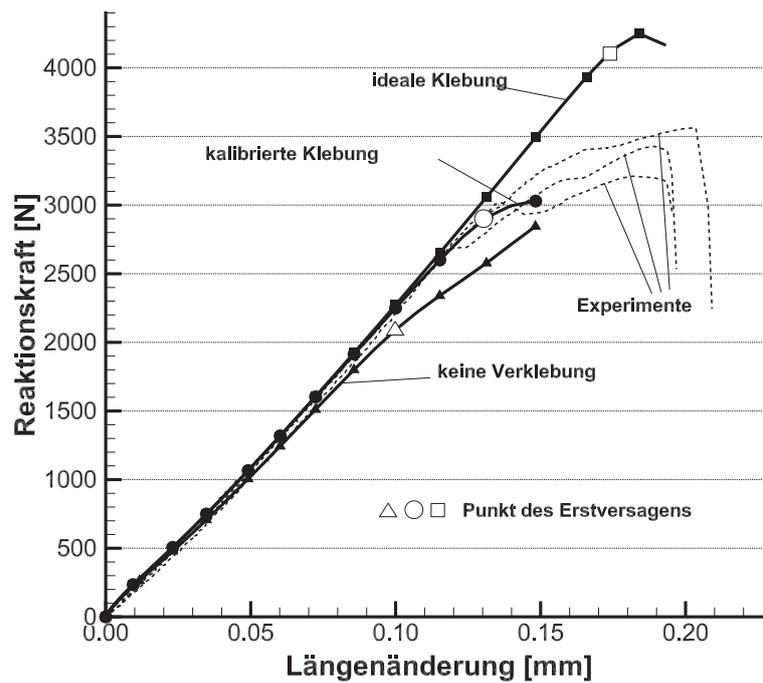


Abb. 4.23.: Auswirkung von unterschiedlichen Verklebungen auf das initiale Versagen der Verbindung

Die Annahme, dass zwischen diesen beiden Komponenten keinerlei stoffschlüssige Verbindung besteht, führte zu einem frühzeitigen Versagen der Randbereiche bei einer Belastung von etwa  $F = 2200 \text{ N}$ . Gegenteilig bewirkte eine vollständige Verklebung eine deutliche Überschätzung des initialen Versagens bei etwa  $F = 4200 \text{ N}$  gegenüber den experimentellen Resultaten, bei welchen ein initiales Versagen bei einer Belastung von durchschnittlich  $F = 3000 \text{ N}$  festzustellen war. Der Kalibrierungsprozess unter diesem Gesichtspunkt führte zu einer Abschwächung der ursprünglich idealen Annahme der Verklebung um 50 Prozent der essentiellen Energiefreisetzungsrate. Die resultierenden Kennwerte des Cohesive-Zone-Modells sind in Tabelle 4.11 zusammengefasst.

Steifigkeit in Normalenrichtung $K_n$	[kN/mm <sup>3</sup> ]	259
Steifigkeit in Scherebene $K_s, K_t$	[kN/mm <sup>3</sup> ]	130
Festigkeit in Normalenrichtung $t_n^0$	[MPa]	20
Festigkeit in Scherebene $t_s^0, t_t^0$	[MPa]	40
Energiefreisetzungsrate bei Normalbelastung $G_{Ic}$	[N/mm]	0,4
Energiefreisetzungsrate bei Scherbelastung $G_{IIc}, G_{IIIc}$	[N/mm]	1,2

**Tab. 4.11.:** Parameter der Cohesive-Zone der Verklebung von CFK mittels Cytec FM®300K abgeschwächt

Zusätzlich wurde bei den Simulationen die Randbereiche betreffend eine maximale Elementdegradierung von 99 % eingefügt, sodass das Element bei Erreichen einer Degradierungsvariable von  $SDEG = 0.99$  aus der Berechnung entfernt wird, sodass die ansonsten auftretenden numerischen Instabilitäten reduziert werden. Des Weiteren wurde dadurch der im Vergleich zu den innen liegenden Harzbereichen reduzierten Qualität Rechnung getragen.

Eine zusätzliche Validierung des Einflusses dieser Implementierung wurde durch das Verhalten des Risswachstums bei den ASTM-Norm-gerechten SLS-Probekörpern ermöglicht, welches durch die Position der entsprechenden Bereiche in der Mitte der Überlappungsfläche beeinflusst wird. Eine entsprechende Gegenüberstellung zwischen experimentellen und numerischen Ergebnissen findet sich in Kapitel 5.4.

## 4.7. Analyse der Einflüsse des Herstellprozesses auf die strukturmechanischen Eigenschaften der 3D-verstärkten Verbindung

### 4.7.1. Eigenspannungen aus dem Biegeprozess der Verstärkungselemente

In diesem Abschnitt wird mit Hilfe der detaillierten FE-Implementierung der Einfluss des Fertigungsprozesses der metallischen Verstärkungselemente auf die struk-

turmechanischen Eigenschaften näher betrachtet. Vornehmlich wird auf zwei durch den Umformprozess generierte Charakteristika der Verstärkungsstruktur eingegangen:

- komplexe geometrische Verformung der Verstärkungspins im Bereich des Biegeradius
- Eigenspannungen in Form von plastischen Dehnungen im Bereich des Radius.

Zur Realisierung dieser Analyse wurde eine Kopplung zwischen einer Umformsimulation des metallischen Verstärkungselements und der quasistatischen FE-Analyse einer verstärkten SLS-Geometrie mit reduzierten Abmessungen (vgl. Kapitel 3) implementiert, vgl. Abb. 4.24.



**Abb. 4.24.:** Schematische Darstellung der gekoppelten Simulationen zur Analyse der Auswirkungen der Eigenspannungen im Metall

Bei dieser Vorgehensweise bildet das Resultat, bzw. die generierte Dehnungs- und Spannungsverteilung im Anschluss an den Umformprozess den Input für die anschließende Strukturanalyse.

### Simulation des Biegeprozesses

Bei der Modellierung der Umformsimulation wurde auf den in Abb. 4.25 schematisch dargestellten Aufbau zurückgegriffen.

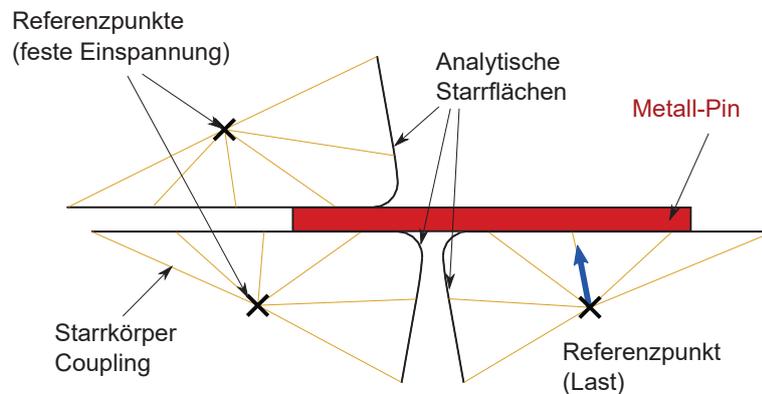


Abb. 4.25.: Aufbau der Biegesimulation zur Umformung eines Verstärkungspins

In diesem stellen sowohl die Lagerung als auch der Biegestempel diskret modellierte Starrkörper in *ABAQUS* dar. Die entsprechenden Flächen wurden mittels Constraints an die jeweiligen Referenzpunkte geknüpft, auf welche die Randbedingungen aufgebracht wurden. Diesbezüglich erfolgte eine vollständige Sperrung von allen Freiheitsgraden an zwei der Starrkörper, während bei dem Stempel die Last durch eine vorgegebene Verschiebung aufgebracht wurde. Die Verbindung zu der zu verformenden Metallstruktur wurde durch eine Small-Sliding-Formulierung definiert, wobei die Starrkörper als Master- und die Verstärkungsbleche als Slave-Fläche fungierten. Um die hohen auftretenden Nichtlinearitäten aufgrund der plastischen Verformung und Kontakte numerisch abbilden zu können, wurde der explizite Lösungsalgorithmus von *ABAQUS* verwendet.

Wie in Abb. 4.25 schematisch dargestellt, erfolgte die Biegung des Verstärkungspins um einen Winkel von  $\theta > 90^\circ$ . Dies resultiert aus der Tatsache, dass sich die durch das Umformen in den Pin eingebrachte Energie aus den folgenden Komponenten zusammensetzt:

- plastische Verformungsenergie
- elastische Energie.

Der erstgenannte Energieanteil verbleibt auch nach der Verformung in dem metallischen Bauteil und ist somit für den Biegewinkel von  $\theta = 90^\circ$  verantwortlich. Der elastische Anteil an der Gesamtenergie stellt einen reversiblen Bestandteil dar. Aus diesem Grund muss dieser zusätzlich in Form eines Biegewinkels von  $\theta > 90^\circ$  eingebracht werden. Das schematische Vorgehen ist in Abb. 4.26 skizziert.

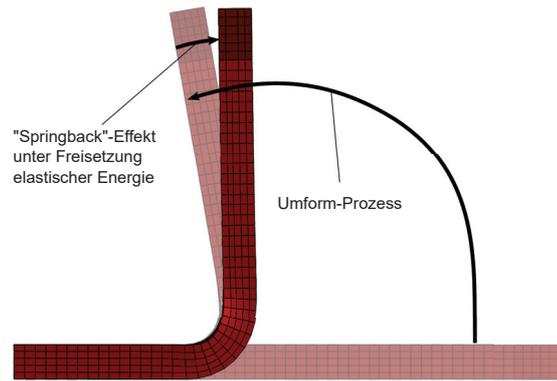


Abb. 4.26.: Schematische Darstellung des Spring-Back-Effekts, welcher durch den elastischen Energieeintrag verursacht wird

Im Rahmen dieser Arbeit konnte der notwendige Biegewinkel zu  $\theta = 98^\circ$  bestimmt werden. Die verformte metallische Geometrie eines Stahlpins mit einer Blechdicke von  $t = 0,2 \text{ mm}$  inklusive des resultierenden Spannungszustands ist in Abb. 4.27 dargestellt.

Wie erwartet, treten die höchsten eingebrachten Spannungen im Bereich der Biegung auf. Es wird allerdings auch deutlich, dass die im Pin vorliegenden Spannungen unterhalb der Festigkeit des Materials liegen, vgl. Abschnitt 4.2. Des Weiteren ist ansatzweise die komplexe Formgebung im Biegeradius zu erkennen, bestehend aus einer Stauchung auf der Innenseite, was mit einer Zunahme in der Breite des Pins einherging. Auf der Außenseite der Biegung ist eine deutliche Dehnung des metallischen Materials auszumachen.

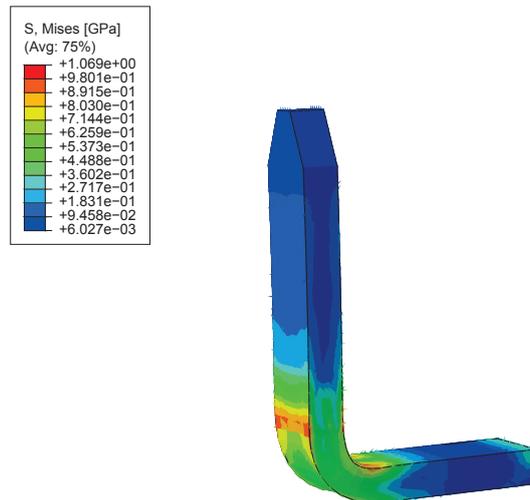
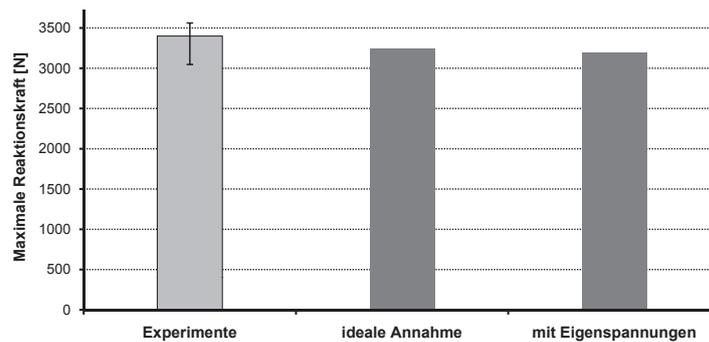


Abb. 4.27.: Eigenspannungszustand als Resultat des Umformprozesses des Verstärkungselements

Die oben dargestellte Geometrie bildete die Basis für die Analyse des Einflusses der aus dem Biegeprozess eingebrachten Eigenspannungen auf die Eigenschaften der Verstärkung in einer Faserverbund-Fügung. Hierzu wurde die verformte Geometrie des einzelnen Pins als eigenständiges Part in *ABAQUS* importiert. Diese Geometrie wurde in 16-facher Ausführung an das ebene Trägerblech mittels Tie-Constraints angebunden und durch Predefined-Fields mit dem Spannungszustand aus der vorangegangenen Umformsimulation versehen, sodass ein komplettes Verstärkungselement entstand.



**Abb. 4.28.:** Vergleich der maximal ertragbaren Reaktionskraft einer verstärkten SLS-Probe mit und ohne Vorspannungen aus dem Umformprozess

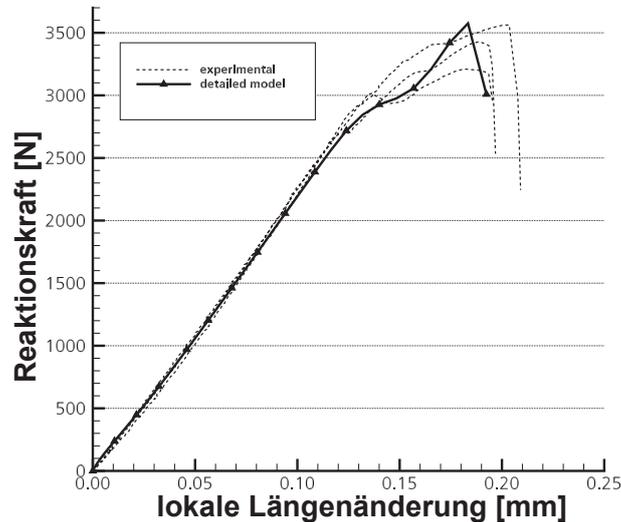
Mit diesem wurde eine verstärkte SLS-Probe der Geometrie mit reduzierten Abmessungen (Abb. 3.9) umgesetzt. Um die Kontaktformulierung zwischen dem Faserverbund und dem Verstärkungselement sicherzustellen, wurde mittels der Funktion des automatischen Anpassens der Slave-Fläche (automatically remove overclosure) die Geometrie der Faserverbundkomponente an die Formgebung des Verstärkungselements angepasst. In diesen Kontakt wurden anschließend die in Abschnitt 4.5 definierten Cohesive-Eigenschaften eingebracht.

Abb. 4.28 enthält die Gegenüberstellung der Resultate der FE-Analyse der SLS-Proben mit den Charakteristika aus dem Fertigungsprozess und einer idealisierten Annahme mit Standard-Geometrie und ohne Eigenspannungen. Die Berücksichtigung dieser Daten bewirkt eine Abschwächung der ertragbaren Last um etwa 2% und der maximalen Längenänderung um 1%. Diese Werte liegen innerhalb der normalerweise durch die numerischen Methoden erzielbaren Genauigkeit, sodass im weiteren Vorgehen der Einfluss aus der Umformung keine weitere Berücksichtigung findet.

#### 4.7.2. Analyse des Versagensmechanismus einer verstärkten SLS-Probe

Die in den vorangegangenen Abschnitten beschriebene Implementierungsmethode der 3D-Verstärkungen wurde verwendet, um das strukturmechanische Verhal-

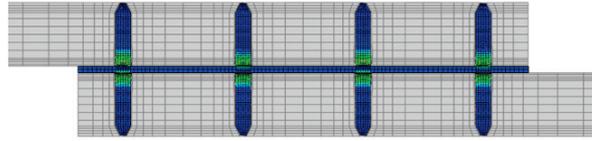
ten einer verstärkten SLS-Probe mit der in Abb. 3.9 dargestellten Geometrie zu analysieren und die Resultate mit experimentell ermittelten Kraft-Weg-Kurven zu vergleichen. Der Vergleich der Kraft-Längenänderungskurven aus Experiment und Simulation ist in Abb. 4.29 dargestellt. Die Längenänderung wurde hierin in einem Bereich von 80 mm um die Überlappungsfläche gemessen.



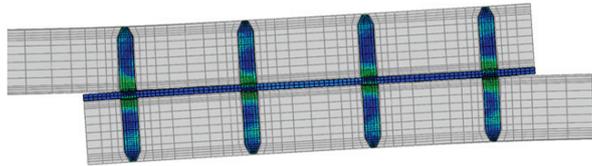
**Abb. 4.29.:** Vergleich der numerisch generierten und experimentell ermittelten Kraft-Weg-Verläufe am Beispiel eines einfachen Überlappstoßes

Während des Aufbringens der Belastung wird zuerst ein linear-elastischer Bereich bis zu einer Reaktionskraft von  $f = 2700\text{ N}$  generiert, bis eine erste Schädigung der Verbindung zu verzeichnen ist. Der Punkt des Erstversagens konnte durch die angewandten Implementierungsmethoden genauso wie die initiale Steifigkeit der Verbindung abgebildet werden. Anschließend erfolgte ein weiterer Anstieg der gemessenen Reaktionskraft bis zu einem Wert von  $f = 3550\text{ N}$  in der FE-Modellierung, wobei der experimentell ermittelte Wert von  $f = 3250\text{ N}$  bis  $f = 3550\text{ N}$  erreicht wurde.

Ebenso lag die verknüpfte Längenänderung vor dem finalen Versagen der Verbindung, welche durch die Simulation definiert wurde, im Bereich der experimentell ermittelten. Die Entwicklung der Spannungsverteilungen in den Verstärkungselementen ist in den Abb. 4.30 und 4.31 dargestellt. Wie hierin ersichtlich, ist bereits zu Beginn der numerischen Untersuchung der durch die Umformsimulation ermittelte initiale Eigenspannungszustand in den Elementen inkludiert. Bei zunehmender Belastung wird in Abb. 4.30 (b) sichtbar, dass die außen liegenden Verstärkungselemente stärker belastet werden als die innen liegenden.

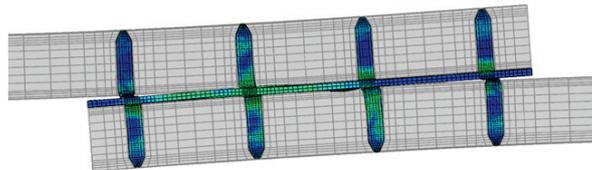


(a) zu Beginn der Simulation

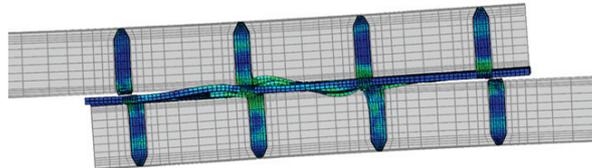


(b) bei anfänglicher Belastung

**Abb. 4.30.:** Spannungsverteilungen bei wachsender Belastung eines einfachen Überlappstoßes



(a) nach Beginn der Schädigung



(b) nach totalem Versagen

**Abb. 4.31.:** Spannungsverteilungen bei wachsender Belastung eines einfachen Überlappstoßes

In Abb. 4.31 zeigt sich, dass die erste Schädigung, die in der Verbindung hervorgerufen wird, durch das Versagen der Klebung in den Randbereichen geprägt wird. Dies geht auch durch die Kraft-Weg-Verläufe in Abb. 4.29 hervor, in welchen bei dem entsprechenden Lastniveau das erste nicht-lineare Verhalten zu sehen ist. Des Weiteren wird deutlich, dass die Schädigung von beiden Seiten her beginnt, jedoch nicht symmetrisch auftritt, was mit den unterschiedlichen Grenzflächen zwischen CFK und dem Metall auf den beiden Seiten des Verstärkungsblechs zu erklären ist.

In Abb. 4.31 zeigte sich das Versagen des Abscheren der äußeren Pins, während die Grenzfläche zwischen den Verstärkungspins selbst und dem umliegenden Faser-verbundmaterial weitestgehend intakt scheint. Aufgrund der versagten Pins ist ein Anstieg der Spannungen in den innen liegenden Pins zu verzeichnen.

Zusammenfassend konnte gezeigt werden, dass eine Anwendung der Implementierungsmethode Ergebnisse lieferte, welche die experimentell verfügbaren Daten widerspiegeln, sodass die FE-Modelle als Basis für die weiterführenden Analysen herangezogen werden können.

# 5. Erstellung einer FE-Implementierung auf Makro-Ebene

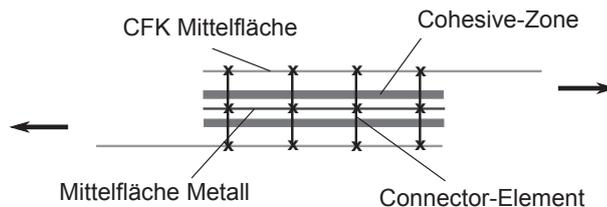
## 5.1. Allgemeine Methodik zur Abstraktion der 3D-verstärkten Fügung

Die im vorangegangenen Kapitel beschriebene Vorgehensweise der detaillierten numerischen Betrachtung der Verstärkungsmethode, bei welcher jedes Verstärkungselement inklusive der angrenzenden Cohesive-Zones modelliert wurde, erwies sich als nur sinnvoll bei verhältnismäßig kleinen Probengeometrien mit einer geringen Anzahl an Verstärkungselementen. Die Ursache hierfür war v.a. in den folgenden Gründen zu sehen:

- Hoher Modellierungsaufwand bei der Modellerstellung
- Hohe Rechenzeiten aufgrund der großen Anzahl an Elementen und vielen Grenzflächen.

Eine Anwendung, diesen Modellierungsansatz auf normgerechte Probengeometrien und -komponenten zu übertragen, war mit den derzeit verfügbaren Ressourcen nicht umsetzbar. Somit war es notwendig, eine vereinfachte, abstrahierte Modellierungsmethode für normgerechte Probengeometrien sowie Bauteilen zu entwickeln, bei welchen die Verbindungsfläche mit einer höheren Anzahl an 3D-Elementen verstärkt wurde. Es musste allerdings bei der notwendigen Abstraktion zudem die Forderung erfüllt werden, die charakteristischen strukturmechanischen Eigenschaften der Verbindungstechnik so genau wie möglich wiederzugeben. Im Folgenden wurde mit der angewandten Abstraktionsmethode ein Kompromiss zwischen diesen beiden Anforderungen erarbeitet.

Für die vereinfachte FE-Implementierung der im Rahmen dieser Arbeit beschriebene Verstärkungsmethode erfolgte die Abstraktion durch Verwendung von mehreren Methoden, welche innerhalb von *ABAQUS* zur Verfügung gestellt wurden, wobei sich dies über die Komponenten des Faserverbundwerkstoffes über die metallischen ebenen Strukturen bis zu der Abbildung der Verstärkungselemente selbst erstreckte. Eine schematische Übersicht der angewandten Methodik ist Abb. 5.1 zu entnehmen.



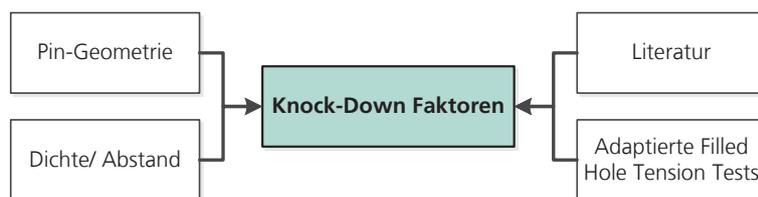
**Abb. 5.1.:** Schematische Darstellung der Abstrahierungsmethoden zur vereinfachten Darstellung einer 3D-verstärkten Probe

Die numerische Implementierung der ebenen Metallfolien sowie der Epoxid-gefüllten Bereiche wurde auf die Verwendung von zweidimensionalen Shell-Elementen des Typs  $S4$  überführt. Die Definition der entsprechenden Dicke wurde einhergehend mit der Materialzuweisung über die Shell-Section-Formulierung in *ABAQUS* realisiert. Derselbe Elementtyp kam auch zur Modellierung der Faserverbundkomponenten zur Anwendung. Hierbei wurde allerdings ein geschichteter Lagenaufbau zugewiesen, welcher in der Lage ist, die einzelnen CFK-Prepreglagen mit den jeweiligen Orientierungen abzubilden. Im Vergleich zum vollständigen dreidimensionalen Modellierungsansatz wurde bei dieser Implementierung der Bereich, welcher durch die Verstärkungselemente verdrängt, bzw. beeinflusst wird, nicht berücksichtigt. Um diesen Einfluss auch bei der abstrahierten Modellierung zu berücksichtigen, wurde eine Abschwächung der ursprünglichen Kennwerte realisiert. Die oben beschriebenen numerischen Formulierungen erfolgten an der mittleren Schnittfläche der jeweiligen Komponente, um die am besten geeignete Biegesteifigkeit der Struktur abbilden zu können. Die Verbindungen dieser einzelnen Komponenten erfolgte durch Cohesive-Elemente desselben Typs wie in der vollständigen dreidimensionalen Modellierung.

Die signifikanteste Reduktion des Detaillierungsgrades wurde in der numerischen Implementierung der Verstärkungselemente selbst gesehen. Hierdurch wurde nicht nur eine Reduktion der Anzahl der finiten Elemente selbst, sondern auch der damit einhergehenden Kontaktformulierungen erreicht. Die durch die Verstärkungselemente eingebrachten Verbindungseigenschaften wurden durch sog. Connector-Elemente des Typs CONN3D2 implementiert, welche eine strukturmechanische Verbindung zwischen jeweils zwei Knoten darstellen. Im Folgenden wird detailliert auf die Charakteristika der angewandten Methoden hinsichtlich der Verstärkungsmethode eingegangen.

## 5.2. Implementierung der Faserverbundstruktur und Berücksichtigung der durch die Verstärkung veränderten Materialeigenschaften

Bei der abstrahierten Modellierung der 3D-verstärkten Fügung wurden die vollständig dreidimensionalen Faserverbundkomponenten durch ebene Bauteile mit zugewiesener Dicke ersetzt. Durch diese Modellierungsart wurde dem CFK-Fügepartner im Gegensatz zur 3D-Implementierung ein ungestörtes Materialverhalten zugewiesen. Um das vorliegende Material, welches durch die Einbringung von Elementen in z-Richtung Ondulationen in der Laminebene aufweist und somit geschwächt wird, annähernd abzubilden, kamen globale Abschwächungsfaktoren zum Einsatz.



**Abb. 5.2.:** Einflüsse auf die Schwächung des Faserverbundmaterials und die herangezogenen Quellen für deren Beurteilung

Diese zeigten eine Abhängigkeit sowohl von der geometrischen Ausprägung der einzelnen Verstärkungselemente, als auch der jeweiligen Abstände dieser zueinander. Zur Definition der Knock-Down-Faktoren wurde auf zwei Quellen zurückgegriffen, vgl. Abb. 5.2. Zum Einen wurde auf Literaturangaben, welche hinsichtlich anderer Verstärkungsmethoden zu finden waren, zurückgegriffen, andererseits wurden zusätzlich modifizierte Filled-Hole-Tension-Versuche durchgeführt, wodurch eine Abschätzung der Einflüsse konkret dieser Verstärkungsmethode ermöglicht wurde. Im Folgenden werden die Resultate beider Herangehensweisen erläutert und ein Abgleich durchgeführt.

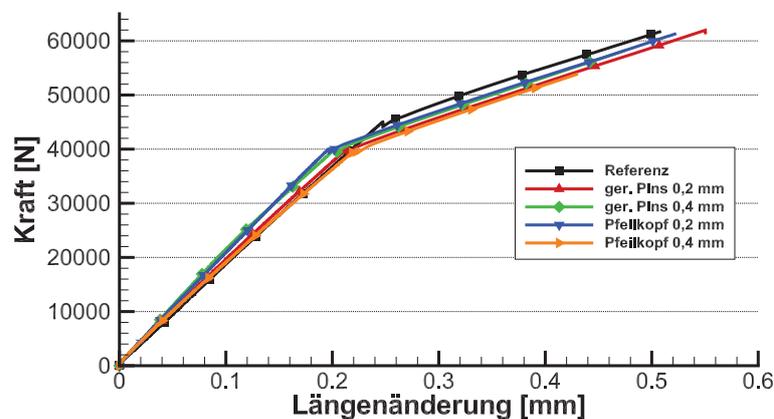
Für die letztgenannten Versuche kam die Geometrie aus Abb. 3.1 aus Kapitel 3 zum Einsatz. Die Ergebnisse erlaubten eine Beurteilung sowohl der Beeinflussung der Steifigkeit, als auch der Festigkeit durch die Implementierung der metallischen Verstärkungselemente. Experimentell wurden verschiedene Konfigurationen diesbezüglich analysiert, vgl. Tabelle 5.1, wobei auch der Einfluss der Kopfgeometrie nähere Betrachtung fand.

Hierbei kam jeweils eine Konfiguration von 7x7 Pins zur Anwendung, wobei nur die Hälfte der Pins in das Laminat gedrückt wurde. Hierdurch wurde das auch bei SLS-Proben angewandte Konzept aufgegriffen, bei welchen die verbleibenden Pins der Verstärkung des anderen Fügepartners dienen. Die resultierenden mittleren Kraft-Weg-Kurven sind in Abb. 5.3 enthalten.

	Kopfgeometrie	Blech-/ Pindicke $t$
Variante 1	gerade Pins	0,2 mm
Variante 2	gerade Pins	0,4 mm
Variante 3	Pfeilkopf-Pins	0,2 mm
Variante 4	Pfeilkopf-Pins	0,4 mm

**Tab. 5.1.:** Experimentell analysierte Konfigurationen der Filled-Hole-Tension-Versuche

Bezüglich Steifigkeit liegen offensichtlich Defizite der angewandten Probengeometrie vor, da teilweise durch die verstärkten Proben höhere Steifigkeiten im Vergleich zur Referenzprobe bis zu Beginn des nichtlinearen Bereiches gemessen werden konnten. Eine mögliche Ursache ist evtl. in dem in die Fügefläche eingebrachten metallischen Blech zu sehen, wodurch eine zusätzliche Steifigkeit in die Struktur eingebracht wurde, welche offensichtlich eine potentielle Schwächung der Laminatstruktur kompensierte.

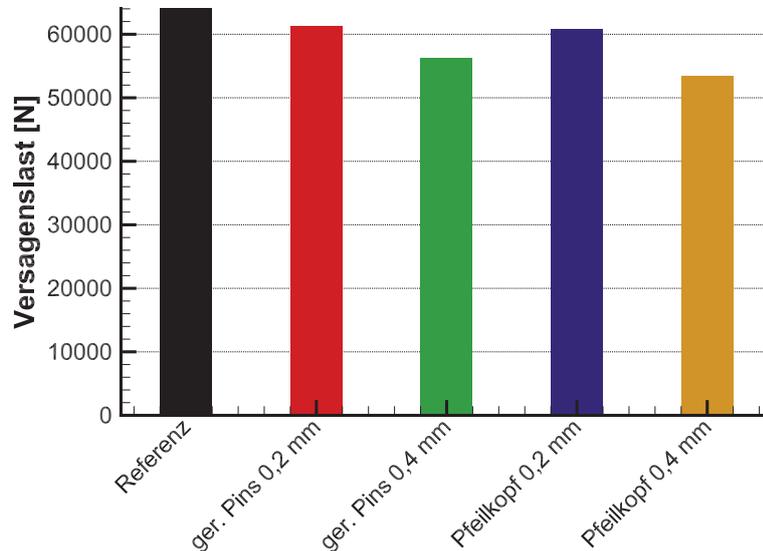


**Abb. 5.3.:** Kraft-Weg-Kurven der experimentellen Filled-Hole-Tension-Versuche

Aus diesem Grund wird bzgl. der Bewertung des Einflusses auf die Steifigkeit des reinen Laminats vornehmlich auf die Ergebnisse aus Verstärkungsmethoden mit vergleichbaren geometrischen Eigenschaften zurückgegriffen, welche im weiteren Verlauf diskutiert werden. Die grafische Veranschaulichung der zugehörigen Festigkeiten, welche durch die FHT-Versuche ermittelt wurden, ist in Abb. 5.4 enthalten.

Es wird deutlich, dass durch die Verstärkung die Festigkeit des Laminats beeinflusst wird. Die geringsten Abschwächungen der Festigkeit werden durch Pins der Dicke  $t = 0,2 \text{ mm}$  generiert, was in einer Reduktion von 4 % deutlich wird. Hier konnte auch kein wesentlicher Einfluss der Kopfgeometrie festgestellt werden. Deutlich ausgeprägter zeigte sich die Abschwächung von etwa 7 %, welche durch gerade Pins mit einer Dicke von  $t = 0,4 \text{ mm}$  erreicht wurde. Die Verstärkungselemente mit einer Pfeilkopfgeometrie und einer Dicke von  $t = 0,4 \text{ mm}$  zeigten mit

einer Reduktion der Festigkeit von knapp 12 % einen noch signifikanteren Einfluss auf die Laminatqualität. Außerdem wurde bei dieser Betrachtung deutlich, dass die Kopfgeometrie mit zunehmender Dicke einen ausgeprägteren Einfluss auf die Laminatfestigkeit ausübt.

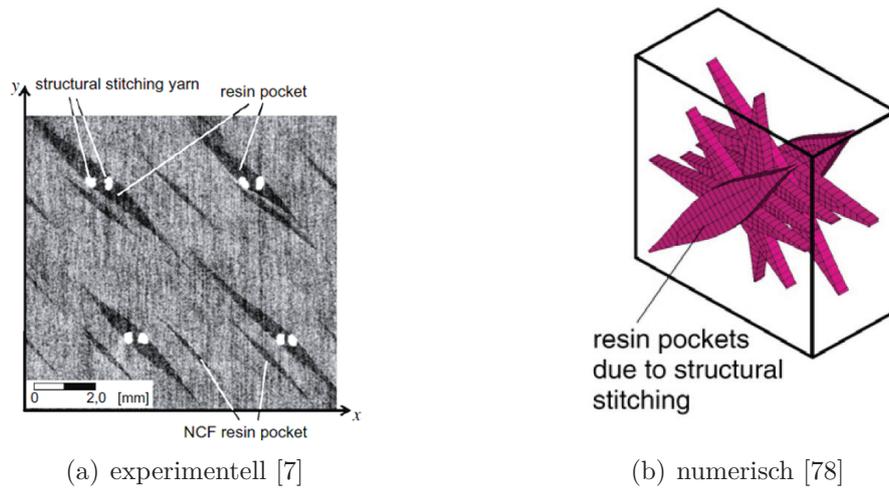


**Abb. 5.4.:** Aus Filled-Hole-Tension-Versuchen ermittelte Festigkeiten von 3D-verstärkten Laminaten

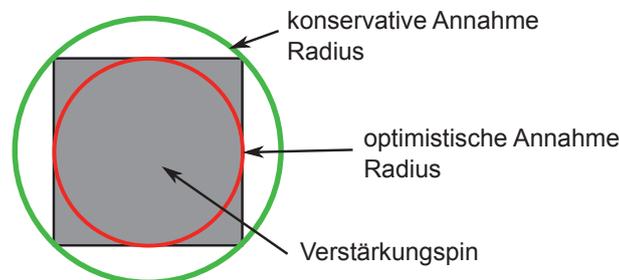
Wie bei der Analyse der Experimente deutlich wurde, konnten bzgl. der Steifigkeiten keine gesicherten Erkenntnisse erzielt werden. Aus diesem Grund wurden zur weiteren Beurteilung zusätzlich Resultate aus der Literatur herangezogen, bei welchen diese Thematik anhand vergleichbarer Verstärkungsmethoden analysiert wurde. Eine detaillierte Untersuchung wurde anhand der Stitching-Methode durchgeführt, vgl. Kapitel 2.2.1. Hierzu finden sich sowohl numerische, als auch experimentelle Abschätzungen hinsichtlich der Auswirkungen einer 3D-Verstärkung auf die mechanischen Eigenschaften des Faserverbund-Laminats, vgl. Abb. 5.5.

Die geometrischen Eigenschaften der Störelemente, welche in das Laminat eingebracht werden, befinden sich des Weiteren auf einem vergleichbaren Niveau wie bei der metallischen 3D-Verstärkung. Eine Abschätzung diesbezüglich ist in Abb. 5.6 grafisch dargestellt. Im Gegensatz zum Stitching wird durch die in dieser Arbeit betrachtete Verstärkungsmethode in das Laminat ein quadratischer Störkörper eingebracht.

Diesbezüglich können zwei konträre Vergleichsgrößen generiert werden. Wenn die Verdrängung der Fasern, bzw. die Generierung der Harznester vornehmlich durch die Diagonale beeinflusst wird, kommt der konservative Ansatz zum Tragen. Wird allerdings davon ausgegangen, dass die Dicke der Elemente den wesentlichen Einfluss darstellt, resultiert ein deutlich geringerer Radius eines runden Verstärkungselements.



**Abb. 5.5.:** Analyse der Abschwächung von Faserverbundmaterialien durch die Implementierung von 3D-Verstärkungen



**Abb. 5.6.:** Verhältnis der durch die verschiedenen Verstärkungsmethoden eingebrachten Störeffekte auf die Laminatqualität

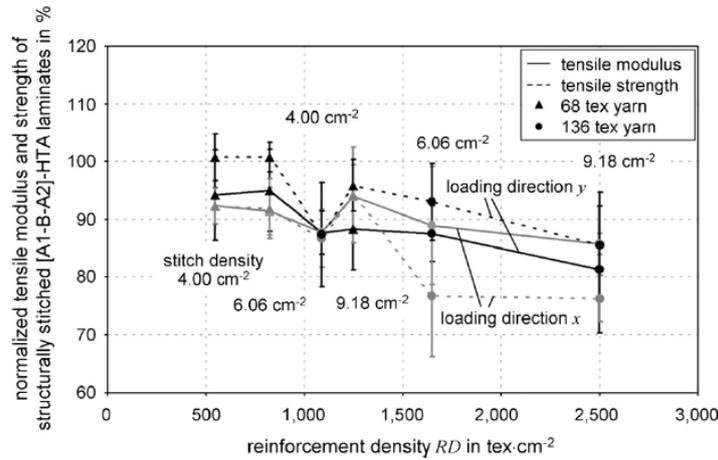
In den Analysen von Hess [7] und [78] kommen Verstärkungselemente mit einer flächigen Dichte von 68, bzw. 136 tex zum Einsatz. Unter Einbeziehung der Dichte der betrachteten HTA-Faser von  $\rho = 1,77 \text{ g/cm}^3$  ergibt sich mit Gleichung 5.1 ein Radius von  $r = 0,11 \text{ mm}$ , bzw.  $r = 0,16 \text{ mm}$  für die betrachteten Konfigurationen.

$$r = \sqrt{\frac{1}{\pi \cdot \rho} \cdot \frac{m}{l}} \quad (5.1)$$

Es ist folgernd davon auszugehen, dass die in diesen Quellen enthaltenen Ergebnisse auch die Einflüsse resultierend aus der metallischen Verstärkungsmethode widerspiegeln. Allerdings decken die Ergebnisse v. a. hinsichtlich Verstärkungselemente eines höheren Querschnitts einen optimistischen Ansatz ab. Ergebnisse der Abschwächung der Steifig- aber auch Festigkeit durch die Stitching-Methode sind in Abb. 5.7 zusammengefasst.

Der Fokus der Betrachtung wurde diesbezüglich auf die Steifigkeiten gelegt. Hier wird ersichtlich, dass eine maximale Reduktion der Eigenschaften auf  $>80\%$  der

Ausgangswerte in Belastungsrichtung erreicht werden kann. Die Resultate (auch in Bezug auf die Festigkeiten) korrelieren mit den experimentell ermittelten für die in dieser Arbeit betrachtete Verstärkungsmethode.



**Abb. 5.7.:** Resultate der experimentellen Analyse der Abschwächung der Lamineigenschaften durch die Abschwächung [7]

Für die weitere Vorgehensweise wurden die Ergebnisse aus beiden Quellen aufgegriffen, sodass sich an ausgewählten Stützpunkten des betrachteten Versuchsraums die in Tabelle 5.2 inkludierten Abschwächungsfaktoren  $\alpha$  ergaben. Innerhalb des Versuchsraums wurde der Knock-Down-Faktor  $\alpha$  zwischen den Stützstellen interpoliert.

$t$ [mm]	$\Delta x$ [mm]	$\Delta y$ [mm]	$\alpha$ [mm]
0,2	10,0	14,8	0,96
0,2	8,0	14,8	0,95
0,2	8,0	11,0	0,94
0,2	4,0	5,5	0,89
0,4	10,0	14,8	0,93
0,4	8,0	14,8	0,92
0,4	8,0	11,0	0,91
0,4	4,0	5,5	0,86

**Tab. 5.2.:** Abschwächungsfaktoren des Laminats aufgrund der Verstärkung an ausgewählten Punkten des Versuchsraums

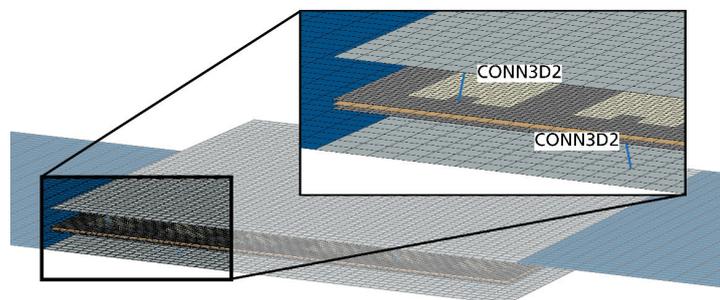
Als Fazit dieser Betrachtung konnte festgestellt werden, dass sowohl die Dichte, als auch die (Querschnitts)geometrie der Verstärkungselemente einen wesentlichen Einfluss auf die strukturmechanischen Eigenschaften des Laminats besitzen. Allerdings hat sich auch gezeigt, dass dieser bei weitem nicht die Größenordnung erreicht,

in welcher sich derjenige resultierend aus derzeitig verwendeten Füge-techniken, z.B. Niete oder Bolzen  $\alpha \approx 50\%$  [20], befinden, sodass eine deutliche Verbesserung diesbezüglich durch das hybride Fügekonzept erreicht wird.

## 5.3. Ersatzmodellierung der 3D-Verstärkungen durch Connector-Elemente

### 5.3.1. Das Connector-Element CONN3D2 und Validierung der Implementierung

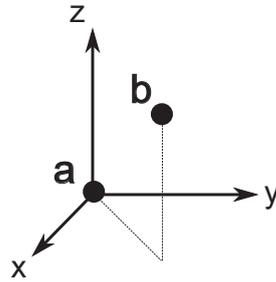
Die wichtigste Vereinfachung innerhalb der Implementierung auf Makro-Ebene wurde durch die Abstraktion der jeweiligen Verstärkungselemente an sich umgesetzt. In Form eines Multi-Skalen-Ansatzes erfolgte die Modellierung der Verstärkungselemente und ihrer Strukturmechanik in Bezug auf die Verbindung der jeweiligen CFK-, bzw. Metallkomponenten durch Connector-Elemente des *ABAQUS*-Typs CONN3D2. Diese stellen eine einfache Verbindung zwischen zwei Knoten jeweils einer CFK-Struktur und der Metallfolie dar. Diese zwei Knoten wurden zum einen an den Massenschwerpunkt des Pins im Faserverbund-Laminat, und zum anderen an den Angriffspunkt des Pins an das metallische Substrat gesetzt. Eine grafische Interpretation ist in Abb. 5.8 enthalten.



**Abb. 5.8.:** Positionierung der Connector-Elemente in der vereinfachten Modellierung

Der in dieser Methode verwendete Elementtyp stellt eine Verbindung zwischen zwei Knoten dar, welcher strukturmechanische Eigenschaften zugewiesen werden können, vgl. Abb. 5.9. Innerhalb von *ABAQUS* wurde diesen Elementen ein strukturmechanisches Verhalten zugeordnet, welches auf drei translatorischen sowie drei rotatorischen Freiheitsgraden beruht. Hierbei wurde die Annahme getroffen, dass die Elemente die relative Verschiebung zwischen der Faserverbund- und der metallischen Komponente abbilden sollten. Aus diesem Grund wurden die letztgenannten

als steif definiert, um relative Rotationen der zu verbindenden Komponenten zueinander wie analog der detaillierten Modellierung zu unterbinden.



**Abb. 5.9.:** Schematische Darstellung der durch die CONN3D2-Elemente aus *ABAQUS* generierten Verbindung

Die translatorischen Freiheitsgrade spiegeln die relativen Verschiebungen der jeweiligen Komponenten wider. Dieses Verhalten wurde mit entsprechenden Single-Pin-Simulationen ermittelt, vgl. Abb. 5.10.



(a) Vollständige Modellierung eines einzelnen Pins

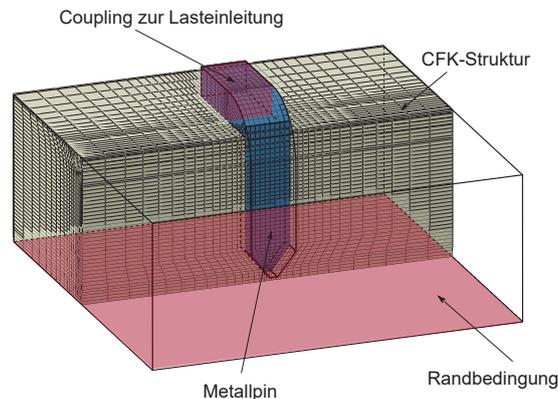
(b) Abstrahierte Modellierung eines Verstärkungselements

**Abb. 5.10.:** Schematische Darstellung der Connector-Elemente mit entsprechenden Freiheitsgraden

Hierzu wurden Teile aus der detaillierten Modellierung verwendet, wobei die Randbedingungen in solch einem Abstand zum Verstärkungselement definiert wurden, sodass der hieraus resultierende Einfluss als minimal eingestuft und somit vernachlässigt werden konnte. Die Randbedingungen wurden hierzu an der Faserbundkomponente komplett in z-Richtung und entsprechend der Belastungsrichtung mittig in x- und y-Richtung (Belastung in z-Richtung des Pins) und mittig in y-Richtung und am Rand in x-Richtung (Belastung durch Scherung des Pins) blockiert, vgl. Abb. 5.11.

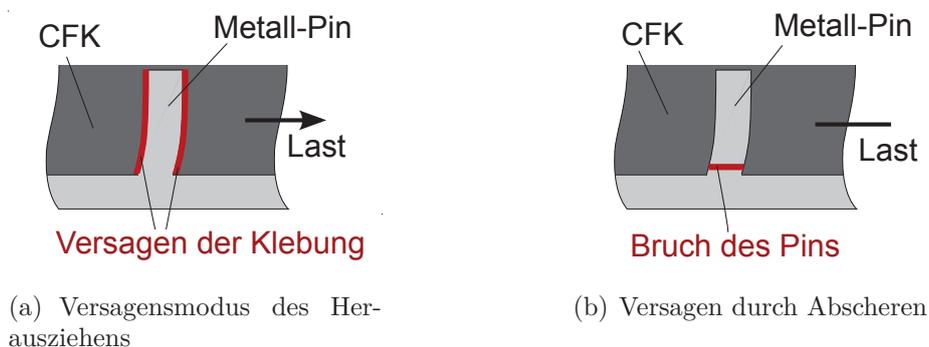
Pinseitig wurde die Last in Form einer definierten Verschiebung in die Wurzel eingebracht, welche mittels eines Couplings an einen Referenzpunkt gebunden wurde. Die daraus generierten Kraft-Weg-Kurven bildeten den Input für die Kalibrierung der Connector-Elemente je nach Belastungsrichtung, welche durch lokale Koordinatensysteme definiert wurde. Die Vorgabe des strukturmechanischen Verhaltens

erfolgte durch einen elastischen Bereich, eine plastische Verformung sowie ein Versagen mit anschließender Degradierung. Der letztgenannte Bereich wurde direkt an eine Versagensvariable gekoppelt, sodass eine Aussage hinsichtlich des Versagensmechanismus des einzelnen Verstärkungselements ermöglicht wurde. Im Allgemeinen wurden zwei grundlegende Versagensmechanismen und Mischungen dieser beiden bei den Verstärkungselementen erwartet, vgl. Abb. 5.12.



**Abb. 5.11.:** FE-Modell einer Single-Pin-Simulation mit Kennzeichnung der Bereiche zur Lasteinleitung und Randbedingung

In Abb. 5.12 a) ist ein Versagen der stoffschlüssigen Verbindung zwischen Faserverbund und Metall für das Versagen verantwortlich. Im gegenteiligen Fall, dargestellt in Abb. 5.12 b), bleibt dagegen die stoffschlüssige Verbindung bis zum Versagen größtenteils intakt, sodass ein Abscheren des Pins durch Überschreiten der Festigkeitsgrenze des metallischen Materials ausgelöst wird, was zum finalen Versagen der Verbindung führt.



**Abb. 5.12.:** Wesentliche Versagensformen eines Verstärkungselements

Welcher der beiden Versagensmodi vornehmlich auftritt, wird durch das Verhältnis der beiden Festigkeiten der Klebung  $F_{Haftung}$  und des Verstärkungselements  $F_{Pin}$  selbst bestimmt:

- Herausziehen des Pins, wenn  $\frac{F_{Haftung}}{F_{Pin}} < 1$
- Abscheren des Pins, wenn  $\frac{F_{Haftung}}{F_{Pin}} > 1$ .

Hinsichtlich der Auslegung von Faserverbundstrukturen ist zumeist ein plastisches Versagen der Verstärkungselemente zu bevorzugen, vgl. [20], da hierdurch die Schadenstoleranz der Verbindung deutlich gesteigert und besser kontrolliert werden kann.

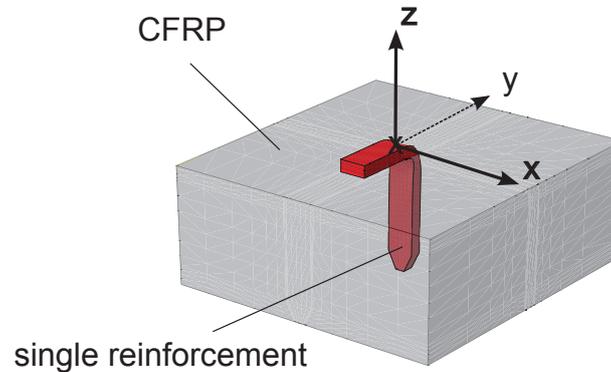
Im Rahmen dieser Arbeit wurde das strukturmechanische Verhalten der Verstärkungen hinsichtlich verschiedener Einflussfaktoren näher analysiert:

- Belastungsrichtung
- Kopfgeometrie
- Geometrie des Verstärkungselements
- Material der Verstärkungspins.

Im Folgenden werden die Einflüsse dieser Faktoren detailliert diskutiert.

### Belastungsrichtung der Verstärkungselemente

Hinsichtlich der Belastung der Pins ist grundsätzlich zwischen einer Last in der Laminebene und einer Belastung senkrecht zu dieser zu unterscheiden, vgl. Abb. 5.13. In [20] wurden die Belastungen in die x- und z-Richtung als die wesentlichen hinsichtlich der Auslegung identifiziert. Die Ergebnisse aus den numerischen Analysen sind im Folgenden zusammengefasst.



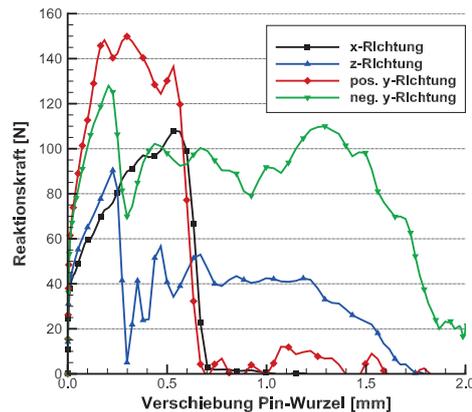
**Abb. 5.13.:** Essentielle Belastungsarten der Verstärkungselemente in Bezug auf die Faserverbundkomponente

Abb. 5.14 enthält die entsprechenden Last-Verformungs-Kurven hinsichtlich der unterschiedlichen Belastungsarten am Beispiel eines Stahlpins der Blechdicke  $t = 0,4 \text{ mm}$ . Wie hierin ersichtlich, werden durch die Belastungsrichtung signifikant unterschiedliche Verhaltensweisen der Strukturen erzielt.

Bei einer Belastung in z-, also in Normalenrichtung, erfolgt zuerst ein elastisch-plastischer Anstieg bis zu einem Lastniveau von ca.  $f = 90 \text{ N}$ . Ab diesem erfolgt ein abrupter Abfall der Reaktionskraft, was auf ein Versagen der stoffschlüssigen Verbindung zwischen dem Faserverbund und dem Metall zurückzuführen ist. Bei einer zunehmenden Verschiebung der Pin-Wurzel in z-Richtung wird eine im Vergleich zum Beginn der Belastung geringere Reaktionskraft festgestellt. Es ist davon auszugehen, dass diese größtenteils auf die Reibung des Pins und dem Faserverbundmaterial während des Herausziehens zurückzuführen ist. Ein totaler Abfall der Reaktionskraft bis zu  $f = 0 \text{ N}$  ist bei einer Verschiebung von ca. 1,8 mm festzustellen, bei welchem der Pin nahezu vollständig aus dem Laminat herausragt und kein Kontakt zwischen Faserverbundmaterial und Metall mehr vorliegt.

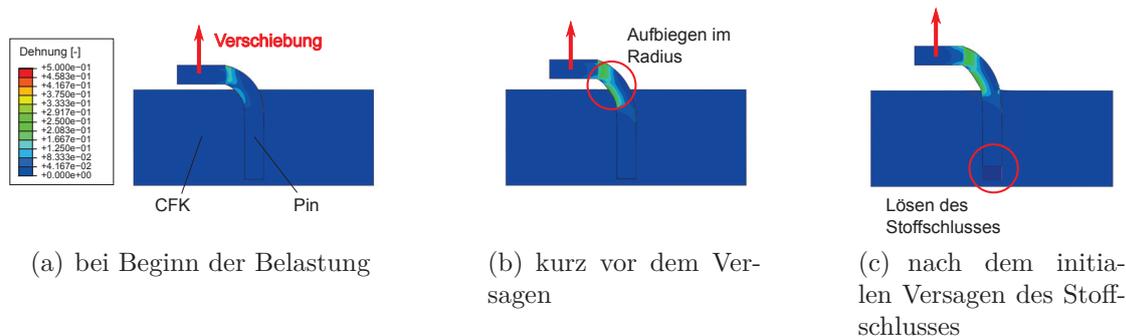
Ein komplett differentes Verhalten ist bei den Kraft-Weg-Kurven einer Belastung in x-Richtung festzustellen, vgl. Abb. 5.14. Hier wird bei ca.  $f = 40 \text{ N}$  eine plastische Verformung des Pins initiiert, welche schließlich in ein Versagen der metallischen Struktur im Biegebereich mit anschließender Degradierung endet.

Ein ähnliches Verhalten ist bei einer Belastung in y-Richtung zu erwarten, wobei aufgrund der nicht vorhandenen Symmetrie eine weitere Unterscheidung getroffen werden muss, vgl. Abb. 5.13. Dieses Verhalten spiegelt sich auch in den Kraft-Weg-Kurven der Single-Pin-Simulationen in Abb. 5.14 wider.



**Abb. 5.14.:** Last-Verschiebungskurven von Single-Pin-Simulationen in Abhängigkeit der Belastungsrichtung

Im Allgemeinen ist festzustellen, dass ein von der Charakteristik her ähnliches Verhalten wie bei einer Belastung in x-Richtung festzustellen ist. Während bei einer Belastung in positiver y-Richtung eine anfangs hohe Reaktionskraft zu verzeichnen ist, erfolgt ein abrupter Abfall dieser bei einer im Vergleich zu den anderen Belastungsrichtungen geringen Verschiebung der Pin-Wurzel. Bei einer Belastung in negativer y-Richtung kann ein vergleichbares Last-Niveau nicht erreicht werden. Allerdings erfolgte das finale Versagen bei einer deutlich höheren Verschiebung der Pin-Wurzel, was als Indiz für ein Herausziehen des Pins aus dem Laminat mit einhergehender Reibung gesehen werden kann.



**Abb. 5.15.:** Verlauf der Dehnungen bei einer Bewegung der Pin-Wurzel in z-Richtung

Die eben beschriebenen Charakteristika wurden anhand von Dehnungsverteilungen während der Belastung im Folgenden näher beleuchtet. Abb. 5.15 fasst den Verlauf der Dehnungen in Abhängigkeit einer kontrollierten Verschiebung in z-Richtung der Pin-Wurzel zusammen. Zu Beginn erfolgt eine Spannungs-/ Dehnungskonzentration im Bereich der Biegung, welche sich mit zunehmender Belastung ausbreitet.

Nach einem induzierten Aufbiegen dieses Bereichs mündet dies in einer Überlastung der stoffschlüssigen Verbindung zwischen Faserverbund und Metall, sodass die oben aufgestellte These bestätigt werden konnte. Neben dieser Belastungsart wurde eine Verschiebung entlang der x-Achse als wesentlich angesehen, deren Dehnungsverläufe in Abb. 5.16 zusammengefasst sind.

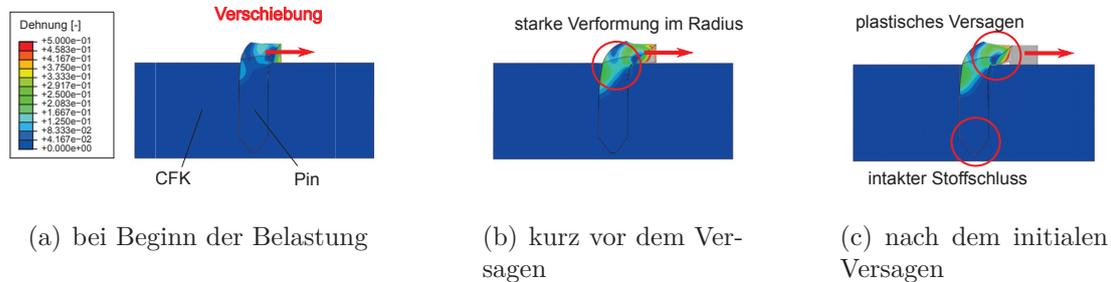


Abb. 5.16.: Dehnungen aufgrund einer Verschiebung der Pin-Wurzel in x-Richtung

Es kommt bei zunehmender Belastung, welche auf die Pin-Wurzel aufgebracht wurde, zu einer Konzentration der Dehnungen und Spannungen im Bereich der Biegung. Zusätzlich wirken offensichtlich die steifen Faserverbundkomponenten als Stützelemente, sodass die lokalen Dehnungen noch verstärkt werden. Schließlich führt die sehr lokale Belastung dazu, dass die Festigkeit des metallischen Werkstoffes zuerst überschritten wird, was zu einem Abscheren des Verstärkungspins führt.

Ausgehend von den Kraft-Weg-Kurven kann ein ähnliches Verhalten auch von Belastungen entlang der y-Achse erwartet werden. In Abb. 5.17 ist die Entwicklung der Dehnung bei zunehmender Belastung in positiver y-Richtung enthalten.

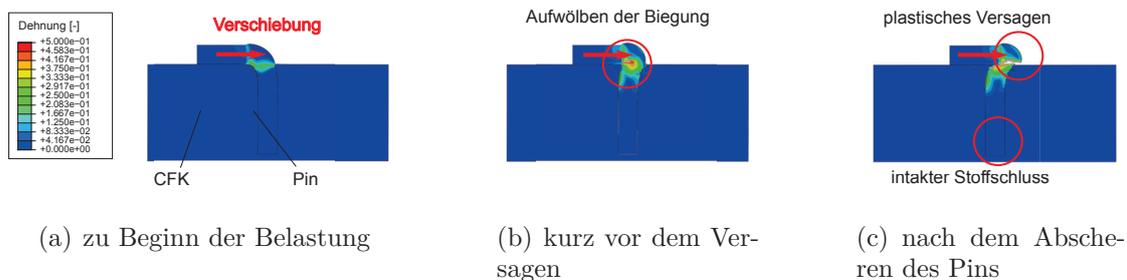
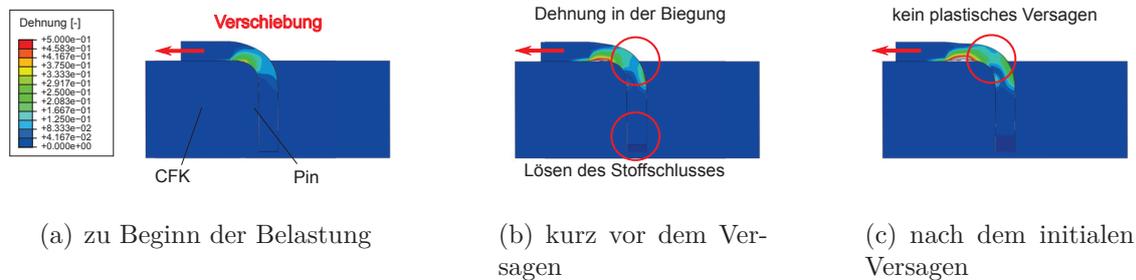


Abb. 5.17.: Verlauf der Dehnung aufgrund einer Belastung in positiver y-Richtung an der Pin-Wurzel

Analog der Belastung in x-Richtung erfolgt eine Konzentration der Spannung und Dehnung im Bereich der Biegung. Allerdings ist mit zunehmender Belastung eine Art „Überbiegen“ der Struktur zu erkennen. Dies ist offensichtlich der Wahl der Randbedingungen geschuldet, welche eine relative Verschiebung der CFK- und Metall-Komponenten zueinander abbilden.

In einer realen Konfiguration würde solch eine Belastung vermutlich in einem Aufbiegen des Pins resultieren, sodass ein Herausziehen des Verstärkungselements aus dem Laminat generiert würde, was unter oben genannten Gesichtspunkten nicht zu priorisieren ist. Die Auswirkungen der Belastung in entgegengesetzter  $y$ -Richtung auf die Dehnung und Verformung eines Verstärkungselements sind in Abb. 5.18 zusammengefasst.



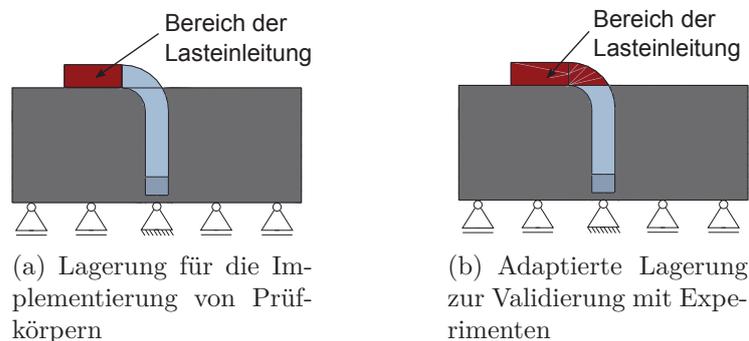
**Abb. 5.18.:** Dehnungsverläufe bei wachsender Belastung durch Verschiebung der Pin-Wurzel in negativer  $y$ -Richtung

Zu Beginn der aufgebrachtten Verschiebung ist wie bei den anderen Belastungsfällen eine Konzentration im Bereich der Biegung zu erkennen. Bei weiterem Verlauf zeigt sich allerdings der Einfluss der Rundung im Bereich der Biegung, welcher auch im Faserverbundmaterial inkludiert ist. Durch diesen ist offensichtlich die Stützwirkung der CFK-Komponente nicht dermaßen ausgeprägt, dass lokal eine so hohe Dehnung/ Spannung generiert wird, was ein Abscheren des Pins zur Folge hätte. Vielmehr wird offensichtlich die Belastung derart umgelenkt, dass die stoffschlüssige Verbindung zwischen CFK und Metall bis zum Versagen belastet wird.

Wie eingangs dargelegt, ist v.a. aus Gründen der Detektier- und Kontrollierbarkeit v.a. ein Versagen aufgrund Abscheren der Pins gegenüber einem Herausziehen zu priorisieren. Als Folge der durchgeführten Analysen ist daher eine Anordnung der Pins von Vorteil, welche in einer Belastung der Pins entlang der  $x$ -Achse münden. Bei einer solchen Anordnung kann unter Umständen alternativ auch der Versagensmodus generiert werden, welcher einer Belastung in  $z$ -Richtung entspricht. Aus diesem Grund werden für die weiteren Analysen diese beiden Versagensmodi herangezogen. Welcher dieser Versagensmodi erreicht wird, wird zum Einen durch die Belastungsart, aber auch durch die Geometrie der Verstärkungselemente beeinflusst. Mit Hilfe der Degradierungsvariablen und der oben erörterten Zuordnung konnte somit auch eine entsprechende Beurteilung des Versagensmodus realisiert werden.

Ein Abgleich der Resultate der numerischen Umsetzung der Strukturmechanik der einzelnen Pins mit experimentell generierten Daten erfolgte anhand der in Abschnitt 3 beschriebenen Single-Pin-Versuche. Durch diese wurde eine Belastung in  $z$ -Richtung der Elemente generiert, sodass der Mechanismus des Herausziehens

abgebildet wurde. Zu diesem Zweck wurde in der Simulation der Bereich der Lasteinleitung am Pin modifiziert, vgl. Abb. 5.19.



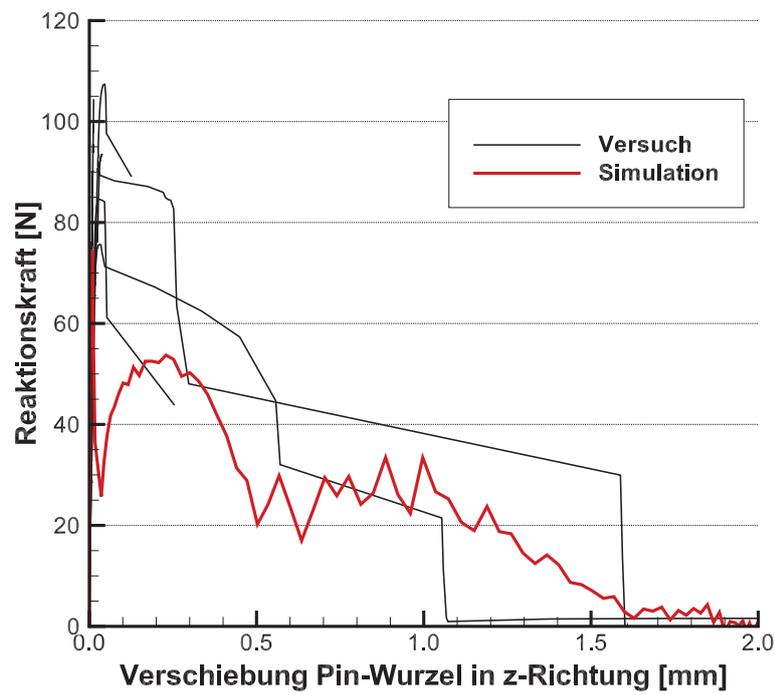
**Abb. 5.19.:** Randbedingungen der FE-Modellierung der Einzelpin-Ausziehversuche

Während für die Kalibrierung der Connectorelemente eine Einbeziehung des Biegeradius in den analysierten Bereich notwendig war, bzw. ist, wurde hinsichtlich des Abgleichs mit den Experimenten dieser Bereich dem Starrkörper zur Lasteinleitung zugeschrieben. Dies erfolgte, um die experimentellen Randbedingungen nachzubilden, bei welchen dieser Bereich durch das Aufschießen des Pins auf ein Metallblech fixiert wurde. Eine Gegenüberstellung der simulativen und experimentellen Ergebnisse ist in Abb. 5.20 zu entnehmen.

Es wird deutlich, dass sowohl die experimentellen als auch numerischen Resultate ein ähnliches charakteristisches Bild abgeben. Ein linear-elastischer Bereich der Verformung wird bis zu einem Lastspektrum von  $f = 80 \text{ N}$  bis  $F = 90 \text{ N}$  ersichtlich. In diesem Bereich ist ein Festigkeitsversagen zu beobachten, an welches sich ein Abfall der Last anschließt. Während dieses Vorgangs ist ein kontinuierlicher Abfall der Reaktionskraft sowohl bei den Experimenten als auch bei den Simulationen festzustellen. Die verbleibende Widerstandskraft wird durch die Reibung zwischen den beiden Komponenten während des Herausziehens des Pins verursacht. Ausgehend von [79] wurde der Reibungskoeffizient für diese Kombination zu  $\mu = 0,3$  gesetzt. Ein gänzlich Abfallen der Reaktionskraft wird erreicht, wenn die Kontaktfläche zwischen Faserverbund und dem metallischen Verstärkungsmaterial nahezu 0 beträgt.

Es sind in dem ganzen Bereich teilweise Abweichungen zwischen den Experimenten und der Simulation, allerdings auch innerhalb der Experimente zu beobachten. Mögliche Ursachen hierfür sind in Fertigungsabweichungen der Proben zu sehen, welche die Klebequalität zwischen Metall und CFK signifikant beeinflussen. Gerade beim Verlauf resultierend aus der Reibung konnten in den Experimenten nur wenige Datenpunkte generiert werden, sodass hier grobe Sprünge zwischen den Datenpunkten zu verzeichnen sind, während bei der Simulation ein kontinuierlicher Verlauf aufgezeichnet wurde. Insgesamt kann festgehalten werden, dass die grundlegenden Charakteristika der Pull-Out-Tests durch die Simulation wiedergegeben

werden konnten, sodass die erarbeitete Modellierungsmethode auch für die weiteren Untersuchungen herangezogen werden kann.



**Abb. 5.20.:** Vergleich der experimentellen und numerischen Last-Weg-Kurven von Ausziehversuchen eines Stahl-Pins der Dicke  $t = 0,4 \text{ mm}$

### 5.3.2. Analyse des strukturmechanischen Verhaltens der Verstärkungselemente in Abhängigkeit von Material und geometrischen Stellgrößen

Hinsichtlich der Analyse der Strukturmechanik von verstärkten Faserverbund-Fügungen war es notwendig, neben verschiedenen Konfigurationen der Anordnung auch die Geometrie der Verstärkungselemente selbst zu analysieren. Im Folgenden wurden aus dieser Zielsetzung verschiedene geometrische Stellgrößen hinsichtlich ihres Einflusses auf das Verhalten unter verschiedenen Belastungsvarianten der Pins analysiert. Nachfolgend wird auf die Auswirkungen der Stellgrößen

- Kopfgeometrie definiert durch den Kopfüberhang  $k$
- Gesamte Pin-Länge  $l$
- Blech- und somit Pin-Dicke  $t$
- Breite des Pins  $w$

näher eingegangen. Eine grafische Darstellung der Parameter ist in Abb. 5.21 enthalten.

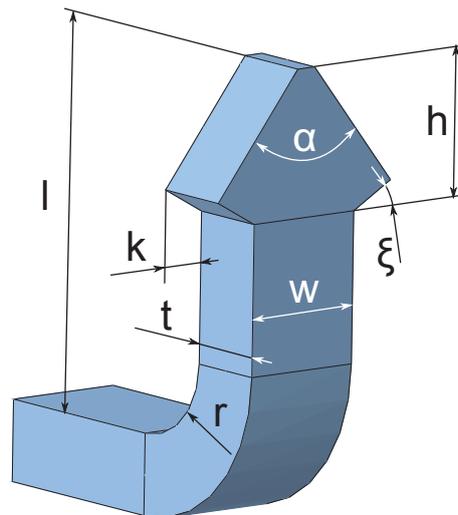


Abb. 5.21.: Stellgrößen der Pin-Geometrie

Die Variationen erfolgten ausgehend von einem eindimensionalen Versuchsplan, wobei als Referenzparameter

- Pin-Länge  $l = 1,8 \text{ mm}$
- Pin-Dicke  $t = 0,4 \text{ mm}$
- Pin-Breite  $w = 0,6 \text{ mm}$

angenommen wurden.

Neben den bereits erwähnten Stellgrößen ist hier auch der Biegeradius  $r$  aufgeführt. Der ideale Radius ist hierin v.a. von dem Fertigungsverfahren abhängig. In [19] konnte dieser mittels experimenteller Untersuchungen  $r_{innen} = 0,2 \text{ mm}$  bestimmt werden. Dieser Biegeradius  $r$  stellte den geringsten Wert dar, bei welchem die Bildung von Mikrorissen durch den Fertigungsprozess unterbunden werden konnte.

### **Einfluss der Kopfgeometrie auf die Strukturmechanik**

Ein wesentlicher Einflussfaktor wurde in der Geometrie des Kopfes der Verstärkungselemente gesehen. Im Grunde wurden zwei grundlegend verschiedene Kategorien der Kopfgeometrien analysiert:

- Gerade Pin-Geometrie mit gepfeilter Spitze
- Pfeilkopfgeometrie mit Hinterschnitt.

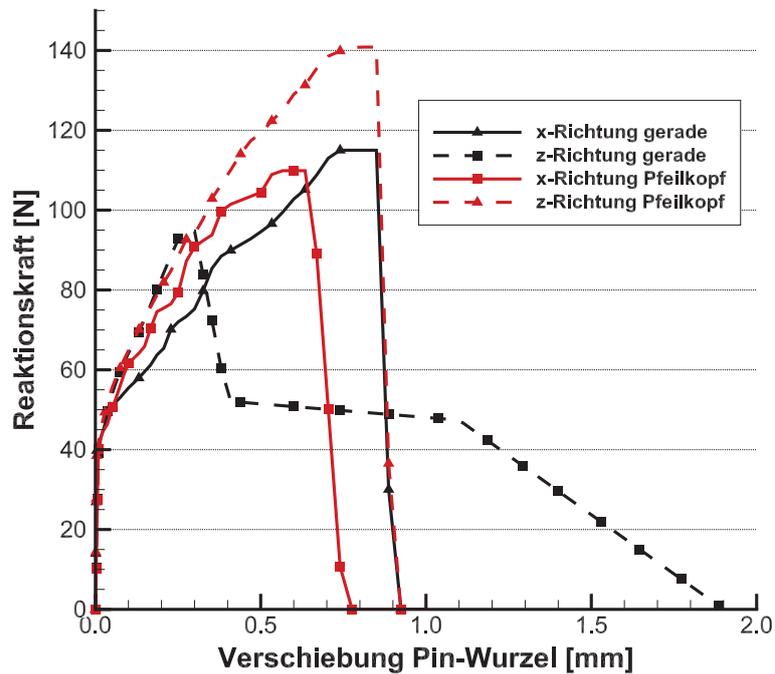
Der Unterschied zwischen den beiden Konfigurationen wird vornehmlich durch den Kopfüberhang  $k$  sowie die Kopfhöhe  $h$  gesteuert. Der Einfluss des Winkels  $\xi$  wurde in [20] hinsichtlich der durch die Fertigung entstehenden Charakteristika näher analysiert. Hierzu musste ein Kompromiss bzgl. der Wirkung eines Einhakens und der Vermeidung von Harznestern gefunden werden. Im Folgenden wurde daher ein Winkel von  $\xi = 30^\circ$  verwendet. Die verbleibenden Parameter wurden konstant gehalten.

In Abb. 5.22 sind die wesentlichen Kraft-Verformungskurven der beiden konträren Kopfgeometrien inkludiert. Während die Geometrie des geraden Pins auf den Referenzwerten basierte, wurde die hinterschnittige Kopfgeometrie mit einem Parameter von  $h = 0,2 \text{ mm}$  generiert.

Wie hieraus ersichtlich, ist von einer grundlegenden Differenzierung bei der Belastung in z-Richtung auszugehen. Während bei der geraden Kopfgeometrie das Versagen frühzeitiger bei  $f = 90 \text{ N}$  eintritt, kann dies bei der Geometrie mit Hinterschnitt durch die zusätzliche plastische Verformungskapazität auf bis zu  $f = 140 \text{ N}$  gesteigert werden. Allerdings wird durch die Modifikation im Bereich des Kopfes des Verstärkungselements bei dieser Belastungsart offensichtlich auch der Versagensmechanismus beeinflusst. Während bei einem geraden Verstärkungselement, wie bereits diskutiert, ein Versagen aufgrund der Schädigung der Klebung zwischen CFK und Metall auftritt, wird durch den zusätzlichen Hinterschnitt vermutlich ein Abscheren des Pins provoziert. Diese Folgerung kann daraus geschlossen werden, dass ausgehend von der maximal ertragbaren Reaktionskraft  $f$  kein Reibungswiderstand beim Herausziehen des Pins festzustellen ist.

Aus diesem Grund muss von einem Versagen des Pins v.a. im Bereich der Biegung ausgegangen werden. Eine Spannungskonzentration im Laminat ist des Weiteren im Bereich des Hinterschnitts zu verzeichnen, weshalb in diesem Bereich eine zusätzliche Cohesive-Zone eingebracht wurde, welche die Delamination innerhalb

des Faserverbundmaterials abbilden konnte. Hierzu kamen die Daten aus [80] und [81] zur Anwendung.

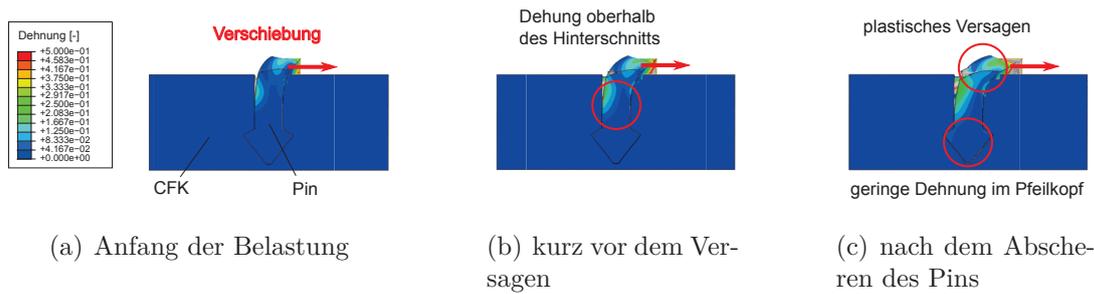


**Abb. 5.22.:** Kraft-Weg-Verläufe von Verstärkungselementen mit und ohne Hinterschnitt bei x- und z-Verschiebungen

Auswirkungen der Kopfgeometrie sind des Weiteren auch bei der Scherbelastung zu verzeichnen. Wie aus Abb. 5.22 zu entnehmen, kann durch den Formschluss die Steifigkeit nach dem linear-elastischen Bereich erhöht werden. Allerdings wird im Vergleich zu einem geraden Pin eine geringere maximale Dehnung erreicht. Eine mögliche Ursache hierfür kann in einem realen geringeren Lagerabstand zwischen Lasteinleitung und der festen Einspannung im Laminat gesehen werden, welche durch den Hinterschnitt erzeugt wurde. Hierdurch wird eine lokalere Belastung der Pins erzeugt, was in den oben beschriebenen Charakteristika mündet.

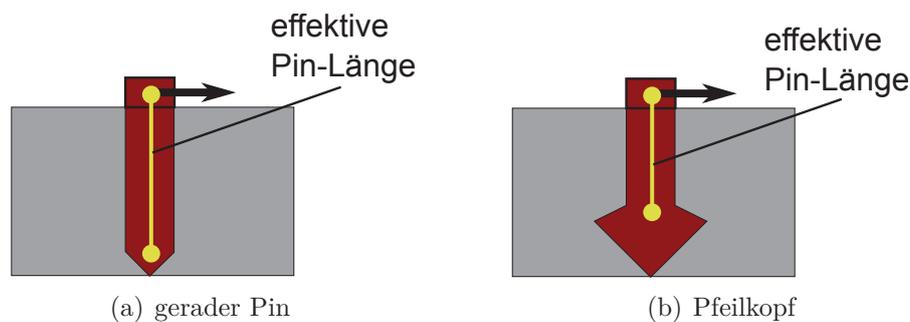
Das struktumechanische Verhalten wird im Folgenden zusätzlich durch die Dehnungsverteilungen infolge der Belastung in den unterschiedlichen Richtungen analysiert. In Abb. 5.23 ist der Verlauf der Schädigung anhand der Spannungsverteilungen bei einer hinterschnittigen Kopfgeometrie infolge einer Scherbelastung dargestellt.

Prinzipiell ist ein ähnlicher Verlauf der Schädigung wie bei einer geraden Kopfkonfiguration, welcher in Vorangegangenen bereits diskutiert wurde, zu erkennen. Im direkten Vergleich ist allerdings festzustellen, dass sich die Dehnungen und die damit verbundenen Spannungen in einem engeren Bereich um die Biegung konzentrieren.



**Abb. 5.23.:** Dehnungsverläufe einer hinterschnittigen Pin-Kopfgeometrie bei wachsender Belastung durch Verschiebung der Pin-Wurzel in x-Richtung

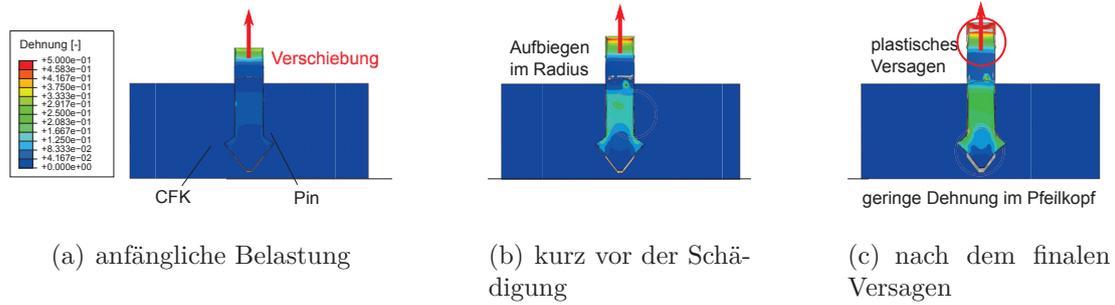
Hieraus resultiert das vorzeitige Versagen des Verstärkungselements, da lokal eine höhere plastische Verformung generiert wird. Die Ursache ist wie bereits angedeutet darin zu sehen, dass durch den Hinterschnitt quasi ein Festlager mittig im Faserverbund generiert wird und somit für diese Art der Belastung nicht die gesamte Pin-Länge ausgenutzt werden kann, vgl. Abb. 5.24.



**Abb. 5.24.:** Darstellung der effektiven Pin-Länge resultierend aus der Kopfgeometrie

Der Verlauf der Ausbreitung der Dehnungen in den Verstärkungselementen bei einer Belastung in z-Richtung ist in Abb. 5.25 dargestellt. Bei einer anfänglichen Belastung ist die Spannungskonzentration des Pins im Bereich des oberen Bereichs ersichtlich.

Bei zunehmender Verschiebung in z-Richtung wandert der am höchsten belastete Bereich zunehmend nach oben in Richtung Biegeradius, was mit der Streckung des Verstärkungselementes sowie einem Aufbiegen im Radius einhergeht. Im Vergleich zu dem Verhalten des geraden Pins ist dieses deutlich ausgeprägter. Schließlich zeigt sich, dass das Versagen der stoffschlüssigen Verbindung, welches zum Lösen der Verbindung beim geraden Pin führte, durch den zusätzlichen Formschluss unterbunden werden konnte. Das totale Versagen tritt bei der hinterschnittigen Kopfgeometrie durch das Abscheren des Pins im Bereich der Biegung auf. Allerdings hat dies auch die Absenkung der maximal ertragbaren Verschiebung, bei welcher noch eine Reaktionskraft zu verzeichnen ist, zur Folge.



**Abb. 5.25.:** Dehnungsverläufe bei wachsender Belastung durch Verschiebung der Pin-Wurzel in z-Richtung

Als Schlussfolgerung kann somit hinsichtlich der Eignung der verschiedenen Geometrien der Verstärkungselemente v.a. bzgl. der dominierenden Belastungsart unterschieden werden:

- Gerade Pins stellen v.a. bei vornehmlichen Scherbelastung die geeignetere Konfiguration dar
- Pins mit hinterschnittiger Kopfgeometrie können ihr vollständiges Potential v.a. in Bereichen mit hohem Anteil an Normalbelastungen ausschöpfen.

### Allgemeine Geometrie der Verstärkungspins

Neben der Kopfgeometrie der Verstärkungspins wurden Auswirkungen von verschiedenen geometrischen Stellgrößen auf die Mechanik der Pins erwartet. Zu diesem Zweck erfolgte eine eindimensionale Variation der entsprechenden Parameter nach folgendem Schema:

- $l = 1,8 \text{ mm} \rightarrow l = 1,4 \text{ mm}$
- $w = 0,6 \text{ mm} \rightarrow w = 0,46 \text{ mm}$
- $t = 0,4 \text{ mm} \rightarrow t = 0,2 \text{ mm}$ .

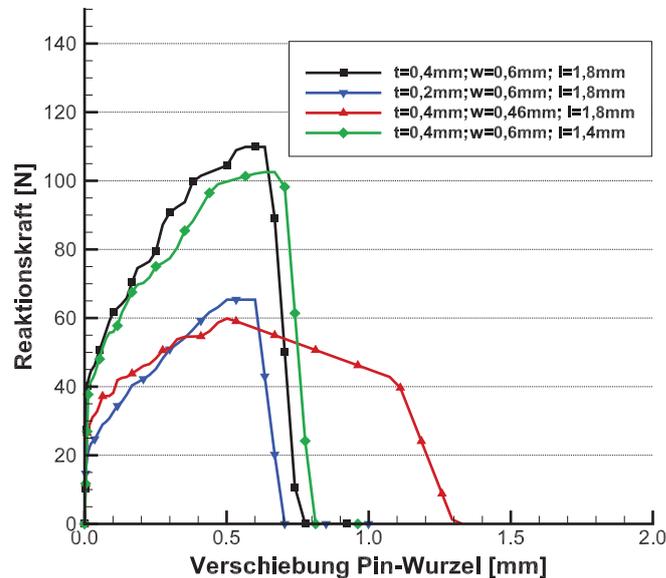
In Abb. 5.26 sind die aus den verschiedenen Pin-Geometrien erzeugten Kraft-Weg-Verläufe aufgrund einer Belastung in x-Richtung dargestellt. Bei dieser Belastungsart ist vornehmlich mit einem Versagen aufgrund Abscherens des Pins zu rechnen. Aus diesem Grund stellt das Biegesteifigkeitsmoment des Pin-Querschnitts [82] mit

$$W_y = \frac{t \cdot h^2}{6} \quad (5.2)$$

eine essentielle Größe dar.

Die Tatsache, dass die Pin-Länge  $l$  nicht in der mathematischen Formulierung enthalten ist, legt die Vermutung nahe, dass dieser Parameter hinsichtlich dieser

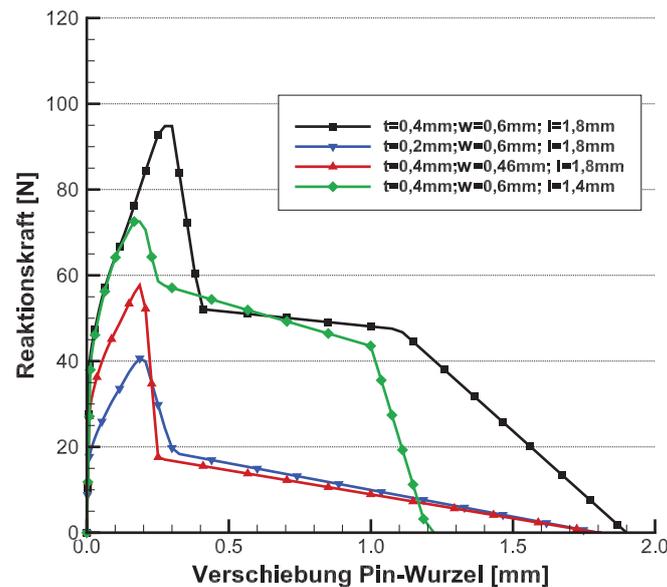
Belastungsart keinen signifikanten Einfluss besitzt. Dies spiegelt sich auch in der Betrachtung der Kraft-Weg-Kurven wider, bei welchen diejenigen der Referenzkonfiguration und die mit einer variierten Pin-Länge nahezu identische Verläufe aufweisen.



**Abb. 5.26.:** Kraft-Weg-Verläufe bei Belastung in x-Richtung von Verstärkungselementen mit unterschiedlichen Geometrien

Die Variationen der Ausgangskonfigurationen um die Pin-Breite  $w$  sowie -Dicke  $t$  beeinflussen die Strukturmechanik des Pins bis zu einer Verschiebung der Pin-Wurzel von 0,5 mm auf nahezu gleiche Weise. Beide verringern das durch das Verstärkungselement ertragbare Lastniveau deutlich, was auf die Verringerung des Querschnitts zurückzuführen ist. Ab diesem Punkt zeigt der Pin mit einer verringerten Pin-Breite  $w$  ein schadenstoleranteres Verhalten als derjenige mit einer verringerten Pin-Dicke  $t$ , was aufgrund der mathematischen Formulierung nicht unbedingt zu erwarten war, in welcher die Breite  $w$  mit einem quadratischen Einfluss deutlich signifikanter beurteilt wurde. Eine Erklärung hierfür ist vermutlich darin zu sehen, dass gerade durch die Verringerung der Breite  $w$  die Tendenz zum Abscheren des Pins erhöht wird, wobei bei einer Verringerung der Dicke  $t$  der Widerstand nicht in dem Maße verringert wird, sodass auch ein gewisser Anteil am Versagen der Klebschicht am Versagensmechanismus beteiligt ist.

Die einhergehende Analyse des Verhaltens aufgrund einer Belastung in z-Richtung des Pins ist in Abb. 5.27 enthalten.



**Abb. 5.27.:** Kraft-Weg-Verläufe bei Belastung in z-Richtung von Verstärkungselementen mit unterschiedlichen Geometrien

Dieser Versagensmechanismus wird vornehmlich durch die Klebeverbindung zwischen dem Verstärkungselement und dem Faserverbundmaterial beeinflusst. Aus diesem Grund ist davon auszugehen, dass v.a. die zugrundeliegende Fläche von Bedeutung ist. Die deutlichste Abminderung ist durch die Verringerung der Blechdicke  $t$  zu verzeichnen. Die Verringerung der Dicke hat einer Reduzierung der Festigkeit um mehr als 50 % zur Folge. Da die Klebefläche allerdings nicht um diesen Wert reduziert wurde, ist davon auszugehen, dass neben der reinen Klebefläche auch Parameter wie der Querschnitt und der daran gekoppelte Biegemechanismus im Radius das Verhalten beeinflussen.

Ein ähnliches Verhalten der Struktur ist aufgrund einer Reduktion der Pin-Breite  $w$  zu verzeichnen. Der nahezu identische Verlauf während des Herausziehens des Pins stützt die These, dass dieser Bereich vornehmlich durch die Größe der Kontaktfläche beeinflusst wird. Hinsichtlich der Festigkeit scheint der Einfluss der Breite  $w$  nicht so ausgeprägt wie der der Dicke  $t$ . Dieses Ergebnis geht einher mit der Annahme des Einflusses der Geometrie des Pins im Biegeradius und der damit verbundenen Steifigkeit. Wird in diesem Bereich durch eine hohe Dicke  $t$  die Steifigkeit signifikant erhöht, so ergibt sich eine wenig nachgiebige Reaktion auf die Klebung, was in einer niedrigeren Festigkeit mündet.

Im Gegensatz zu den beiden diskutierten Parametern zeigte die Pin-Länge  $l$  keine Auswirkung auf die Geometrie im Biegeradius. Somit ist die Verringerung der Festigkeit ausschließlich auf die Reduktion der Klebefläche zurückzuführen. Ebenso

zeigte sich, dass die Reaktionskraft, welche durch die Reibung zwischen CFK und Metall verursacht wurde, durch den kürzeren Pin deutlich früher abfällt.

### Einfluss des Materials der Verstärkungspins

Neben der Geometrie der Verstärkungselemente ist auch das verwendete Material zur Beurteilung der strukturmechanischen Eigenschaften von Bedeutung. Der Einfluss geht hierbei v.a. auf folgende zwei Eigenschaften zurück:

- Elastisch-plastisches Verhalten des metallischen Werkstoffs
- Adhäsionseigenschaften der Grenzfläche CFK-Metall.

Im Rahmen dieser Arbeit kamen zwei verschiedene Materialien als Verstärkungselemente zum Einsatz, Edelstahl 1.4301 sowie Titan 15-3-3-3. Abb. 5.28 gibt die Kraft-Weg-Verläufe für die essentiellen Belastungsarten von Single-Pin-Simulationen für die Referenzkonfigurationen wieder.

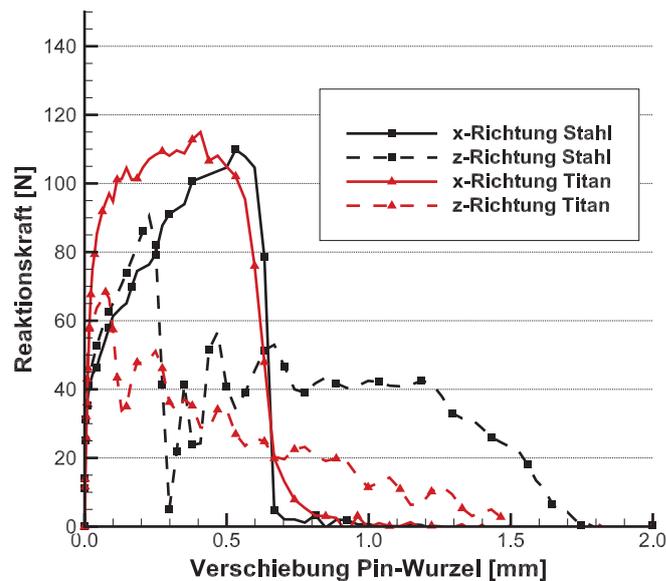


Abb. 5.28.: Kraft-Weg-Verläufe von Verstärkungselementen mit unterschiedlichen Materialien

Wie hieraus ersichtlich, wurde durch die unterschiedlichen Materialien die grundlegend gleiche Charakteristik des Verhaltens generiert. Allerdings sind in den verschiedenen Belastungsarten Differenzen zwischen den Materialien zu verzeichnen.

Hinsichtlich einer Scherbelastung des Pins ist eine im Vergleich zum Titan-Pin vorzeitige initiale nicht-lineare Schädigung des Stahl-Pins zu beobachten. Eine mögliche Ursache hierfür ist in der niedrigeren Streckgrenze des Edelstahls zu sehen,

welche auch in Abschnitt 4.2 ersichtlich ist. Das finale Versagen bei dieser Belastungsart tritt bei der Titan-Verstärkung allerdings bei einer geringeren Verschiebung der Pin-Wurzel ein als beim Stahl-Pendant. Hier zeigt sich offensichtlich die geringere Zugfestigkeit des Titan-Werkstoffs.

Unterschiede zwischen den beiden Werkstoffen sind auch bezüglich einer Belastung in  $z$ -Richtung zu verzeichnen. Dies betrifft vornehmlich die Festigkeit, welche mit dem Versagen der Klebeschicht gekoppelt ist. Durch die höhere Streckgrenze des Titans wurde offensichtlich ein Aufbiegen des Radius generiert, sodass eine direktere Lasteinleitung in die Klebung generiert wurde. Dies hatte ein früheres Versagen dieser zur Folge.

### 5.3.3. Zusammenfassung

Das strukturmechanische Verhalten der Verstärkungselemente wurde anhand numerischer Single-Pin-Simulationen näher analysiert. Die Ergebnisse flossen in die Kalibrierung von Connector-Elementen ein, welche für die abstrahierte Modellierung einer verstärkten CFK-CFK-Verbindung verwendet wurden. Gleichzeitig wurden anhand der FE-Analysen die Einflüsse von verschiedenen Parametern auf die Verstärkungsmethode betrachtet.

Es konnte diesbezüglich festgestellt werden, dass ein zusätzlicher Hinterschnitt bei der Kopfgeometrie der Pins v. a. eine Verbesserung der Verbindungsqualität bei einer Normalbelastung generiert. Hinsichtlich einer Schubbelastung muss unter Umständen dagegen mit einer Verschlechterung der Verstärkungswirkung gerechnet werden, da der beeinflussende Part des Verstärkungselements effektiv verringert wird.

Unter den verschiedenen geometrischen Stellgrößen zeigten v. a. die Pin-Dicke  $t$  und die Pin-Breite  $w$  signifikante Einflüsse auf die Verbindungsqualität. Während durch eine hohe Dicke  $t$  vornehmlich positive Effekte erzielt werden konnten, ist durch eine Erhöhung der Breite  $w$  nicht immer nur von positiven Einflüssen auszugehen. Durch die damit einhergehende Tendenz vom Abscheren zum Herausziehen des Pins aus dem CFK war teilweise eine Verschlechterung der Eigenschaften zu verzeichnen.

Eine Variation des Materials zeigte v. a. im Detail Unterschiede der Strukturmechanik. Die grundlegende Charakteristik war ähnlich. Aus diesem Grund erfolgt in den folgenden Analysen eine Konzentration auf die Verstärkungselemente aus Stahl, mit welchen auch die weiteren Vergleiche mit Experimenten durchgeführt wurden.

## 5.4. Validierung der FE-Modellierung auf Makro-Ebene

Durch die FE-Modellierung auf einer makroskopischen Betrachtungsebene wurde die Möglichkeit geschaffen, normgerechte Probengeometrien zur weiteren Analyse der Strukturmechanik der Verstärkungsmethode numerisch umzusetzen. Der Vergleich mit experimentellen Daten wurde zugleich zur Validierung des Implementierungsansatzes verwendet. Hierzu kamen die folgenden Probengeometrien zur Anwendung:

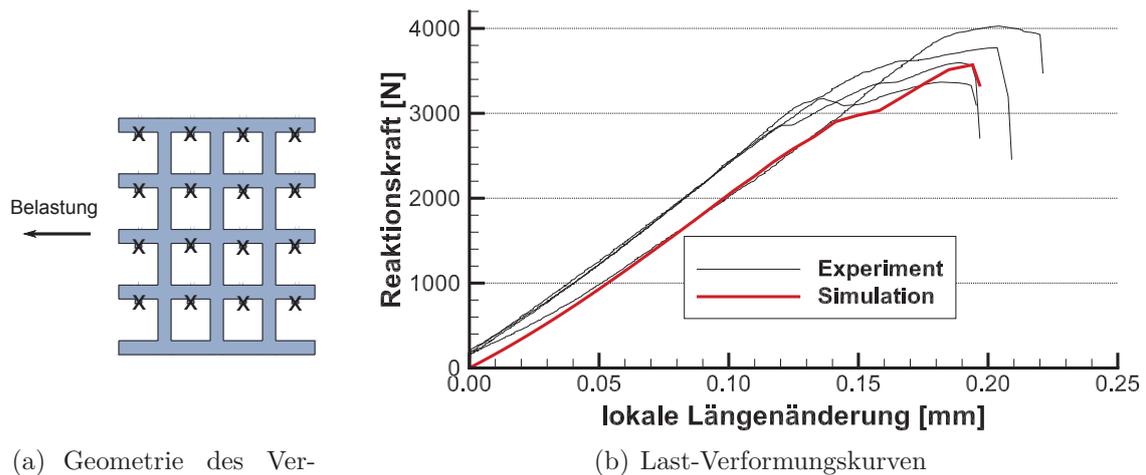
- SLS-Geometrie mit reduzierter Überlappungsfläche
- SLS-Geometrie mit einer Überlappungsfläche entsprechend ASTM-Norm 5868 [22]
- DCB-Prüfkörper nach ASTM-Norm 5528 [21].

Im Folgenden wird auf die wesentlichen Aspekte hinsichtlich der Resultate der FE-Analysen und des Abgleichs mit experimentellen Daten eingegangen.

### 5.4.1. Single-Lap-Shear-Proben mit reduzierter Überlappungsfläche

Die SLS-Probengeometrie mit einer reduzierten Überlappfläche (Abmessungen in Abschnitt 3) wurde bereits mit der detaillierten Modellierungsmethode abgebildet. Im Folgenden wurde die Abstraktion durchgeführt und das Ergebnis sowohl hinsichtlich Übereinstimmung mit experimentellen Daten, als auch mit der detaillierten FE-Modellierung analysiert. Die Geometrie inklusive der Positionen der Verstärkungselemente ist in Abb. 5.29 (a) dargestellt. Die Pins wurden dabei alternierend nach oben und unten gebogen. Für die Verstärkungselemente kam Titan mit einer ursprünglichen Blechdicke von  $t = 0,2 \text{ mm}$  zur Anwendung. Die entsprechenden Last-Verformungskurven sind in Abb. 5.29 (b) dargestellt.

Wie hierin ersichtlich, waren beide Modellierungsarten in der Lage, die strukturellen Eigenschaften der Verbindungstechnik mit ausreichender Genauigkeit abzubilden. Wie auch bei der detaillierten FE-Modellierung war es auch bei der vereinfachten Modellierung möglich, die initiale Steifigkeit der Verbindung wiederzugeben. Da diese vornehmlich aus der Steifigkeit der beiden Faserverbund-Fügekomponenten resultiert, konnte dies als Indiz bewertet werden, dass die Abschwächung der Materialkennwerte aufgrund der eingebrachten metallischen Elemente die realen Verhältnisse widerspiegeln konnte.

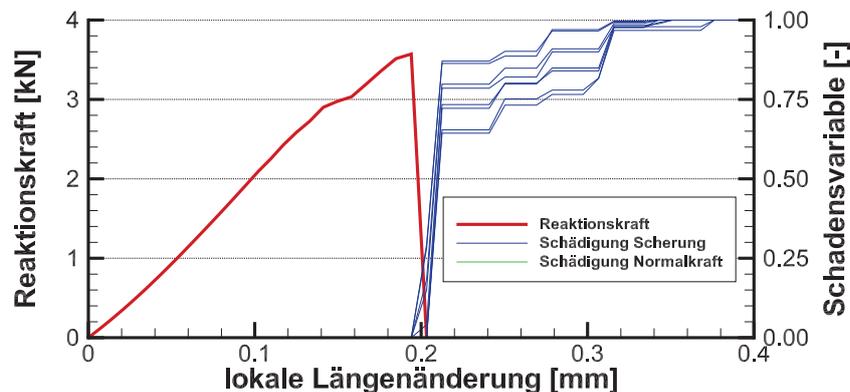


(a) Geometrie des Verstärkungselements

(b) Last-Verformungskurven

**Abb. 5.29.:** Validierung der Implementierung anhand der SLS-Variante #SLS0 mit reduzierter Überlappungsfläche

Der Punkt des ersten nichtlinearen Verhaltens, welcher hauptsächlich durch das Versagen der stoffschlüssigen Verbindungen zwischen dem CFK und dem metallischen Substrat hervorgerufen wird, wurde von beiden Modellierungsarten nahezu identisch abgebildet. Da dieser Teil der Modellierung durch diskrete Cohesive-Zone-Formulierungen in beiden Detaillierungsgraden realisiert wurde, konnte dies bereits im Vorfeld erwartet werden. Hinsichtlich der detaillierten FE-Implementierung konnte ein Versagen durch Abscheren der Pins bestimmt werden, vgl. Abschnitt 4.7.2. Die Auswertung bezüglich des Schädigungsmechanismus erfolgte bei der vereinfachten Implementierung durch die Analyse der Schädigungsvariablen der einzelnen Connector-Elemente, welche in Abb. 5.30 inkludiert ist.



**Abb. 5.30.:** Auswertung der Schädigungsvariablen des SLS-Tests mit reduzierter Überlappfläche

Hierin wurden die Versagensvariablen für die Scherbelastung und die Normalenbelastung betrachtet, wobei ein Wert von 0 als ein intaktes, und 1 als ein komplett versagtes Element interpretiert wurde. Die Schädigungsvariable ist direkt gekoppelt

an die Degradierung des Elements, d.h. diese setzt im Falle einer Scherbelastung beim finalen Abscheren des Pins und bei einer Normalenbelastung bei Versagen der Klebung ein.

Bei der betrachteten Probengeometrie ist ein Anstieg der Variablen erst beim vollständigen Versagen der Verbindung zu beobachten. Es wird nur eine Schädigung aufgrund einer Schubbelastung auf die Connector-Elemente generiert, wogegen die entsprechenden Variablen bzgl. eines Herausziehens des Pins bis zum Ende der Simulation einen Wert von 0 besitzen. Der Vergleich mit der detaillierten Implementierung zeigte ebenfalls diesen Versagensmechanismus. Aus diesem Grund konnte festgehalten werden, dass diesbezüglich durch die Abstraktion dasselbe strukturelle Verhalten generiert werden konnte.

### 5.4.2. Single-Lap-Shear-Proben angelehnt an ASTM-Norm 5868

Hinsichtlich einer umfangreichen Analyse des Potentials der Verstärkungsmethode in Abhängigkeit von diversen v.a. geometrischen Stellgrößen wurde das Modellierungsschema auf normgerechte SLS-Proben nach ASTM 5868 [22] übertragen. Im Gegensatz zu den Geometrien des Verstärkungselementes mit einer reduzierten Überlappungsfläche, vgl. Abb. 3.9 in Abschnitt 3, wurden die im Folgenden betrachteten Geometrien derartig gewählt, dass der Bereich der Verstärkungen inklusive der zur Fertigung notwendigen ausgestanzten Bereiche nicht bis an den Rand ragt. Dies hat zur Folge, dass der Punkt der initialen Schädigung nicht mehr durch zu variierende Parameter der Verstärkungsmethode beeinflusst wird und somit die Vergleichbarkeit und Bewertung unterschiedlicher Konfigurationen ermöglicht wird.

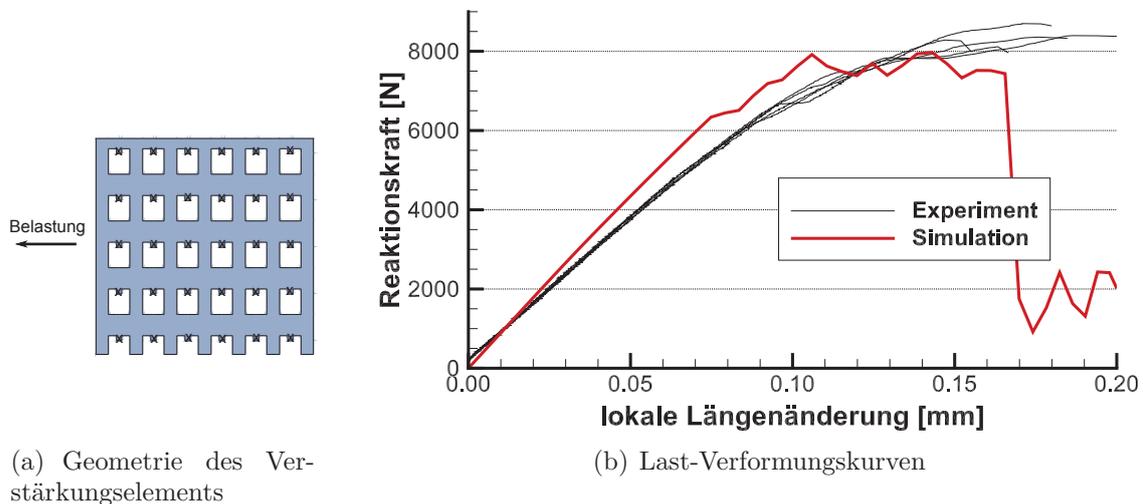
Lediglich die Dicke des implementierten Verstärkungsblechs besitzt auch weiterhin einen Einfluss auf den Zeitpunkt der Erstschädigung. Durch dieses wird ein Moment in der Fügefläche initiiert, wodurch auch das Erstversagen beeinflusst wird. Im Folgenden wird auf die grundlegenden Struktureigenschaften am Beispiel ausgewählter Konfigurationen eingegangen. Des Weiteren dient ein Abgleich mit experimentell ermittelten Daten der Validierung des Modellierungsansatzes.

Abb. 5.31 b) beinhaltet die Kraft-Weg-Kurven einer verstärkten SLS-Probe, in welcher ein Stahl-Verstärkungselement mit einer 6x5-Pin-Anordnung (Abb. 5.31 a) implementiert wurde. Die Pins selbst besaßen die Referenzkonfigurationen mit folgenden Abmessungen:

- Pin-/ Blechdicke  $t = 0,4 \text{ mm}$
- Pinbreite  $w = 0,6 \text{ mm}$
- Pinlänge  $l = 1,8 \text{ mm}$ .

Wie den Kraft-Weg-Kurven zu entnehmen ist, erstreckt sich der linear-elastische Verformungsbereich bis zu einer Belastung von  $f = 6500 \text{ N}$ . In einer vergleichbaren

Region zeigen sich auch die ersten nicht-linearen Verformungen bei den Experimenten. Im Vergleich zu den experimentellen Ergebnissen wies die numerisch erzeugte Kurve eine leicht höhere Steifigkeit auf, was vermutlich darauf zurückzuführen ist, dass durch die FE-Implementierung nicht alle durch die Fertigung erzeugten Imperfektionen abgebildet werden konnten.



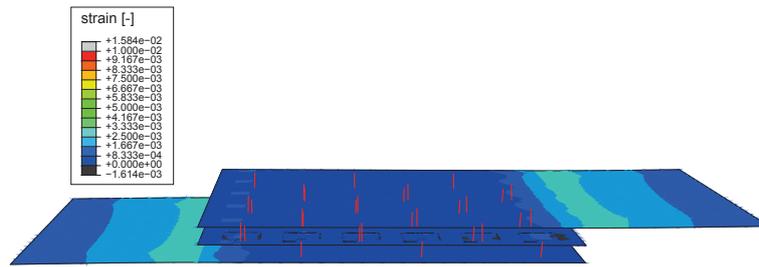
**Abb. 5.31.:** Validierung der Implementierung anhand der SLS-Variante #SLS1, Überlappungsfläche laut ASTM 5868 mit 6x5 Pin-Anordnung

Durch die gewählte Konfiguration der Verstärkungen konnten bei dieser Verbindung sowohl die ertragbare Last, als auch die maximale Längenänderung im Vergleich der Referenzverbindung (Abschnitt 4.5.5) deutlich gesteigert werden. Der Verlauf der Schädigung resultierte in einem Anstieg der Last bis zu einer Längenänderung von  $e = 0,11 \text{ mm}$ , worauf eine weitere Längung auf nahezu konstanten Lastniveau erfolgte. Eine mögliche Ursache ist darin zu sehen, dass bei dem Anstieg der ertragbaren Last die Schädigung vornehmlich von einer Seite aus erfolgte, während bei dem Fortschreiten der Längung bei konstantem Lastniveau von einer Rissausbreitung von beiden Seiten der Verbindung auszugehen ist.

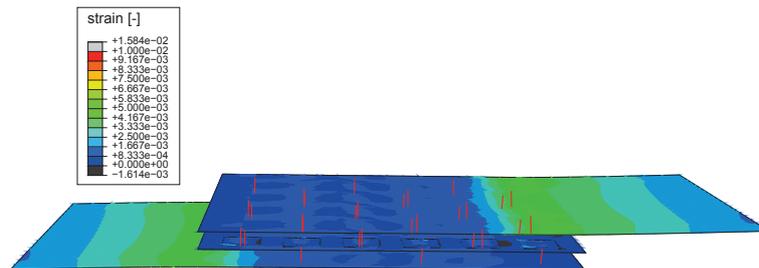
Diese Analyse wurde auch durch Betrachtung der Dehnungsverteilungen in Abhängigkeit der Belastungen durchgeführt, vgl. Abb. 5.32.

Die Dehnungsverteilung in Abb. 5.32 a) bestätigte die Annahme, dass zu Beginn der Belastung eine symmetrische Verteilung innerhalb des betrachteten Fügebereichs festzustellen war. Die zweite Momentaufnahme der Verteilung erfolgte kurz nach dem Versagen der ersten Klebung im Randbereich (Abb. 5.32 b)). Im Falle dieser Verbindung erfolgte das erste Versagen in der Grenzfläche, welche vornehmlich durch das Harz hergestellt wurde. Dies geht auch mit der Größenordnung der Energiefreisetzungsraten einher, vgl. Abschnitt 4.5, bei welcher diese Verbindung die geringste auftretende darstellte. Ab einer gewissen Schädigung erfolgte auch die Rissausbreitung von der bisher nahezu nicht geschädigten Seite der Verbindung,

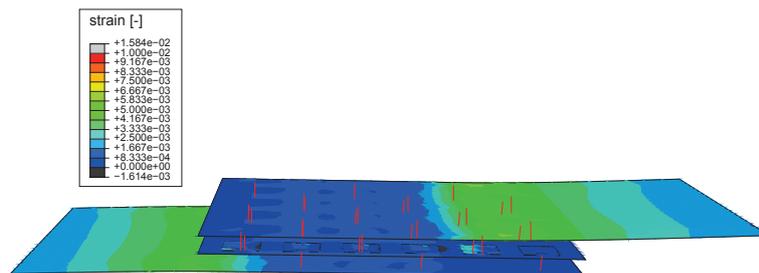
was auch mit dem nicht weiter steigenden ertragbaren Lastniveau der Kraft-Weg-Verläufe einhergeht.



(a) Längenänderung  $e = 0,051 \text{ mm}$



(b) Längenänderung  $e = 0,095 \text{ mm}$



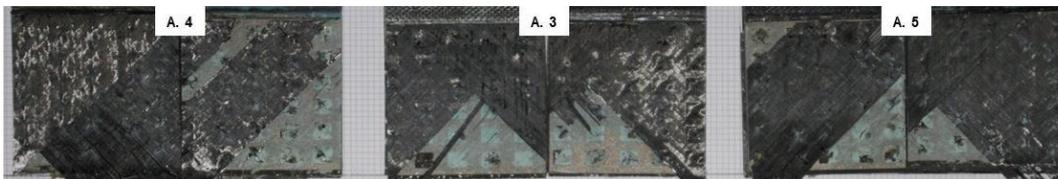
(c) Längenänderung  $e = 0,112 \text{ mm}$

**Abb. 5.32.:** Dehnungsverteilung entsprechend der Längenänderung der verstärkten SLS-Probe nach Konfiguration #SLS1

Abb. 5.33 beinhaltet die Schadensbilder der experimentellen Versuche dieser Konfiguration. Wie hierin zu erkennen, erfolgte auch bei diesen Versuchen die maßgebliche Schädigungen in einer Ebene, welche vornehmlich durch die Eigenschaften der Matrix bestimmt wurde, während die Klebeverbindung selbst eine höhere Festigkeit aufwies. Dies korreliert mit den in den numerischen Ergebnissen erhaltenen grundlegenden Erkenntnissen. Die genaue Bruchebene konnte allerdings aufgrund des Abstraktionsgrades in der Simulation auf Makro-Ebene nicht realisiert werden.

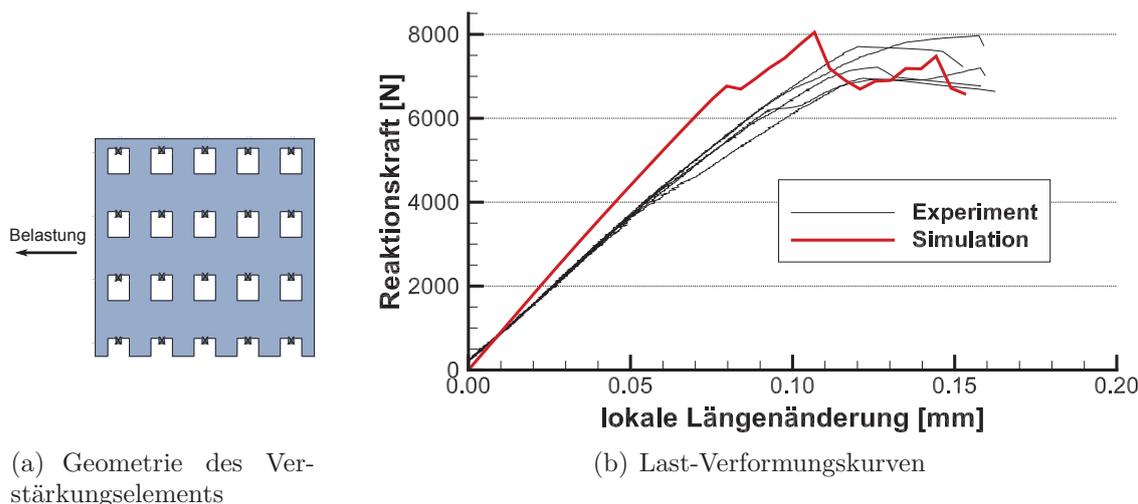
Abb. 5.34 enthält die experimentell und simulativ ermittelten Kraft-Weg-Kurven einer mit einer 5x4-Pin-Anordnung verstärkten SLS-Geometrie. Es kamen die Pin-Geometrien mit einer geometrischen Konfiguration von  $t = 0,4 \text{ mm}$ ,  $w = 0,6 \text{ mm}$  sowie  $l = 1,8 \text{ mm}$  zur Anwendung. Die initiale Steifigkeit konnte auch bei diesem

Probekörper durch die FE-Modellierung erfasst werden. Im Gegensatz zu den anderen Geometrien ist allerdings eine ab einer Längenänderung von  $e = 0,05 \text{ mm}$  zunehmende Abweichung zwischen Experiment und Simulation zu verzeichnen.



**Abb. 5.33.:** Schadensbild der experimentellen SLS-Proben der Konfiguration mit einer 6x5-Pin-Anordnung [26]

Da gerade der Zeitpunkt des initialen Versagens von der Klebung unmittelbar im Randbereich beeinflusst wird, ist davon auszugehen, dass die Ursache hierzu in einer Fertigungsimperfection, z.B. einem Anfangsriss in diesem Bereich, bei den experimentellen Ergebnissen zu finden ist. Die Charakteristik konnte durch Entfernen von Cohesive-Elementen in diesem Bereich des FE-Modells reproduziert werden.

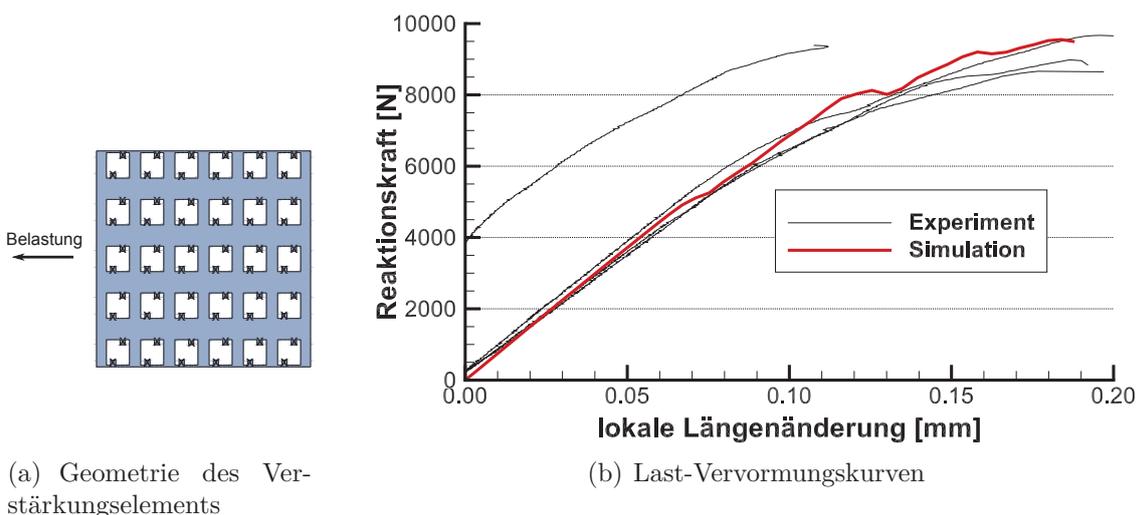


**Abb. 5.34.:** Validierung der Implementierung anhand der SLS-Variante laut ASTM 5868 mit 5x4 Pin-Anordnung

Das Lastniveau des großflächigeren initialen Versagens konnte durch das FE-Modell im Vergleich zu den experimentellen Daten abgebildet werden. Des Weiteren wurde die nachfolgende Charakteristik des plastischen Verformungspotentials exakt durch die FE-Modellierung nachempfunden, sodass der Unterschied in der Längenänderung in diesem Bereich von Experiment zu Simulation weniger als 10 % beträgt. Im Vergleich zur Konfiguration mit einer 6x5-Pin-Anordnung zeigte sich allerdings, dass die Reduktion der Verstärkungselemente eine Verringerung des Potentials zur Folge hatte. Eine signifikante Verbesserung der initialen Steifigkeit

durch eine geringere Störung des homogenen Laminats konnte auch aufgrund der offensichtlichen Imperfektionen nicht festgestellt werden.

In Abb. 5.35 erfolgte die Validierung einer verstärkten SLS-Probengeometrie mit einer auf der 6x5-Pin-Anordnung basierenden Konfiguration. Im Gegensatz zu dieser wurde jeder der ausgestanzten Bereiche mit zwei Pins bestückt, sodass die Dichte der Verstärkungselemente verdoppelt werden konnte, vgl. Abb. 5.35 a). Die Pin-Geometrie wurde wiederum durch die Parameter  $t = 0,4 \text{ mm}$ ,  $w = 0,6 \text{ mm}$  sowie  $l = 1,8 \text{ mm}$  gesteuert.



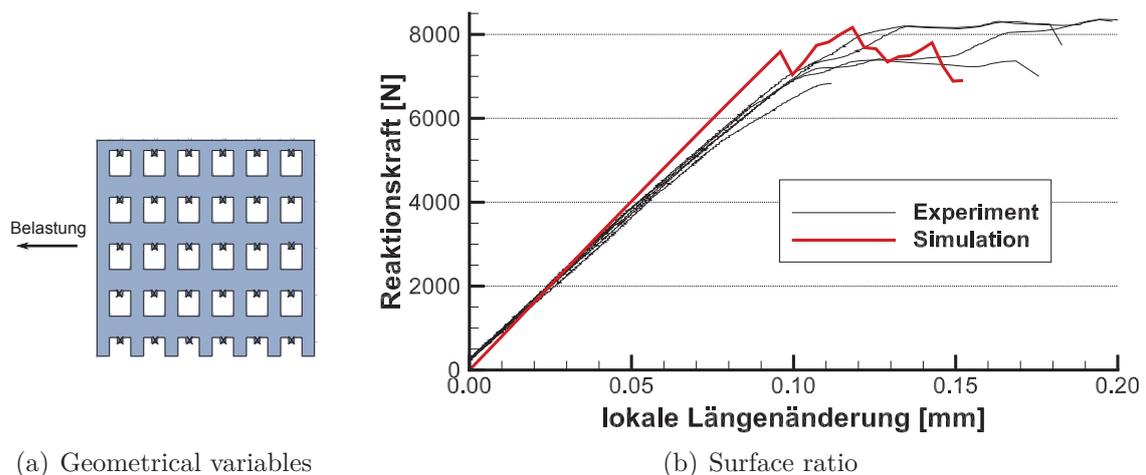
**Abb. 5.35.:** Validierung der Implementierung anhand der SLS-Variante laut ASTM 5856 mit 6x5 Pin-Anordnung, doppelte Bepinnung je Fenster

Wie sowohl in den Experimenten als auch Simulationen ersichtlich, konnte gegenüber dem einfach bepinnnten Fenster eine signifikante Steigerung der Strukturmechanik in Bezug auf die ertragbare Last  $f$  sowie die maximale Längenänderung  $e$  erreicht werden.

Im Gegensatz wird im direkten Vergleich mit der einfach bepinnnten 6x5-Pin-Anordnung die initiale Steifigkeit der Fügung abgeschwächt, was durch die höhere Umlenkung der Fasern durch die Implementierung der Pins in das Laminat hervorgerufen wird. Dieser Effekt wird sowohl in den experimentell ermittelten, als auch den Ergebnissen der FE-Analyse deutlich. Resultierend hieraus zeigte sich auch das Potential der in Abschnitt 5.2 diskutierten Abschwächung der Laminatkennzahlen in Abhängigkeit der Pin-Konfiguration. Somit zeigte sich, dass gerade das Verhalten der Konfiguration, deren Eigenschaften maßgeblich von den Verstärkungselementen beeinflusst wird, durch die numerische Implementierung gut abgebildet werden konnte.

Als weiterer essentieller Punkt im Versuchsraum wurde eine Konfiguration mit einer Pin- und Blechdicke von  $t = 0,2 \text{ mm}$  herangezogen. Grundlegend wurde im Vergleich zur Referenz-Konfiguration mit einer 6x5-Pin-Anordnung nur dieser Parameter verändert. Die resultierenden Kraft-Weg-Kurven sind in Abb. 5.36 inkludiert.

Im Vergleich zur Ausgangskonfiguration mit einer Blechdicke  $t = 0,4 \text{ mm}$  wurde eine deutliche Erhöhung des Punkts des Erstversagens festgestellt ( $f = 6500 \text{ n}$  und  $f = 7500 \text{ n}$ ). Die Ursache kann in der Verringerung des durch die Blechdicke generierten Biegemoments auf die Fügefläche gesehen werden. Somit kann v.a. zu Beginn der Schädigung durch die Verringerung der Blechdicke ein höheres ertragbares Lastniveau erreicht werden. Im weiteren Verlauf der Rissausbreitung kann dieses Lastniveau allerdings nicht mehr gesteigert werden, was dem verringerten Querschnitt der einzelnen Verstärkungselemente zugeschrieben werden konnte. Dies wirkte sich auch in einer leicht reduzierten maximalen Längenänderung  $e$  der Verbindung aus.



(a) Geometrical variables

(b) Surface ratio

**Abb. 5.36.:** Ergebnisse einer 6x5-Pin-Konfiguration mit einer Blech-/ Pin-Dicke von  $t = 0,2 \text{ mm}$

Im Hinblick auf den Vergleich zwischen Simulation und Experiment konnte festgestellt werden, dass der identifizierte Modellierungsansatz der Verstärkungsmethode in der Lage war, die essentiellen Charakteristika der Verstärkungsmethode abzubilden. Hierzu gehörte der Einfluss der Blechdicke  $t$ , wodurch der Zeitpunkt des ersten Versagens durch das resultierende Biegemoment beeinflusst wurde, allerdings auch die Generierung eines Widerstands bei der Rissausbreitung, was sich im Lastniveau, aber auch der Längenänderung abzeichnete.

Des Weiteren wurde auch der Einfluss der Verteilung der Pins durch die FE-Analysen wiedergegeben. So konnte dieser Einfluss auf die Steifigkeit der gesamten Verbindung zu Beginn der Belastung, als auch der Einfluss auf die Rissausbreitung durch die Simulation, dargestellt werden. Aus diesem Grund kann davon ausgegangen werden, dass die identifizierte FE-Implementierungsmethode hinsichtlich der Abbildung von SLS-Proben auch im Folgenden die notwendige Genauigkeit der Ergebnisse erzeugt.

### 5.4.3. Double-Cantilever-Beam (DCB)-Proben

Während bei den SLS-Proben eine Kombination mit vorherrschender Scherbelastung im Fokus der Validierung stand, kann mit den DCB-Proben das strukturelle Verhalten unter Mode I-Belastung gegen Experimente validiert werden. In diesem Zusammenhang kam die Probengeometrie aus Abb. 5.37 zur Anwendung, wobei eine Verstärkung mit einem metallischen Element einer Stärke von  $t = 0,4\text{mm}$  verwendet wurde. Die Verstärkungsstruktur wies dabei die Geometrie in Abb. 5.37 auf.

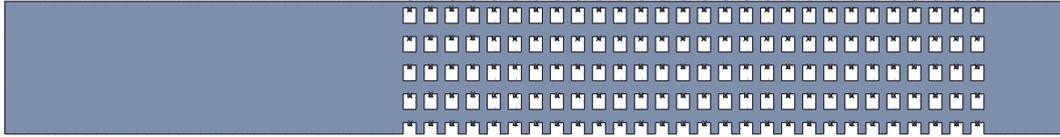


Abb. 5.37.: Geometrie des Verstärkungsblechs der DCB-Probe #DCB1

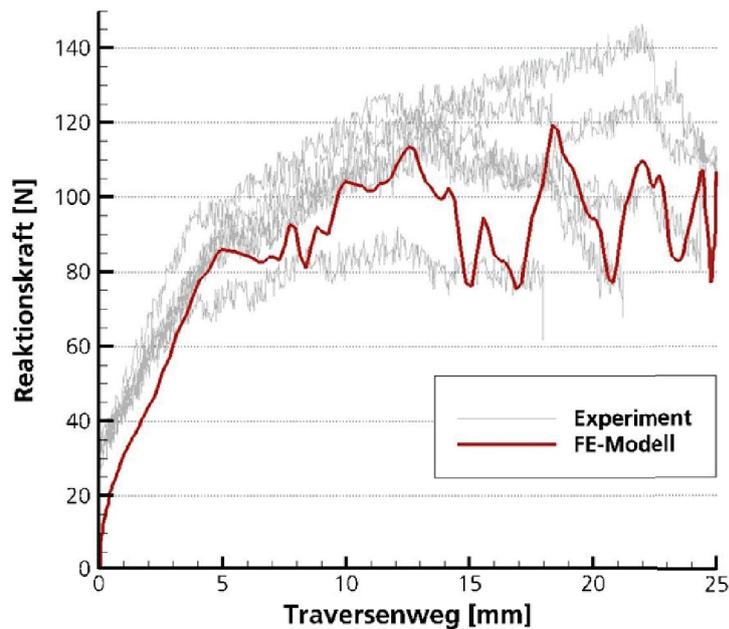
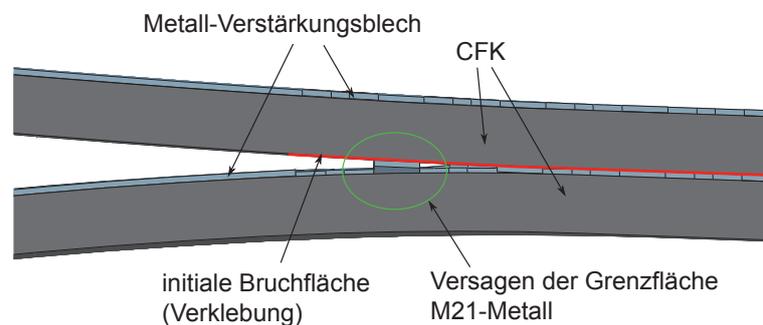


Abb. 5.38.: Vergleich der experimentellen und numerischen Kraft-Weg-Kurven der DCB-Proben

Der Vergleich der experimentellen und simulativen Ergebnisse, vgl. Abb. 5.38, zeigt eine global gut übereinstimmende Charakteristik. Die initiale Steifigkeit der Prüfkörper wird durch die Simulation gut wiedergegeben. Der Zeitpunkt des Versagens (experimenteller Mittelwert  $f_{exp} = 90 \text{ N}$ ) wird durch das FE-Modell mit nur geringen Abweichungen abgebildet.

Der eigentliche Einfluss der Verstärkungen ist ähnlich wie bei den SLS-Proben beim Fortschreiten des Bruchs zu identifizieren. Es wird deutlich, dass durch die Simulation eine detailliertere Zuordnung der Versagenszeitpunkte der einzelnen Pin-Reihen möglich ist.

In Abb. 5.39 ist das aus der numerischen Analyse generierte Schadensbild des DCB-Tests dargestellt. Wie hierin ersichtlich, beginnt der Riss auf der Seite der Verklebung mittels Cyttec FM300K. Bei Fortschreiten der Rissfront ist allerdings ein Sprung auf die andere Seite des Verstärkungselements festzustellen.



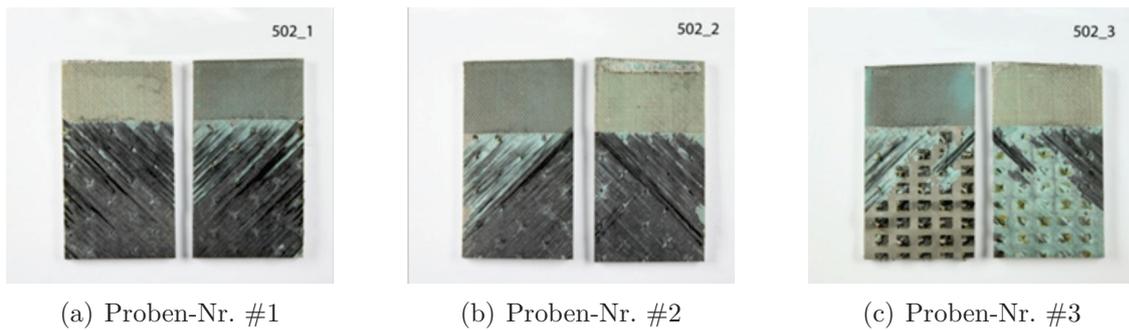
**Abb. 5.39.:** Schadensbild der numerischen Umsetzung der metallischen Verstärkung der DCB-Konfiguration #DCB1

In Abb. 5.40 sowie 5.41 sind die entsprechenden Schadensbilder der experimentellen Proben in diesem Bereich enthalten. Wie in diesen gezeigt, traten bei den experimentellen Analysen verschiedene Formen des Versagens ein:

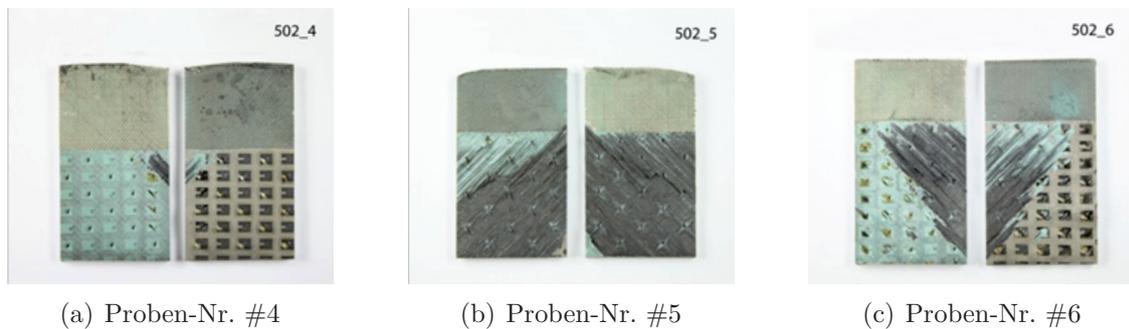
- Reines kohäsives Versagen an der FM300K-Grenzfläche (Abb. 5.41(a))
- Mehrheitlich interlaminares Versagen (Abb. 5.40(a) & (b) Abb. 5.41(b) ); gleichzusetzen dem Versagen der matrixdominierten Grenzfläche M21-CFK im FE-Modell
- Gemischte Versagensform auf beiden Seiten des Verstärkungselements (Abb. 5.40(c) und Abb. 5.41(c)).

Eine Gegenüberstellung der experimentellen und simulativen Restultate zeigt eine Übereinstimmung der durch die FE-Modellierung generierten Versagensmoden in zwei der sechs Fälle, nämlich dem zuletzt genannten Versagensmodus. Darüber hinaus stellen allerdings auch die beiden anderen, leicht abweichenden, experimentellen Versagensarten keine überaus großen Abweichungen dar. Vielmehr werden diese offensichtlich durch geringe Fertigungsimperfektionen in den experimentellen Proben verursacht.

Im Allgemeinen kann somit festgehalten werden, dass die grundlegende strukturelle Charakteristik der verstärkten DCB-Probe durch die numerische Modellierung abgebildet werden konnte.



**Abb. 5.40.:** Schadensbilder der experimentelle Proben der verstärkten DCB-Prben der Konfiguration #DCB1 in den relevanten Bereichen

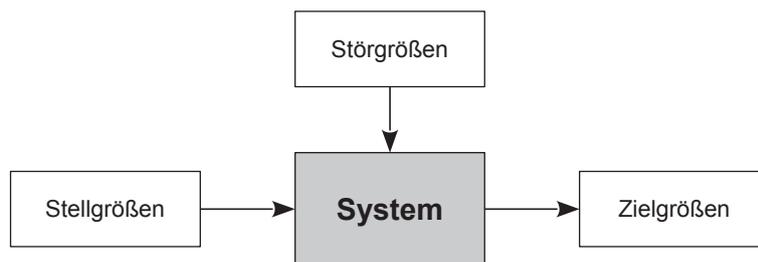


**Abb. 5.41.:** Schadensbilder der experimentelle Proben der verstärkten DCB-Prben der Konfiguration #DCB1 in den relevanten Bereichen



## 6. Analyse der Strukturmechanik in Abhängigkeit von Stellgrößen mit Methoden der statistischen Versuchsplanung

Die im vorigen Kapitel entwickelte FE-Modellierung auf makroskopischer Betrachtungsebene für die Verstärkungsmethode wurde im Folgenden dazu verwendet, um mittels Parameterstudien die strukturmechanischen Eigenschaften der Verstärkungsmethode anhand von SLS-Geometrien zu analysieren. Zu diesem Zweck wurde die Verstärkungsmethode als Black-Box-System analog des Schemas in Abb. 6.1 aufgefasst, in welchem verschiedene Kombinationen aus Stell- und Störgrößen Auswirkungen auf die Zielgrößen bewirken.



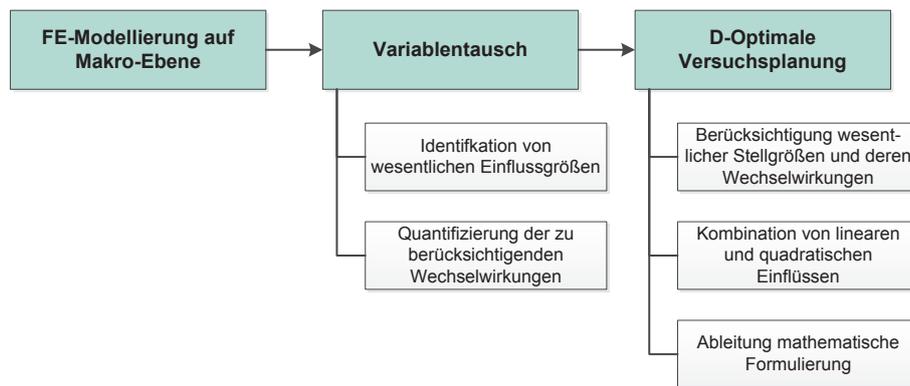
**Abb. 6.1.:** Annahme der Verstärkungsmethode als System im Bezug auf die strukturmechanische Beschreibung

Als Zielsetzung dieser Arbeit wurde eine Analyse der Verstärkungsmethode und deren Auswirkungen auf die Zielgrößen *Reaktionskraft  $f$*  und die damit einhergehende *lokale Längenänderung  $e$*  einer SLS-Verbindung durchgeführt, wobei eine Konzentration auf die beeinflussbaren Stellgrößen erfolgte. Zur Erreichung dieses Ziels kam ein strukturiertes Vorgehen, analog Abb. 6.2 zur Anwendung.

Die Basis wurde durch eine Variablensuche nach Shainin [83] gebildet. Diese ermöglichte die Identifikation von wesentlichen Stellgrößen der Verstärkungsmethode, welche in den folgenden Analyseschritten näher betrachtet wurden. Des Weiteren wurden die Ergebnisse des Variablenvergleichs dazu verwendet, um Wechselwirkungen unter den wesentlichen Stellgrößen hinsichtlich ihres Einflusses auf die Zielgrößen zu bewerten. Die Variablensuche an sich basiert auf der Annahme von rein linearen Zusammenhängen. Im Hinblick auf eine möglichst umfassende Analyse der

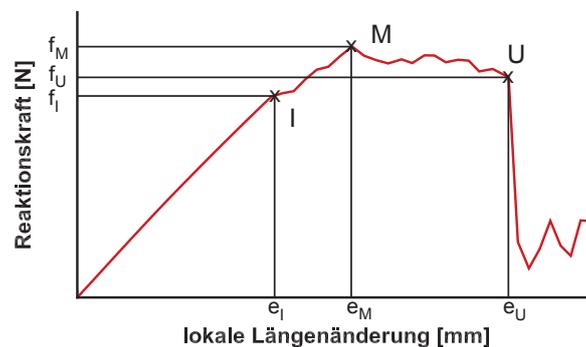
Strukturmechanik erfolgte zudem eine Bewertung der quadratischen Charakteristika der wesentlichen Stellgrößen im Anschluss an die Variablensuche.

Im letzten Schritt der Parameterstudien wurden die im Vorigen generierten Erkenntnisse in einer Versuchsplanung kombiniert. Hierzu gelangte die Methode der D-optimalen Versuchsplanung zur Anwendung, da diese die Kombination linearer und quadratischer Effekte von ausgewählten Stellgrößen ermöglichte, wobei die quadratischen Elemente nur bei den benötigten Elementen berücksichtigt werden mussten. Des Weiteren können Wechselwirkungen inkludiert und bei der Auswertung getrennt analysiert werden. Aufgrund der Komplexität der Vorgehensweise und mathematischen Grundlage wurde diese Methode softwaregestützt in MODDE 9.1 von Umetrics durchgeführt.



**Abb. 6.2.:** Vorgehensweise zur Analyse des strukturellen Verhaltens der Verstärkung mit Methoden der statistischen Versuchsplanung

Die unterschiedlichen Schritte der Parameterstudien hatten die Zielgrößen der Längenänderung  $e$  und der Reaktionskraft  $f$  im Fokus. Angesichts der Kraft-Weg-Kurven einer verstärkten SLS-Probe, vgl. Abb. 6.3, kommen hierbei drei mögliche Punkte zur Auswertung dieser Größen in Betracht.



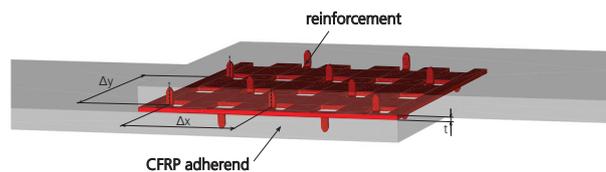
**Abb. 6.3.:** Beispielhafte Darstellung der bei der Versuchsplanung verwendeten Zielgrößen

Zu diesen zählen der Punkt  $I$ , an welchem das erste nicht-lineare Verhalten, bzw. die erste irreversible Schädigung der Verbindung auftritt, der Punkt  $M$ , welcher die maximal ertragbare Kraft darstellt, sowie der Punkt  $U$ , an welchem das finale Versagen inklusive einem totalen Abfall der Reaktionskraft eintritt. Der erstgenannte Punkt  $I$  wird von der Verstärkungsmethode nur indirekt beeinflusst. Der maßgebliche Faktor wird durch das eingebrachte Verstärkungsblech und dem damit verbundenen Störfaktor gestellt. So ist ein Zusammenhang zwischen der Dicke des eingebrachten Blechs und der dadurch generierten Momentenbelastung im verstärkten Bereich zu beobachten, was zu einer Abminderung des initialen Versagenszeitpunkts führt.

Im ersten Schritt der Identifikation der wesentlichen Größen hinsichtlich der Beeinflussung der Strukturmechanik ist der Punkt  $U$  als entscheidend anzusehen, da nur an diesem der gesamte Einfluss der Verstärkung in den Verbindungseigenschaften abgebildet wird. Für die folgenden Analysen werden auch die Punkte  $I$  sowie  $M$  betrachtet, wobei letztgenannter bei einigen Konfigurationen gleichbedeutend mit dem Punkt  $U$  erscheint.

## 6.1. Identifikation der wesentlichen Stellgrößen und deren Wechselwirkungen

Die im Rahmen dieser Arbeit betrachtete Verstärkungsmethode inkludiert verschiedene Stell- und Störgrößen, durch welche die Zielgrößen  $e$  sowie  $f$  beeinflusst werden. Um im Weiteren nur die wesentlichen Einflussgrößen weiterzuverfolgen, wurde zuerst eine Selektion der essentiellen Faktoren mittels einer Variablensuche nach Shainin durchgeführt. Hierzu wurden diverse potentielle Einflussgrößen der Verstärkungsmethode identifiziert, welche zur Analyse herangezogen wurden, vgl. Abb. 6.4.



**Abb. 6.4.:** Potentielle wesentliche Stellgrößen der Verstärkungsmethode

Die betrachteten Variablen ließen sich in verschiedene Kategorien unterteilen. Zu diesen zählten die geometrischen Parameter der einzelnen Verstärkungselemente:

- Pin-/Blechdicke  $t$
- Pinlänge  $l$
- Pinbreite  $w$ .

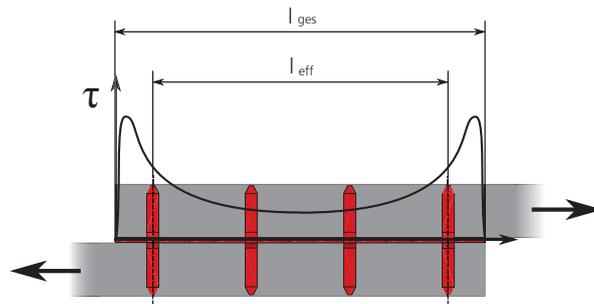
Zudem wurden die Verteilungen der Pins entlang der beiden Richtungen  $x$  und  $y$  näher analysiert:

- $\Delta x$
- $\Delta y$ .

Neben der Dichte der Verstärkungselemente erschien zudem der Anteil der verstärkten an der gesamten Überlappungsfläche als eine zu untersuchende Einflussgröße, vgl. Abb. 6.5. Als wesentlich wurde diesbezüglich v. a. das relative Verhältnis dieser Größen entlang der Belastungsrichtung angesehen, was in den weiteren Betrachtungen durch die Formulierung

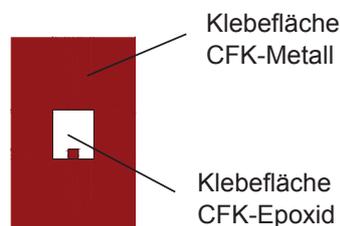
$$r = \frac{l_{eff}}{l_{ges}} \quad (6.1)$$

beschrieben wurde, welche die verstärkte Länge  $l_{eff}$  in Bezug zur gesamten Überlappungslänge  $l_{ges}$  setzt.



**Abb. 6.5.:** Anteil der verstärkten an der gesamten Überlappungsfläche

Neben der beeinflussbaren Verteilung und Geometrie der Verstärkungselemente selbst werden durch die Herstellung der Verstärkungsbleche Faktoren generiert, welche die Strukturmechanik der verstärkten Verbindung wesentlich beeinflussen, vgl. Kapitel 2.



**Abb. 6.6.:** Schematische Darstellung des Klebeflächenverhältnisses  $\beta$

Eine wesentliche Größe wird durch den Biegeprozess, bzw. durch die Voraussetzungen für dessen Durchführung erzeugt. Um eine freie Fläche für den Stempel zu generieren, wird eine entsprechende durch Stanzen generiert, deren Klebeeigenschaften in der numerischen Umsetzung im Vergleich zum metallischen Verstärkungsblech gesondert betrachtet werden, vgl. Abb. 6.6. Aus diesem Grund wird hierdurch auch eine Größe generiert, deren Einfluss in der Variablensuche analysiert wird. Zur Beschreibung dieser Charakteristika wurde die Größe

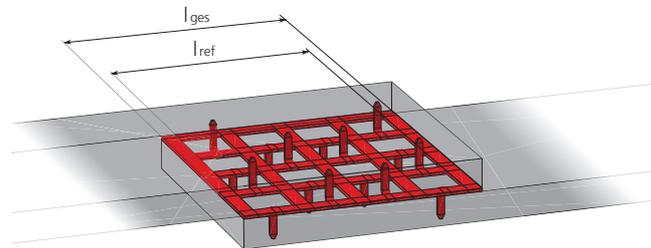
$$\beta = \frac{\text{surface}_{\text{metal-CFRP}}}{\text{surface}_{\text{epoxy-CFRP}}} \quad (6.2)$$

eingeführt, durch welche das Verhältnis der Klebefläche zwischen den metallischen Elementen zu den ausgestanzten Bereichen beschrieben wird.

Neben dem Anteil des ausgeschnittenen Bereichs an der gesamten Überlappungs-klebefläche ist allerdings auch als zu untersuchend anzusehen, wie dieser Bereich im Bezug auf die gesamte Fügeverbindung verteilt ist. Da für die strukturmechanischen Eigenschaften v. a. der Anteil der Elemente/ Bereich in Belastungsrichtung als wesentlich anzusehen ist, wird im Folgenden die Formulierung

$$v = \frac{l_{\text{ref}}}{l_{\text{ges}}} \quad (6.3)$$

herangezogen, durch welche der anteilige Bereich in Bezug auf die gesamte Überlappungslänge  $l_{\text{ges}}$  definiert wird. Eine grafische Darstellung dieser Variablen ist in Abb. 6.7 inkludiert.



**Abb. 6.7.:** Schematische Darstellung des Anteils des ausgeschnittenen Bereichs an der gesamten Überlappungsfläche  $v$

Die oben dargestellten Variablen bildeten die zu analysierende Basis für die Variablensuche nach Shainin. Zur Durchführung dieser wurden für jede dieser Größen zwei Stufen definiert, von welchen angenommen wurde, dass ein positiver (+), bzw. negativer (−) Einfluss auf die Zielgrößen  $f_U$  und  $e_U$  vorliegt. Die quantitativen Werte der Faktorstufen für die zu analysierenden Einflussfaktoren der Verstärkungsmethode sind in Tabelle 6.1 zusammengefasst.

Variable			negativ	positiv
Pin-/ Blechdicke	$t$	[mm]	0,2	0,4
Pin-Länge	$l$	[mm]	1,4	1,8
Pin-Breite	$w$	[mm]	0,46	0,6
Klebeflächenverhältnis	$\beta$	[-]	3,5	2,0
Pin-Dichte in x-Richtung	$\rho_x$	[1/mm]	5,0/25,4	6,0/25,4
Pin-Dichte in y-Richtung	$\rho_y$	[1/mm]	4,0/25,4	5,0/25,4
Ausnutzung der Überlappungsfläche durch Verstärkung	$r$	[-]	19/25,4	20/25,4
Beginn der freien Flächen relativ zur Überlappungsfläche	$v$	[-]	21,9/25,4	22,5/25,4

Tab. 6.1.: Stufen der Stellgrößen zur Durchführung der Variablensuche

Die Referenz für einen Vergleich bilden zwei Konfigurationen mit allen zu untersuchenden Einflussfaktoren auf Stufe positiv (+), bzw. negativ (-). Der Einfluss eines einzelnen Faktors wird beurteilt durch einen Vergleich von Konfigurationen, bei welchen im Vergleich zu den Referenzen lediglich der zu analysierende Faktor auf die konträre Stufe variiert wird, vgl. Abb. 6.8.

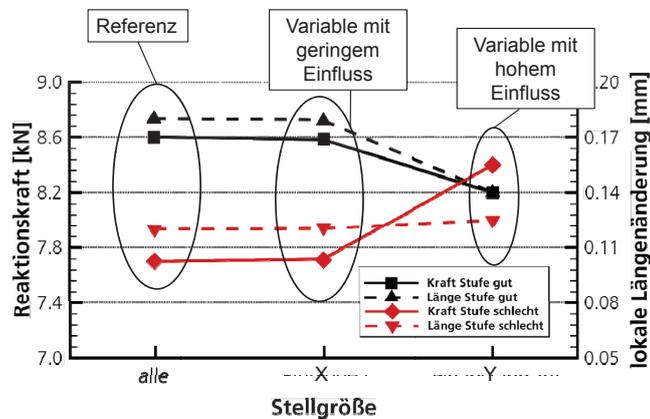


Abb. 6.8.: Schematische Darstellung des Prinzips der Variablensuche nach Shainin

In dieser Abbildung ist beispielhaft die Auswertung von zwei Stellgrößen X und Y dargestellt. Diese wurden lediglich im Vergleich zu den anderen Stellgrößen in ihrer Faktorstufe auf die gegenteilige variiert. Die Variation der Stellgröße X führt auf die Zielgrößen keine wesentliche Änderung herbei, sodass davon ausgegangen werden kann, dass diese Stellgröße keinen signifikanten Einfluss auf die Zielgrößen innehat. Eine gegenteilige Situation ist hinsichtlich des Faktors Y zu beobachten. Durch die alleinige Variation dieser Stellgröße auf die jeweils konträre Faktorstufe wird eine wesentliche Änderung bei den Zielgrößen hervorgerufen. Es wird deutlich, dass ein signifikanter Einfluss vorliegt. Im Allgemeinen kann somit davon ausgegangen werden, dass durch diese methodische Vorgehensweise die wesentlichen Faktoren bzgl. der zu analysierenden Zielgrößen identifiziert werden können.

#	$t$ [mm]	$l$ [mm]	$w$ [mm]	$\beta$ [-]	$\rho_x$ [1/mm]	$\rho_y$ [1/mm]	$r$ [-]	$v$ [-]
1	0,4	1,8	0,60	2,0	6/25,4	5/25,4	20/25,4	22,5/25,4
2	0,2	1,4	0,46	3,5	5/25,4	4/25,4	19/25,4	21,9/25,4
3	0,2	1,8	0,60	2,0	6/25,4	5/25,4	20/25,4	22,5/25,4
4	0,4	1,4	0,46	3,5	5/25,4	4/25,4	19/25,4	21,9/25,4
5	0,4	1,4	0,60	2,0	6/25,4	5/25,4	20/25,4	22,5/25,4
6	0,2	1,8	0,46	3,5	5/25,4	4/25,4	19/25,4	21,9/25,4
7	0,4	1,8	0,46	2,0	6/25,4	5/25,4	20/25,4	22,5/25,4
8	0,2	1,4	0,60	3,5	5/25,4	4/25,4	19/25,4	21,9/25,4
9	0,4	1,8	0,60	3,5	6/25,4	5/25,4	20/25,4	22,5/25,4
10	0,2	1,4	0,46	2,0	5/25,4	4/25,4	19/25,4	21,9/25,4
11	0,4	1,8	0,60	2,0	5/25,4	5/25,4	20/25,4	22,5/25,4
12	0,2	1,4	0,46	3,5	6/25,4	4/25,4	19/25,4	21,9/25,4
13	0,4	1,8	0,60	2,0	6/25,4	4/25,4	20/25,4	22,5/25,4
14	0,2	1,4	0,46	3,5	5/25,4	5/25,4	19/25,4	21,9/25,4
15	0,4	1,8	0,60	2,0	6/25,4	4/25,4	19/25,4	22,5/25,4
16	0,2	1,4	0,46	3,5	5/25,4	5/25,4	20/25,4	21,9/25,4
17	0,4	1,8	0,60	2,0	6/25,4	4/25,4	20/25,4	21,9/25,4
18	0,2	1,4	0,46	3,5	5/25,4	5/25,4	19/25,4	22,5/25,4

**Tab. 6.2.:** Varianten # der Stellgrößen zur Variablensuche nach Shainin

Die für diese Analyse notwendigen Konfigurationen hinsichtlich der Stellgrößen der Verstärkungsmethode sind in Tabelle 6.2 zusammengefasst. Hierin werden durch die Varianten #1 und #2 die beiden Referenzkonfigurationen mit allen Faktoren auf Stufe (+), bzw. (-) repräsentiert. Die in dieser Tabelle inkludierten Varianten #3 bis #18 stellen jeweils die modifizierten Varianten von #1 und #2 dar, bei welchen lediglich die zu analysierenden Stellgröße die im Vergleich zu den Referenzen konträre Stufe zugewiesen wurde.

### 6.1.1. Einfluss auf die Reaktionskraft $f$ kurz vor dem finalen Versagen

In Abb. 6.9 sind die erreichten Werte der Zielgröße Reaktionskraft  $f$  der Konfigurationen #1 bis #18 zusammengefasst. Die zugrundeliegenden Kraft-Weg-Verläufe sind im Anhang A.1 zu finden.

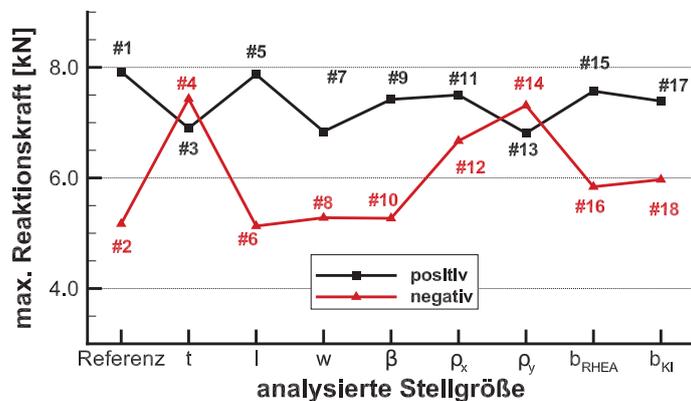


Abb. 6.9.: Resultate der Reaktionskraft  $f$  beim totalen Versagen für die Varianten #1 bis #18 der Variablensuche

Die Reaktionskraft  $f$  der Referenzkonfiguration #1, bei welcher sich alle Stellgrößen auf dem Level *positiv* befinden, erreicht mit  $f = 7,92 \text{ kN}$  den maximalen Wert bzgl. dieser Zielgröße. Analog hierzu bildet das Resultat der Variante #2, die eine Konfiguration mit allen Parametern auf der Stufe *negativ* darstellt, mit  $f = 5,17 \text{ kN}$  die Abgrenzung der Reaktionskraft  $f$  innerhalb des Versuchsraums nach unten. Die Konfigurationen #3 und #4, welche Konfigurationen zur Analyse der Pin- sowie Blechdicke  $t$  entsprechen, zeigen im Vergleich zu den Referenzen #1 und #2 deutlich ausgeprägte Differenzen mit einem  $\Delta f = 1,02 \text{ kN}$ , bzw.  $\Delta f = 2,76 \text{ kN}$ . Eine Interpretation dieser Ergebnisse kann anhand der Kraft-Weg-Verläufe vorgenommen werden, welche in Anhang A.1 zu finden sind.

Eine Auffälligkeit ist in dem Lastniveau zu sehen, bei welchem die erste irreversible Verformung wahrzunehmen ist. Die Konfiguration mit einer Blechdicke von  $t = 0,2 \text{ mm}$  erreicht einen initialen Versagenspunkt von  $f_i \approx 7 \text{ kN}$ , welcher sich auf einem deutlich höheren durchschnittlichem Lastniveau befindet als der entsprechende der Konfigurationen mit Blechstärke von  $t = 0,4 \text{ mm}$  ( $f_i \approx 5,5 \text{ kN}$ ). Eine mögliche Ursache ist darin zu sehen, dass durch die höhere Blechdicke ein größerer Störkörper in die Fügung eingebracht wurde, sodass bei Belastung durch einen Hebeleffekt ein Biegemoment auf die Fügefläche erzeugt wird. Während die erstgenannten Konfigurationen nicht in der Lage sind, durch die Verstärkung das hohe ertragbare Lastniveau bis zum finalen Versagen aufrechtzuerhalten, wird durch die Blechdicke von  $t = 0,4 \text{ mm}$  ein Widerstand erzeugt, bei welchem auch beim Rissfortschritt das ertragbare Lastniveau gesteigert werden kann, wodurch das verfrühte Erstversagen mehr als kompensiert wird.

Im Vergleich zu den Referenzen #1 und #2 zeigen die Varianten #5 und #6, welche mit der Analyse der Pin-Länge  $l$  verknüpft sind, deutlich geringere Änderungen der ertragbaren Last  $f$  mit den  $\Delta f = 0,05 \text{ kN}$  zur positiven, bzw.  $\Delta f = 0,46 \text{ kN}$  zur negativen Referenz. Diese Tatsache spiegelt auch die Ergebnisse der Single-Pin-Analysen in Kapitel A.1 wieder, bei welchen sich zeigte, dass dieser Parameter bei Belastungen vornehmlich auf Scherung nur untergeordneten Einfluss zeigte und somit von einer wesentlichen Einflussnahme der Festigkeit durch den Biege­widerstand um die y-Achse auszugehen ist.

Des Weiteren konnte eine wesentliche Beeinflussung der Zielgröße  $f$  durch die Verteilung der Pins in den unterschiedlichen Richtungen x und y festgestellt werden, was durch die Konfigurationen #11 bis #14 analysiert wurde. Besonders einflussreich zeigte sich die Dichte der Verstärkungselemente in y-Richtung. Offenbar resultierte durch die Rissstoppfunktion der Verstärkungselemente bereits zu Beginn des Risses ein signifikanter Einfluss als durch eine Erhöhung der Dichte im weiteren Verlauf der Schädigung, was einer Verdichtung entlang der Belastungsrichtung x zuzuordnen wäre.

Die verbleibenden Konfigurationen zeigten Effekte, welche zwischen diesen extremen Beispielen lagen. Bei einigen Variablenpaaren wie z.B. bei Varianten #5 und #6 wiesen die beiden Differenzen  $\Delta f$  in Bezug auf die Referenzkonfigurationen #1 und #2 deutliche Größenunterschiede auf. Dies stellt ein Anzeichen zur Präsenz von Wechselwirkungen unter verschiedenen Stellgrößen dar. Eine diesbezügliche Analyse findet sich nachfolgend in diesem Kapitel.

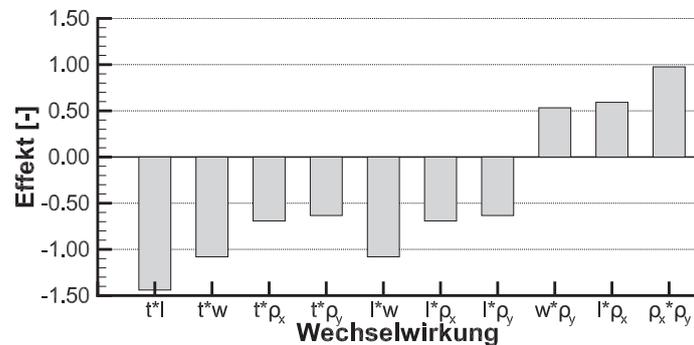
Wie bei der Variablensuche festgestellt wurde, traten neben den Einflüssen der einzelnen Stellgrößen auch Wechselwirkungen unter diesen auf. Zu diesem Zweck wurden die entsprechenden Kombinationen zwischen zwei Stellgrößen  $X$  und  $Y$  durch die mathematischen Formulierungen 6.4 analysiert. Diese beruhen auf einer Subtraktion der durchschnittlichen Reaktionskraft der Konfigurationen, bei welchen sich die beiden analysierten Faktoren jeweils auf unterschiedlichen Stufen befinden, von dem entsprechenden Mittelwert der Konfigurationen, bei welchen beide Werte jeweils die negative (-) oder positive (+) Stufe besitzen.

$$I_{f(X,Y)} = \frac{1}{2m} \sum_{i=1}^m f(X_{i,pos}, Y_{i,pos}) + \frac{1}{2m} \sum_{i=1}^m f(X_{i,neg}, Y_{i,neg}) - \quad (6.4)$$

$$\frac{1}{2p} \sum_{i=1}^p f(X_{i,pos}, Y_{i,neg}) - \frac{1}{2p} \sum_{i=1}^p f(X_{i,neg}, Y_{i,pos})$$

Innerhalb dieser mathematischen Beschreibung nimmt  $m$  die Anzahl der Paare ein, bei welchen beide Faktoren auf demselben Level stehen, also  $m = 5$ .  $p$  inkludiert die Anzahl der restlichen Variantenpaare, sodass  $p = n - m = 2$  gilt. Die grafische Auswertung dieser Analyse ist in Abb. 6.10 enthalten. Bei Betrachtung wird deutlich, dass die größten Wechselwirkungen unter Beteiligung der wesentlichen Stellgröße der Blechdicke  $t$  auftreten. So werden die betragsmäßig größten Wechselwirkungen

zwischen der Dicke  $t$  und den geometrischen Parametern der Pin-Länge  $l$  und Pin-Breite  $w$  mit Werten von  $I_{t*l} = 1,44$ , bzw.  $I_{t*w} = 1,08$  dargestellt. Ebenso kann die Wechselwirkung zwischen der Pin-Länge  $l$  und der Breite  $w$  als wesentlich eingestuft werden ( $I_{l*w} = -1,08$ ).



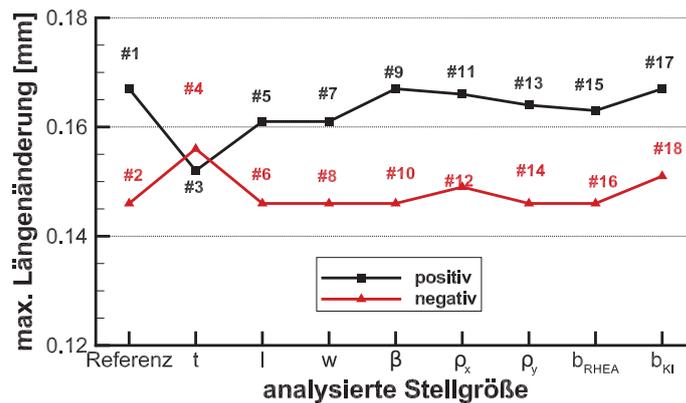
**Abb. 6.10.:** Wechselwirkungen der analysierten Parameter bzgl. der Reaktionskraft  $f$  bei totalem Versagen der Verbindung

Dies kann so gedeutet werden, dass der positive Effekt auf die Zielgröße durch die Kombination der entsprechenden Faktoren abgeschwächt wird. Eine mögliche Ursache gerade bzgl. der Faktoren  $t$  und  $w$  ist evtl. darin zu sehen, dass durch diese der Querschnitt und somit das Widerstandsmoment der Pins beschrieben wird. Eine gleichzeitige Erhöhung der Größen hat somit auch einen negativen Einfluss auf die Laminatqualität, vgl. Abschnitt 5.2. In Bezug auf Wechselwirkungen unter Beteiligung der Pin-Länge  $l$  kann dies darauf zurückgeführt werden, dass sich der Einfluss dieser Größe abhängig von der Querschnittsgeometrie zeigt, da hierdurch der Versagensmodus offensichtlich gesteuert wird.

Die Interaktion der Dichte der Pin-Elemente in den verschiedenen Richtungen  $x$  und  $y$  ist mit einem effektiven Wert von  $I_{\Delta x*\Delta y} = 0,98$  auffällig, wobei davon auszugehen ist, dass diese Wechselwirkung nicht nur durch die unterschiedlichen Faktorstufen in den beiden Richtungen verursacht worden ist, sondern auch losgelöst hiervon eine deutliche Wechselwirkung vorliegt.

### 6.1.2. Beeinflussung der maximalen Längenänderung $e$

Abb. 6.11 enthält die Werte hinsichtlich der maximalen Längenänderung  $e$ , welche durch die verstärkten Proben mit den Konfigurationen aus Tabelle 6.2 erreicht wurden. Durch die positive Referenzkonfiguration #1 konnte eine maximale Längenänderung von  $e = 0.167 \text{ mm}$  erreicht werden. Konträr hierzu beträgt der Abschluss des Versuchsfelds nach unten  $e = 0.146 \text{ mm}$ , was durch die Referenz #2 mit allen Faktoren auf der negativen Stufe erreicht wird.



**Abb. 6.11.:** Resultierende maximale Längenänderungen  $e$  aus der Variablensuche mit den Varianten #1 bis #18

Mit Differenzen von  $\Delta e = 0,015 \text{ mm}$  und  $\Delta e = 0,010 \text{ mm}$  gegenüber der positiven und negativen Referenz stellen die Konfigurationen #3 und #4, welche mit der Analyse der Pin- und Blechdicke  $t$  verbunden sind, die einflussreichste Stellgröße der Verstärkungsmethode dar, wie dies auch bei der Untersuchung bzgl. der Zielgröße der Reaktionskraft der Fall war.

Ein wesentlicher Effekt auf die Längenänderung  $e$  ist zudem durch eine Variation der geometrischen Stellgrößen  $l$  und  $w$  zu verzeichnen. Vor allem die Differenz zur positiven Referenzkonfiguration ist bei diesen Variablen sehr ausgeprägt ( $\Delta e = 0,006 \text{ mm}$  und  $\Delta e = 0,006 \text{ mm}$ ). Die Differenz zur negativen Referenzprobe ist allerdings vernachlässigbar. Dies ist wiederum als ein Indiz hinsichtlich der Präsenz von Wechselwirkungen zu werten.

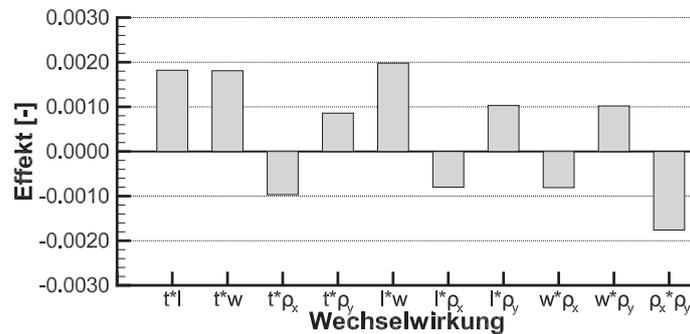
Hinsichtlich der Verteilung der Pins innerhalb der Fügefläche lässt sich auch eine Abhängigkeit bzgl. der Zielgröße identifizieren. Im Gegensatz zur Reaktionskraft ist der Einfluss der Verteilung in x-Richtung allerdings als übergeordnet einzustufen. Offensichtlich wird die maximale Längenänderung v.a. durch Verstärkungen im weiteren Verlauf der Schädigung beeinflusst, was einer Verdichtung von Verstärkungselementen in x-Richtung, also in der Mitte der Überlappungsfläche, gleichkommt.

Die bereits bei der Betrachtung von Abb. 6.11 vermuteten Wechselwirkungen der verschiedenen Parameter untereinander wurden mittels Gleichung 6.5 bestimmt.

$$I_{e(X,Y)} = \frac{1}{2m} \sum_{i=1}^m e(X_{i,pos}, Y_{i,pos}) + \frac{1}{2m} \sum_{i=1}^m e(X_{i,neg}, Y_{i,neg}) - \quad (6.5)$$

$$\frac{1}{2p} \sum_{i=1}^p e(X_{i,pos}, Y_{i,neg}) - \frac{1}{2p} \sum_{i=1}^p e(X_{i,neg}, Y_{i,pos})$$

Die Berechnung dieser erfolgte durch die analoge Vorgehensweise wie bei Gleichung 6.4 beschrieben. Die bestimmten Wechselwirkungen unter den wesentlichen Haupteinflussgrößen sind in Abb. 6.12 grafisch dargestellt.



**Abb. 6.12.:** Wechselwirkungen der verschiedenen Designgrößen bzgl. der max. Längenänderung

Hierbei wurde ein ähnliches Ergebnis erzielt wie bei der Reaktionskraft  $f$ . Es zeigten sich v.a. unter den geometrischen Stellgrößen  $t$ ,  $l$  und  $w$  signifikante Wechselwirkungen, welche im Gegensatz zur Reaktionskraft  $f$  keine abschwächende Wirkung besaßen. Wie bereits oben beschrieben, ist bei der Kombination der verschiedenen geometrischen Stellgrößen von einer Abminderung der Steifigkeit des Laminats auszugehen. Während dies die Reaktionskraft  $f$  negativ beeinflusst, kann hierdurch eine größere Längenänderung  $e$  bei gleicher Kraft erzielt werden.

### 6.1.3. Zusammenfassung

Um im Folgenden Synergieeffekte zu nutzen, erfolgte die Erstellung der Versuchsplanung für die vier Zielgrößen einheitlich. Unter dieser Zielsetzung wurden folgende Einflussfaktoren in den Versuchsplan integriert, deren Einfluss sich als wesentlich erwies:

- Dicke der Verstärkungsbleche und -elemente  $t$
- Breite der Pins  $w$
- Länge der Pins  $l$
- Dichte der Verstärkungselemente in x-Richtung  $\rho_x$
- Dichte der Verstärkungselemente in y-Richtung  $\rho_y$ .

Der Effekt der Pin-Länge  $l$  wurde bei der Analyse der kraftbezogenen Zielgrößen  $f_u$  sowie  $f_{max}$  nicht berücksichtigt. Die nähere Betrachtung möglicher Wechselwirkungen unter den wesentlichen Einflussfaktoren zeigte in den Abschnitten 6.1.1 und 6.1.2 zudem, dass folgende von diesen in der weiteren Analyse Berücksichtigung finden sollten:

- $t * l$  zwischen der Blechdicke  $t$  und der Pin-Länge  $l$
- $t * w$  zwischen der Blechdicke  $t$  und der Pin-Breite  $w$
- $l * w$  zwischen der Pin-Länge  $l$  und der Pin-Breite  $w$
- $\rho_x * \rho_y$  zwischen der Pin-Anzahl in x- und y-Richtung  $\rho_x$ , bzw.  $\rho_y$ .

Ähnlich der Betrachtung der Einflussfaktoren selbst, finden die jeweiligen unter Beteiligung der Pin-Länge  $l$  ( $t * l$  und  $l * w$ ) keine Berücksichtigung bei den kraftbezogenen Zielgrößen  $f_u$  sowie  $f_{max}$ .

## 6.2. Bewertung der quadratischen Einflüsse der wesentlichen Einflussfaktoren

Im vorangegangenen Abschnitt wurden die wesentlichen Einflussfaktoren auf die beiden Zielgrößen  $f$  und  $e$  identifiziert. Die Beschreibung erfolgte darin durch lineare Annahmen. Im Folgenden soll eine weitere Untersuchung klären, ob zusätzlich zu diesen auch noch quadratische Effekte der einzelnen Faktoren zum Tragen kommen. Zu diesem Zweck wurden für die fünf wesentlichen Stellgrößen Konfigurationen zur numerischen Analyse identifiziert, welche ausgehend von Variante #1 aus Tabelle 6.2 die einzelnen Parameter auf zwei Stufen variiert. Die jeweiligen Faktorstufen sind in Tabelle 6.3 für die einzelnen Stellgrößen zusammengefasst.

Variable	Referenz	mittlere Stufe	höchste Stufe
Dicke $t$	0,4 mm	0,3 mm	0,4 mm
Pin-Breite $w$	0,6 mm	0,53 mm	0,6 mm
Pin-Länge $l$	1,8 mm	1,6 mm	1,4 mm
Anzahl x-Richtung $n_x$	6	5	4
Anzahl y-Richtung $n_y$	5	4	3

Tab. 6.3.: Definition der Faktorstufen zur Analyse hinsichtlich quadratischer Effekte

In Abb. 6.13 sind die entsprechenden Kraft-Weg-Kurven hinsichtlich der Variation der Pin-/ Blechdicke  $t$  zusammengefasst. Wie hierin ersichtlich, liegen die drei Punkte, bei welchen das finale Versagen der verstärkten Verbindung eintritt, nicht auf einer Linie. Bei weiterer Betrachtung wird deutlich, dass die Abstände zwischen den Punkten v.a. hinsichtlich der Reaktionskraft  $f$  wesentliche Unterschiede aufweisen, während sie sich bei der Längenänderung  $e$  auf vergleichbarem Niveau befinden.

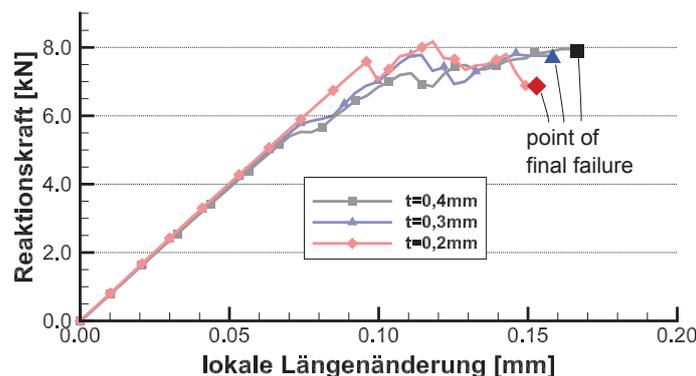


Abb. 6.13.: Analyse der quadratischen Einflüsse durch die Pin-/ Blechdicke  $t$

Als Konsequenz kann daher festgehalten werden, dass der quadratische Einfluss v.a. bei der Reaktionskraft zum Tragen kommt. Die entsprechende Analyse bzgl. der Stellgröße Pin-Länge  $l$  ist in Abb. 6.14 enthalten. Wie bereits bei den oben durchgeführten Untersuchungen deutlich wurde, zeigte sich der Einfluss dieser Stellgröße vornehmlich hinsichtlich der Längenänderung  $e$ . Bei Analyse der zugehörigen Punkte des finalen Versagens konnte kein signifikanter quadratischer Einfluss dieser Stellgröße festgestellt werden, da die Verbindung dieser Punkte nahezu mit einer Linie zu beschreiben ist.

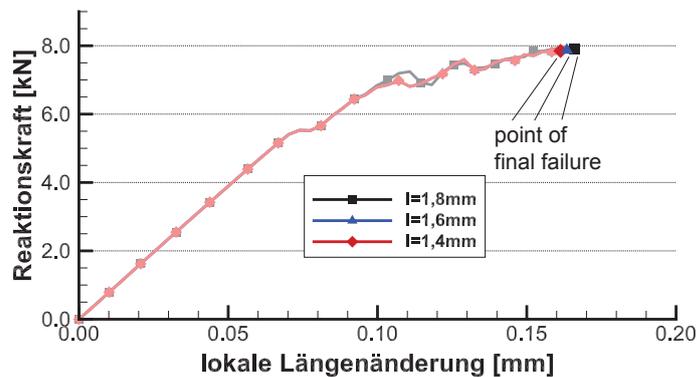


Abb. 6.14.: Analyse der quadratischen Einflüsse durch die Pin-Länge  $l$

Eine ähnliche Aussage kann bzgl. der Auswirkungen durch die Größen Pin-Breite  $w$  und die Verteilungen der Pins in die beiden Richtungen  $x$  und  $y$  getroffen werden. Die entsprechenden grafischen Auswertungen sind in Anhang A.2 zu finden.

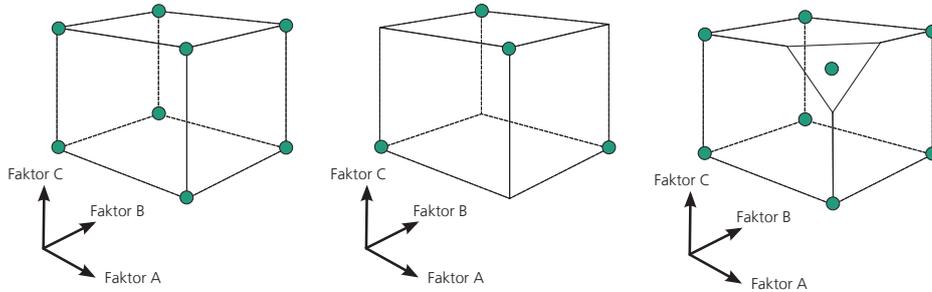
### 6.3. Identifikation einer geeigneten Versuchsplanung bzgl. 3D-verstärkten Fügeverbindung

Die Auswahl des geeigneten Versuchsschemas hatte verschiedene Annahmen als Basis:

- möglichst geringe Anzahl von nötigen Versuchen/ Simulationen
- Differenzierung der wesentlichen Einflüsse und Interaktionen
- Vermischung von linearen und quadratischen Einflussgrößen
- Einbeziehung von bereits durchgeführten Simulationen.

Hierzu boten sich prinzipiell verschiedene Methoden der statistischen Versuchsplanung an, vgl. Abb. 6.15. Während sich die vollfaktorielle Versuchsplanung durch eine detaillierte Analyse auszeichnete, resultierte ein enormer Prüfumfang gerade bei Inkludierung der quadratischen Einflüsse, sodass eine Anwendung dieser Methode im Rahmen dieser Parameterstudie als wenig sinnvoll erschien.

Die teilfaktorielle Belegung des Versuchsraums stellte eine effiziente Methode der Analyse dar, jedoch werden gerade die Wechselwirkungen unter den einzelnen Faktoren vermischt, d.h. eine separate Auswertung, bzw. Berücksichtigung von diesen in der späteren mathematischen Beschreibung erscheint nicht mehr möglich.



**Abb. 6.15.:** Schematische Darstellung unterschiedlicher Methoden der statistischen Versuchsplanung

Das D-Optimale Design stellte eine Möglichkeit dar, die oben genannten Anforderungen am besten umzusetzen. Hierbei handelt es sich um einen nicht-orthogonalen Versuchsplan, d.h. es werden nicht nur die Eck- und Zentralpunkte des Versuchsraums belegt, vgl. Abb. 6.15. Aus diesem Grund wurde zur Erstellung und Auswertung der Versuchsreihe ein geeignetes Software-Paket benötigt, in diesem Fall MODDE 9.1 von Umetrics.

## 6.4. Mathematische Beschreibung des strukturellen Verhaltens durch statistische Versuchsplanung

Die in den Abschnitten 6.1 und 6.2 durchgeführten Voranalysen dienten dazu, für die Entwicklung einer mathematischen Beschreibung der strukturellen Eigenschaften der Verstärkungsmethode wesentliche Einflussgrößen zu identifizieren. Hierzu wurde auf die in Abb. 3.8 in Kapitel 3 dargestellte SLS-Probengeometrie als Referenz zurückgegriffen. Zur Analyse und Bewertung wurden verschiedene Zielgrößen herangezogen:

- Längenänderung der Probe bei finalen Versagen  $e_u$

- Letzte Reaktionskraft der Verbindung  $f_u$  vor dem finalen Versagen beim Punkt  $e_u$
- Maximale Reaktionskraft der Verbindung im Verlauf der Belastung  $f_{max}$
- Längenänderung der Probe  $e_{max}$ , bei welcher die maximale Reaktionskraft  $f_{max}$  auftritt.

Eine Veranschaulichung der Zielgrößen ist beispielhaft in Abb. 6.3 (Abschnitt 6) enthalten. In dieser wird der Unterschied deutlich, dass der Punkt der maximal ertragbaren Last  $f_{max}$  nicht zwangsläufig der Belastung, welche beim totalen Versagen auftritt,  $f_u$ , entsprechen muss.

Im Gegensatz zu den Voruntersuchungen wurde die mathematische Beschreibung auf das Einflussgebiet der Verstärkungselemente auf die strukturmechanischen Eigenschaften beschränkt. Dies bedeutet, dass die zu analysierenden Zielgrößen auf den Punkt des initialen Versagens ( $e_i$ , respektive  $f_i$ ) bezogen wurden, wie in Abb. 6.3 grafisch dargestellt, da alleinig in dem hieran folgenden Bereich die Verstärkungen zu tragen kamen. Der Punkt des Erstversagens selbst zeigte sich wie in Abschnitt 5.4 beschrieben, vornehmlich abhängig von der Dicke des implementierten Verstärkungsbleches  $t$ .

Die Anwendung der D-Optimalen Versuchsplanung ermöglichte zudem die Integration von quadratischen Einflüssen, von welchen sich, wie in Abschnitt 6.2 analysiert, derjenige der Blechdicke  $t$  als wesentlicher herausstellte. Mit dem oben genannten Input wurde in der Versuchsplanungssoftware Umetrics MODDE 9.1 ein D-Optimaler Versuchsplan mit 26 zu implementierenden Kombinationen der Einflussgrößen erstellt. Die Faktoren, welche in Abschnitt 6.1 als nicht wesentlich eingestuft wurden, wurden unter den in Tabelle 6.4 zusammengefassten Stufen konstant gehalten, um eine vergleichbare Ausgangssituation zu erhalten.

Einflussfaktor	konstanter Wert
Verhältnis der Klebeflächen $\beta$	2,0 $mm^2/mm^2$
Relative verstärkte Fläche $r$	20/25,4 mm/mm
Beginn der ausgeschnittenen Bereiche $v$	22,5/25,4 mm/mm

**Tab. 6.4.:** Größen mit untergeordnetem Einfluss auf die Zielgrößen und die verbundenen konstanten Werte

In Tabelle 6.5 ist eine Übersicht über die zu analysierenden Konfigurationen mit den unterschiedlichen Werten der zu variierenden Stellgrößen enthalten. Hierin wurden auch drei Zentralpunkte generiert, wodurch die Berücksichtigung von quadratischen Einflüssen ermöglicht wurde. Auffällig zeigten sich zudem asymmetrische Auswertepunkte bei den Variablen der Dicke  $t$ , der Pin-Breite  $w$  sowie der Pin-Länge  $l$ . Bei den beiden Variablen der Verteilung der Pins  $\rho_x$  sowie  $\rho_y$  stand diese Möglichkeit nicht zur Verfügung, da die Anzahl der Verstärkungselemente einer ganzen Zahl entsprechen musste.

Die Resultate der entsprechenden numerischen Analysen sind in Tabelle 6.6 zusammengefasst. Die detaillierten Kraft-Längenänderungskurven inklusive einer Kennzeichnung der extrahierten Werte finden sich im Anhang A.3.

Versuch	Dicke $t$ [mm]	Pin-Breite $w$ [mm]	Pin-Länge $l$ [mm]	Dichte x $\rho_x$ [1/mm]	Dichte y $\rho_y$ [1/mm]
#1	0,40	0,46	1,40	0,157	0,118
#2	0,20	0,46	1,80	0,157	0,118
#3	0,40	0,55	1,80	0,157	0,118
#4	0,27	0,60	1,40	0,157	0,118
#5	0,33	0,60	1,80	0,157	0,118
#6	0,40	0,46	1,80	0,197	0,118
#7	0,20	0,60	1,53	0,197	0,118
#8	0,20	0,46	1,40	0,236	0,118
#9	0,40	0,60	1,40	0,236	0,118
#10	0,20	0,60	1,80	0,236	0,118
#11	0,40	0,51	1,80	0,236	0,118
#12	0,20	0,55	1,40	0,157	0,157
#13	0,40	0,60	1,67	0,197	0,157
#14	0,40	0,51	1,40	0,197	0,157
#15	0,30	0,46	1,60	0,197	0,157
#16	0,20	0,46	1,40	0,157	0,197
#17	0,40	0,60	1,40	0,157	0,197
#18	0,40	0,46	1,80	0,157	0,197
#19	0,20	0,60	1,80	0,157	0,197
#20	0,27	0,46	1,40	0,157	0,197
#21	0,33	0,53	1,80	0,197	0,197
#22	0,40	0,46	1,40	0,236	0,197
#23	0,20	0,60	1,40	0,236	0,197
#24	0,20	0,46	1,80	0,236	0,197
#25	0,40	0,60	1,80	0,236	0,197
#26	0,30	0,53	1,60	0,236	0,197

**Tab. 6.5.:** Konfigurationen der Versuchsplanung des D-optimalen Designs

Die Auswertung mittels der kommerziellen Softwarepakete MODDE 9.1 sowie Minitab 17 erfolgte durch Regressionsanalysen. Hierbei werden für die jeweiligen Einflussfaktoren Koeffizienten ermittelt, um die aus den Verteilungen generierten Datenpunkte zu approximieren. Durch Addition der jeweiligen Stellgrößen multipliziert mit den zugehörigen Koeffizienten ergibt sich schließlich eine mathematische Beschreibung der Zielgröße in Abhängigkeit der Einflussfaktoren. Der Wert der

Stellgröße  $X$  wird hierin relativ zu den betrachteten Faktorstufen beschrieben, vgl. Gleichung 6.6.

$$X_{Regression} = \frac{X_{absolut} - X_-}{X_+ - X_-} \quad (6.6)$$

Im Folgenden erfolgt eine differenzierte Betrachtung der Resultate unterteilt nach den analysierten Zielgrößen.

Versuch	$f_i$ [kN]	$e_i$ [mm]	$f_u$ [kN]	$e_u$ [mm]	$f_{max}$ [kN]	$e_{max}$ [mm]	$f_u - f_i$ [kN]	$e_u - e_i$ [mm]	$f_{max} - f_i$ [kN]	$e_{max} - e_i$ [mm]
#1	5,96	0,09	6,13	0,16	6,92	0,10	0,17	0,07	0,95	0,02
#2	7,39	0,10	5,68	0,14	7,98	0,11	-1,71	0,04	0,59	0,01
#3	5,96	0,09	6,29	0,16	6,89	0,10	0,33	0,07	0,93	0,01
#4	6,66	0,09	6,88	0,13	7,64	0,10	0,22	0,04	0,98	0,02
#5	6,39	0,09	5,75	0,14	7,32	0,10	-0,64	0,05	0,94	0,01
#6	5,80	0,08	5,20	0,15	6,88	0,10	-0,60	0,07	1,08	0,02
#7	7,07	0,10	7,22	0,13	7,22	0,13	0,15	0,04	0,15	0,04
#8	6,49	0,09	7,17	0,15	7,89	0,13	0,68	0,06	1,41	0,04
#9	5,52	0,08	6,49	0,16	7,02	0,14	0,97	0,08	1,50	0,06
#10	6,49	0,09	7,70	0,15	8,00	0,13	1,21	0,06	1,51	0,04
#11	5,52	0,08	6,80	0,15	6,80	0,12	1,27	0,07	1,27	0,04
#12	7,36	0,10	5,79	0,14	8,16	0,11	-1,56	0,04	0,81	0,01
#13	7,09	0,09	7,09	0,14	7,69	0,13	0,00	0,05	0,60	0,03
#14	5,85	0,08	6,79	0,15	6,98	0,15	0,93	0,07	1,13	0,07
#15	5,87	0,08	6,60	0,15	7,01	0,10	0,73	0,07	1,14	0,02
#16	7,29	0,10	6,06	0,15	7,96	0,11	-1,22	0,05	0,68	0,01
#17	5,97	0,09	6,22	0,17	7,77	0,11	0,25	0,08	1,80	0,03
#18	5,68	0,08	5,97	0,16	7,78	0,11	0,29	0,08	2,11	0,03
#19	7,52	0,11	6,22	0,15	7,90	0,11	-1,30	0,04	0,38	0,01
#20	6,66	0,09	6,52	0,15	7,91	0,11	-0,13	0,06	1,25	0,02
#21	6,14	0,08	7,34	0,15	7,34	0,15	1,20	0,07	1,20	0,07
#22	5,52	0,08	7,10	0,16	7,72	0,15	1,58	0,08	2,20	0,07
#23	6,67	0,10	7,70	0,16	8,27	0,13	1,03	0,06	1,60	0,04
#24	7,05	0,10	6,66	0,15	8,19	0,12	-0,39	0,05	1,14	0,02
#25	5,81	0,09	7,60	0,16	8,11	0,13	1,78	0,08	2,29	0,04
#26	5,94	0,08	7,86	0,15	7,86	0,15	1,92	0,07	1,92	0,07

**Tab. 6.6.:** Resultierende Zielgrößen der Konfigurationen der D-Optimalen Versuchsplanung

### 6.4.1. Reaktionskraft bei finalem Versagen $f_u$

Für die Reaktionskraft bei dem finalen Versagen  $f_u$  wurde mittels der Regressionsanalyse die folgende mathematische Beschreibung generiert, vgl. Gleichung 6.7. Die Reaktionskraft wurde in dieser auf die Kraft beim initialen Versagen  $f_i$  bezogen, da in dieser Differenz der Einfluss der Verstärkung abgebildet wird.

$$f_u - f_i = a_0 + a_1 \cdot t + a_2 \cdot w + a_3 \cdot \rho_x + a_4 \cdot \rho_y + a_5 \cdot t * t + a_6 \cdot t * w + a_7 \cdot \rho_x * \rho_y \quad (6.7)$$

Die zugehörigen Werte der Koeffizienten sind in Tabelle 6.7 zusammengefasst.

Koeffizient	Wert
$a_0$	-16,37
$a_1$	55,40
$a_2$	11,25
$a_3$	20,60
$a_4$	4,068
$a_5$	-57,60
$a_6$	30,0
$a_7$	6,47

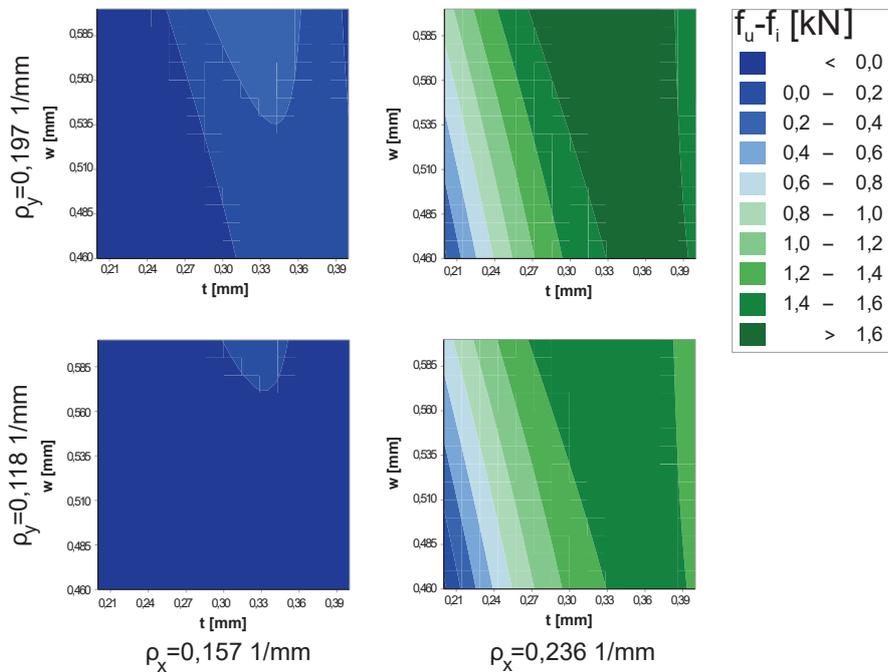
**Tab. 6.7.:** Koeffizienten hinsichtlich der Einflussgrößen in Bezug auf die Reaktionskraft bei finalem Versagen  $f_u$

Eine grafische Darstellung der mathematischen Beschreibung in Abhängigkeit der Variablen der Verteilung  $\rho_x$  und  $\rho_y$  sowie der geometrischen Parameter  $t$  und  $w$  ist in Abb. 6.16 enthalten. Wie in dieser grafischen Auswertung ersichtlich, zeigt die Dichte der Verstärkungselemente in Belastungsrichtung  $x$  einen deutlich ausgeprägteren Einfluss auf die Reaktionskraft beim finalen Versagen  $f_u$  als die Verteilung in  $y$ -Richtung. Eine mögliche Ursache hierfür kann darin gesehen werden, dass gerade die im späteren Verlauf des Rissfortschritts belasteten Verstärkungspins hier einen Einfluss aufzeigen, welche direkt an die Dichte in  $x$ -Richtung gekoppelt sind. Die Dichte in  $y$ -Richtung zeigt offensichtlich vornehmlich einen Einfluss zu Beginn der Schädigung, da hier die größte Belastung vorliegt.

Des Weiteren zeigt sich eine Zunahme der erreichbaren ultimativen Reaktionskraft  $f_u$  bei einer Erhöhung der Breite der Verstärkungspins. Im Vergleich zu den restlichen dargestellten Variablen ist der Einfluss allerdings nicht als dominierend einzustufen. Außerdem ist festzustellen, dass der Einfluss der Breite  $w$  mit zunehmender Dicke  $t$  abzunehmen scheint. Eine mögliche Ursache ist in der damit verbundenen erhöhten Verstärkungsdichte zu sehen, was mit einer zusätzlichen Schädigung der Laminatqualität einhergeht.

Als weiterer wesentlicher Einfluss ist die Dicke der Verstärkungselemente  $t$  wahrzunehmen. Bei allen einzelnen grafischen Auswertungen ist global betrachtet eine deutliche Zunahme der erzielbaren Kraft in Abhängigkeit der Blechdicke zu ver-

zeichnen. Allerdings ist mit zunehmender Annäherung an die in dieser Analyse betrachtete obere Faktorstufe der Dicke  $t = 0,4 \text{ mm}$  eine Abnahme der erzielbaren Reaktionskraft  $f_u$  zu verzeichnen.



**Abb. 6.16.:** Reaktionskraft bei totalem Versagen der Verbindung  $f$  in Abhängigkeit verschiedener Einflussfaktoren

Solch eine Charakteristik kann im Grunde zwei verschiedene Ursachen haben:

- Grenzen der D-Optimalen Versuchsplanung
- Resultat einer zu großen eingebrachten Störung in die Klebeverbindung.

### Grenzen der D-Optimalen Versuchsplanung

Wie bereits in Abschnitt 6.3 beschrieben, weist die D-Optimale Versuchsplanung eine hohe Randbelegung der Versuchspläne auf. Dies hat zur Folge, dass es u.a. in den Randbereichen aufgrund der dort möglichen Unstetigkeiten des Versuchsraums zu Ungenauigkeiten kommen kann.

### Resultat einer zu großen eingebrachten Störung in die Klebeverbindung

Durch die Verstärkungsbleche werden verschiedene Störungen in die Fügeverbindung eingebracht. Dies umfasst sowohl das Blech selbst, als auch die Elemente. Durch das Blech werden in einer einschnittigen Verbindung Biegemomente als zusätzliche Belastung erzeugt. Je höher die Dicke  $t$  des Verstärkungsblechs, umso stärker auch die Störung der Strukturmechanik. Eine weitere Ursache für den Abfall der ertragbaren Last bei höheren Blechdicken  $t$  kann in der abnehmenden Laminatqualität gesehen werden, welche in Abschnitt 5.2 diskutiert wurde. Beide angesprochenen Quellen stellen physikalische Interpretationen des dargestellten Verlaufs dar.

#### 6.4.2. Lokale Längenänderung bei finalem Versagen $e_u$

Direkt an die Reaktionskraft kurz vor dem finalem Versagen  $f_u$  gekoppelt ist die lokale Längenänderung der Überlappungsfläche  $e_u$ . Gemessen wurde diese bei einer Referenzlänge von 50 mm um den gefügten Bereich. Durch die Regressionsanalyse konnte der in Gleichung 6.8 dargestellte mathematische Zusammenhang zur Beschreibung dieser Größe in Abhängigkeit der lokalen Längenänderung  $e_i$ , bei welcher die erste Schädigung festzustellen war, definiert werden.

$$e_u - e_i = b_0 + b_1 \cdot t + b_2 \cdot l + b_3 \cdot w + b_4 \cdot \rho_x + b_5 \cdot \rho_y + b_6 \cdot t * t + \tag{6.8}$$

$$+ b_7 \cdot t * l + b_8 \cdot t * w + b_9 \cdot l * w + b_{10} \cdot \rho_x * \rho_y$$

Die entsprechenden Koeffizienten sind in Tabelle 6.8 zusammengefasst.

Koeffizient	Wert
$b_0$	-0,141
$b_1$	0,411
$b_2$	0,081
$b_3$	0,017
$b_4$	0,432
$b_5$	0,737
$b_6$	-0,131
$b_7$	-0,241
$b_8$	-0,022
$b_9$	-0,040
$b_{10}$	-0,003

**Tab. 6.8.:** Koeffizienten der Einflüsse hinsichtlich der Längenänderung bei finalem Versagen  $e_u$

Hierbei wird mehr als deutlich, dass die Koeffizienten, welche den Einfluss einer Wechselwirkung oder einen quadratischen Einfluss beschreiben, ein negatives Vorzeichen aufweisen. Dies ist ein Hinweis darauf, dass eine Kombination mehrerer Einflussfaktoren zu einer möglichen Verbesserung der maximal ertragbaren Längenänderung  $e_u$  nicht zu der Verbesserung führt, welche durch die getrennte Betrachtung der Faktoren erwartet wurde. Vielmehr führen die Wechselwirkungen zu einer Abschwächung der Faktoren in Abhängigkeit der anderen Stellgrößen. Dieses Phänomen kann auch der visuellen Darstellung des mathematischen Zusammenhangs in Abb. 6.17 entnommen werden.

So wird deutlich, dass der vermutete positive Einfluss der Breite der Pins  $w$  auf die finale Längenänderung  $e_u$  mit zunehmender Blechdicke  $t$  sich als ein negativer erweist. Es ist also von einer negativen Beeinflussung der Blechdicke  $t$  auf den Effekt der Pin-Breite  $w$  auszugehen und umgekehrt. Aus physikalischer Sicht ist dieser Effekt mit der Erhöhung des Querschnittes der Verstärkungselemente erklärbar, welche zum einen die Laminatqualität herabsetzt, vgl. Abschnitt 5.2, zum anderen allerdings auch eine Tendenz vom Abscheren der Pins hin zum Herausziehen generiert.

Durch diesen Effekt wird deutlich, dass der positive Effekt auf die Strukturmechanik durch die Verdichtung und Verstärkung der Pins Grenzen aufweist, welche sich nahe des betrachteten Versuchsraumes befinden. Ähnlich wie auch bei der Betrachtung der mit der in diesem Abschnitt betrachteten Längenänderung  $e_u$  gekoppelten Reaktionskraft  $f_u$  zeigt sich auch hier, dass der Einfluss der Verteilung in x-Richtung über dem der Verteilung in y-Richtung liegt. Diesbezüglich lässt sich eine ähnliche Erklärung anführen wie bereits bei der gekoppelten Kraft  $f_u$ , dass gerade bei den Zielgrößen am Ende des Kraft-Weg-Verlaufs die Pins in der Mitte des Überlappungsbereichs an Bedeutung gewinnen, da diese zu diesem Zeitpunkt belastet werden. Gerade diese Verteilung wird essentiell durch die Verteilung der Pins in Belastungsrichtung x beeinflusst werden.

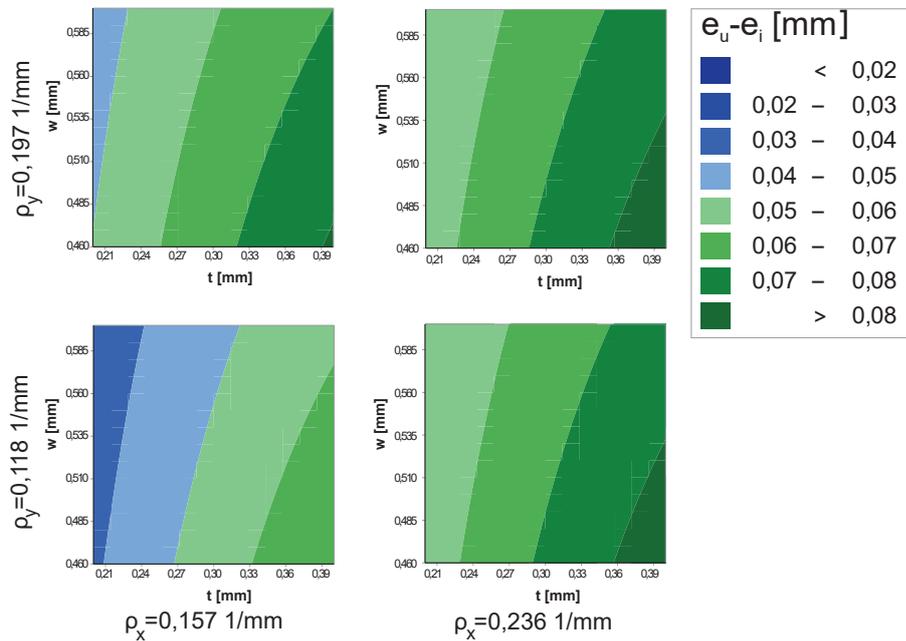


Abb. 6.17.: Maximale Längenänderung  $e_u$  bei totalem Versagen der Verbindung in Abhängigkeit verschiedener Einflussfaktoren

### 6.4.3. Maximale Reaktionskraft $f_{max}$

Für die Auslegung und Dimensionierung von Luftfahrtstrukturen ist vornehmlich die maximal ertragbare Kraft  $f_{max}$  als essentiell anzusehen. Im Rahmen dieses Abschnittes wird diese Zielgröße in Abhängigkeit der Kraft, bei welcher die erste nicht reversible Schädigung auftritt,  $f_i$  analysiert, sodass der Einflussbereich der Verstärkung allein betrachtet wird. Eine in MODDE 9.1 durchgeführte Regressionsanalyse auf Basis der in Abschnitt 6.3 dargelegten Versuchsplanung resultierte in der mathematischen Beschreibung, welche in Gleichung 6.9 dargestellt ist.

$$f_{max} - f_i = c_0 + c_1 \cdot t + c_2 \cdot w + c_3 \cdot \rho_x + c_4 \cdot \rho_y + c_5 \cdot t * t + c_6 \cdot t * w + \quad (6.9)$$

$$+ c_7 \cdot \rho_x * \rho_y$$

Koeffizient	Wert
$c_0$	-2,77
$c_1$	7,80
$c_2$	0,67
$c_3$	7,12
$c_4$	6,61
$c_5$	-5,70
$c_6$	-3,20
$c_7$	-2,59

**Tab. 6.9.:** Koeffizienten der Einflüsse hinsichtlich der maximal ertragbaren Reaktionskraft  $f_{max}$

Es konnten die in Tabelle 6.9 zusammengefassten Koeffizienten für die verschiedenen Einflussfaktoren identifiziert werden. Ähnlich wie bereits bei der Zielgröße  $e_u$  fällt auf, dass die Koeffizienten, welche den Einfluss der Wechselwirkungen beschreiben, ausnahmslos einen negativen Einfluss auf die maximal ertragbare Reaktionskraft  $f_{max}$  ausüben. Im Vergleich zu den direkten Einflüssen der Stellgrößen befinden sich diese ebenso in einer nicht zu vernachlässigenden Größenordnung.

Besonders deutlich wird dies bei der Wechselwirkung zwischen der Dicke  $t$  und der Blechdicke  $w$ . Wie bereits innerhalb dieses Kapitels angesprochen, wird auch bei der grafischen Auswertung in Abb. 6.18 dieser Effekt mehr als deutlich.

Während ein Effekt der Pin-Breite  $w$  auf die maximale Reaktionskraft  $f_{max}$  nahezu nicht festzustellen ist, zeigt sich eine signifikante Beeinflussung des Effekts der Dicke  $t$  durch die Breite  $w$ . Besonders deutlich wird dies in der Konfiguration, welche die minimale Anzahl der Pins innerhalb des Versuchsraums beschreibt (links unten) sowie diejenigen, bei welchen in einer Richtung die Dichte der Pins erhöht wurde.

Bei der Konfiguration der maximalen Pin-Anzahl in Abb. 6.18 (rechts oben) geht der beschriebene Effekt nahezu unter. Dies kann vermutlich damit erklärt werden, dass bei diesen der Einfluss der Erhöhung der Pin-Dichte durch die Variablen  $\rho_x$  sowie  $\rho_y$  die negative Beeinflussung durch die Wechselwirkung  $t*w$  deutlich übertrifft. Bei der Betrachtung der maximalen Reaktionskraft  $f_{max}$  zeigt sich eine Abweichung der Einflüsse der Dichte der Verstärkungselemente in den unterschiedlichen Richtungen  $x$  und  $y$ .

Während sich bei den zuvor betrachteten Zielgrößen v.a. die Verstärkung entlang der Belastungsrichtung  $x$  als maßgeblich erwies, weist hinsichtlich der maximal ertragbaren Kraft  $f_{max}$  die Anzahl der Pins in  $y$ -Richtung einen nahezu identischen Effekt auf die Zielgröße auf. Es kann diesbezüglich eine verwandte Erklärung wie für die zuvor betrachteten Zielgrößen herangezogen werden.

Im Gegensatz zu den Zielgrößen, deren Auswertung kurz vor dem finalen Versagen durchgeführt wird, scheint die maximale Reaktionskraft, welche sich nicht zwangsläufig mit der Kraft beim finalen Versagen decken muss, nicht alleinig von der Pin-Anzahl in der Mitte des Überlappungsbereiches beeinflusst zu werden. Viel-

mehr zeigt sich auch die Verteilung in y-Richtung von hoher Wichtigkeit, sodass das Risswachstum gebremst und die damit verbundene Reaktionskraft aufgebaut wird. V.a. bei Konfigurationen mit einer dünnen Blechdicke  $t$  resultiert dies in einer hohen Reaktionskraft  $f_{max}$ , welche beim Erreichen der ersten Pin-Reihe definiert wird. Somit kann davon ausgegangen werden, dass v.a. bei diesen Konfigurationen die Positionen von  $f_{max}$  und  $f_u$  nicht übereinstimmen.

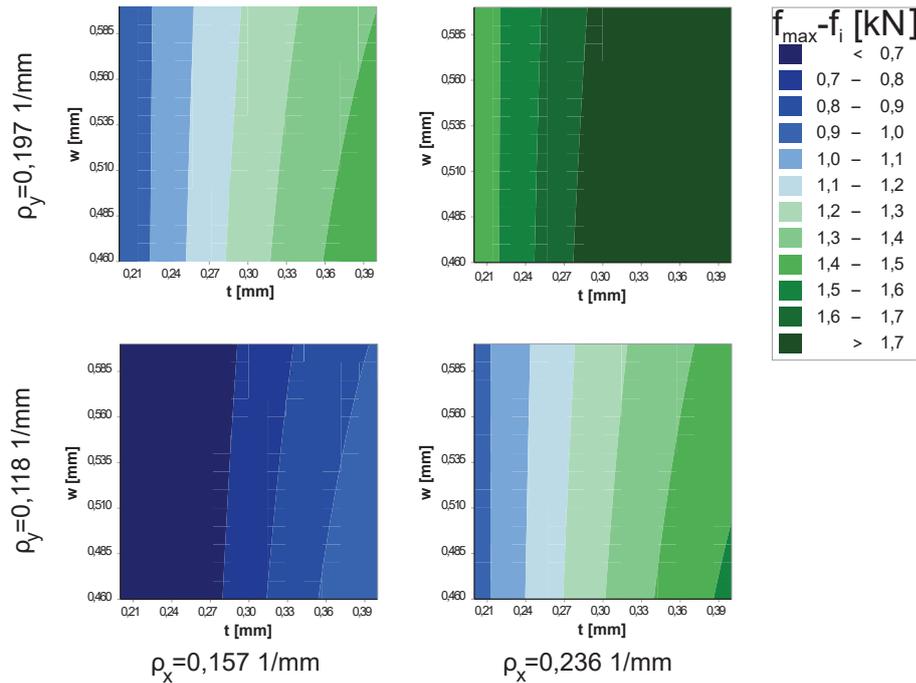


Abb. 6.18.: Maximal erreichbare Reaktionskraft  $f_{max}$  der Verbindung unter Beeinflussung von verschiedenen Stellgrößen

#### 6.4.4. Lokale Längenänderung $e_{max}$ bei maximaler Reaktionskraft

Die Zielgröße  $e_{max}$  ist direkt an die maximal ertragbare Kraft im Kraft-Weg-Verlauf  $f_{max}$  gekoppelt und beschreibt die an diesem Punkt vorherrschende lokale Längenänderung des gefügten Bereichs. Die Auswertung erfolgte mittels Regressionsanalysen und resultierte in der mathematischen Beschreibung in Gleichung 6.10 inklusive der entsprechenden Koeffizienten aus Tabelle 6.10.

$$e_{max} - e_i = d_0 + d_1 \cdot t + d_2 \cdot l + d_3 \cdot w + d_4 \cdot \rho_x + d_5 \cdot \rho_y + d_6 \cdot t * t + \quad (6.10)$$

$$+ d_7 \cdot t * l + d_8 \cdot t * w + d_9 \cdot l * w + d_{10} \cdot \rho_x * \rho_y$$

Koeffizient	Wert
$d_0$	-0,352
$d_1$	1,15
$d_2$	0,17
$d_3$	0,0233
$d_4$	0,399
$d_5$	0,992
$d_6$	-0,813
$d_7$	-0,488
$d_8$	-0,2
$d_9$	0,006
$d_{10}$	-1,422

**Tab. 6.10.:** Koeffizienten der Einflüsse hinsichtlich der Längenänderung  $e_{max}$  bei maximal ertragbarer Reaktionskraft

Im Gegensatz zu den zuvor betrachteten Koeffizienten der Zielgrößen wird bei der Betrachtung von  $e_{max}$  deutlich, dass nicht alle Größen, die eine Wechselwirkung beschreiben, einen negativen Einfluss verursachen. Die Wechselwirkung zwischen der Breite  $w$  und der Länge  $l$  der Pins wird durch die Wechselwirkung verstärkt. Allerdings wird dies durch einen im Vergleich zu den anderen Koeffizienten geringen Betrag beschrieben, sodass davon auszugehen ist, dass der Effekt in der Ungenauigkeit der numerischen Abstraktion untergeht, bzw. auch von dieser verursacht wurde. Die Auswertung ist in Abb. 6.19 grafisch veranschaulicht.

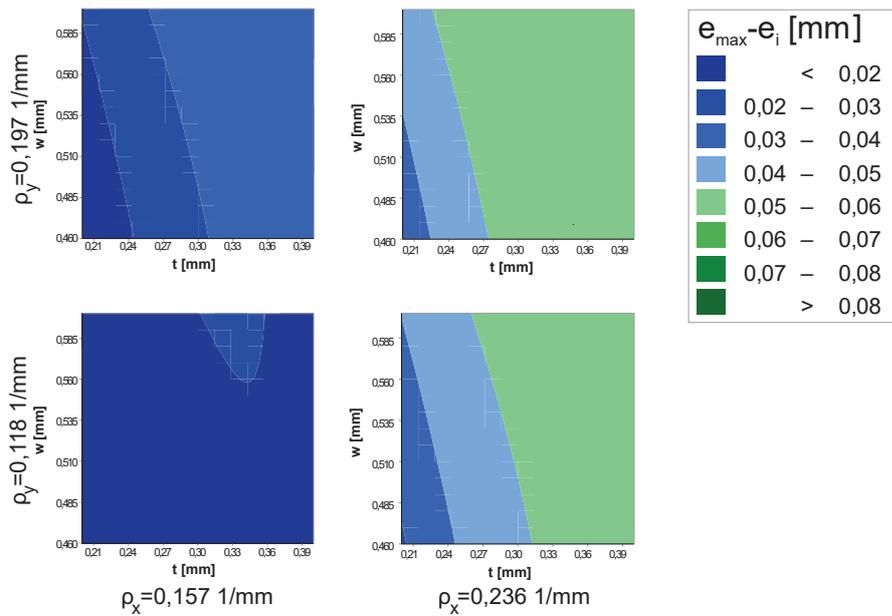
Im vorangegangenen Abschnitt wurde bei der gekoppelten Reaktionskraft  $f_{max}$  festgestellt, dass sich die Verteilung der Pins in y-Richtung ebenso einflussreich zeigte wie die Verteilung in die Belastungsrichtung x. In Bezug auf die an diese Zielgröße gekoppelte Längenänderung  $e_{max}$  konnte dieser Effekt nicht nachgewiesen werden. So kann innerhalb des Versuchsraums durch eine Erhöhung der Anzahl in y-Richtung eine maximale Längenänderung von  $e_{max} = 0,04 \text{ mm}$  erreicht werden, durch eine Erhöhung der Anzahl in x-Richtung eine entsprechende von  $e_{max} = 0,06 \text{ mm}$ . Hier kommt offensichtlich der Effekt zu tragen, dass die Punkte der Auswertung je nach Konfiguration an unterschiedlichen Positionen liegen.

Wie bereits im Vorigen angesprochen, wird gerade bei Konfigurationen mit einer geringen Blechdicke  $t$  und einer geringen Pin-Dichte im mittleren Bereich der

Überlappungsfläche die maximale Reaktionskraft  $f_{max}$  v.a. durch die erste Pinreihe beeinflusst, was in einer geringen damit verbundenen lokalen Dehnung resultiert.

Wie aus dieser Grafik ebenso ersichtlich, resultiert somit auch eine hohe Blechdicke  $t$  verbunden mit einer hohen Dichte in x-Richtung in einer hohen Längenänderung  $e_{max}$ , da dieser Punkt mit der größten Längenänderung vor dem Versagen  $e_u$  übereinstimmt.

Der quadratische Verlauf einer Konturlinie in der Grafik, welche die geringste Pin-Dichte im Versuchsraum beschreibt (links unten), deutet auf die komplexe Formulierung der Zielgröße in Abhängigkeit der Stellgrößen hin. Als Folgerung lässt sich festhalten, dass gerade durch die Inhomogenität der Verteilung und Position der Zielgröße eine mathematische Beschreibung durch lineare und quadratische Ansätze eine grobe Abstraktion darstellt, und gerade in Randbereichen und außerhalb des Versuchsraums mit Ungenauigkeiten zu rechnen ist.



**Abb. 6.19.:** Längenänderung bei maximal ertragbarer Reaktionskraft  $e_{max}$  in Abhängigkeit verschiedener Einflussfaktoren

## 7. Auslegungs- und Dimensionierungshinweise bzgl. metallischer 3D-Verstärkung für CFK-CFK-Verbindungen

In den vorangegangenen Kapiteln wurden durch numerische Analysen mit unterschiedlichen Detaillierungsgraden die strukturmechanischen Eigenschaften der intrinsischen metallischen 3D-Verstärkung bei einer CFK-CFK-Fügung untersucht. Der Fokus lag auf der Fügung mittels eines einfachen Überlappstoßes.

Im Folgenden sollen die wesentlichen Aspekte diesbezüglich in Form von Hinweisen auf die Gestaltung und Verwendung der Verstärkungselemente konzentriert dargestellt werden. Grundsätzlich wird durch die Verstärkungsmethode die Möglichkeit eröffnet, die Performance der Verbindung hinsichtlich zweier Gesichtspunkte zu verbessern:

- Erhöhung der ertragbaren Last
- Erhöhung der maximalen Dehnung, bzw. Schadenstoleranz.

Der Fokus der Analysen lag hierzu auf verschiedenen Zielgrößen. Als Referenz wurde jeweils der Punkt des ersten Versagens gesetzt, welcher zu einem großen Teil vom Versagen der Klebung an den Randbereichen beeinflusst wird. Allein die Dicke des eingebrachten Verstärkungsblechs zeigte Auswirkungen auf diesen Punkt, da durch die zusätzlich implementierte Dicke ein Biegemoment in der Fügefläche generiert wird, was zu einem vorzeitigen Versagen der Fügung führt. Hinsichtlich des weiteren Verformungsbildes wurde der Zeitpunkt des finalen Versagens mit entsprechender Last und Längenänderung analysiert. Es zeigte sich allerdings bei einigen Konfigurationen, dass an diesem Punkt nicht die maximale Reaktionskraft während der Belastung erreicht wurde. Aus diesem Grund wurde dieser zusätzliche Punkt der maximal ertragbaren Kraft mit zugehöriger Längenänderung in die Untersuchungen aufgenommen. Je nachdem, welches dieser beiden Ziele bei der Auslegung der Verbindung mit Verstärkungselementen priorisiert wird, ergeben sich unterschiedliche Anforderungen an die Gestaltung der Verstärkungselemente selbst, aber auch an ihre Anordnung.

## 7.1. Positionierung der Pins

Im Allgemeinen werden durch die Positionierung der Verstärkungspins die Eigenschaften der gesamten Verbindung hinsichtlich der unterschiedlichen Zielgrößen auf verschiedene Weise beeinflusst. Bezüglich der Dichte der Verstärkungselemente in der Verbindung galt es einen Kompromiss zu finden zwischen den beiden Auswirkungen:

- Erhöhung des Widerstands gegen den Rissfortschritt
- Verringerung der Schädigung der Laminatqualität durch Störung der Faserarchitektur.

In den verschiedenen Analysen zeigte sich, dass durch eine zu hohe Dichte an Verstärkungselementen die Laminatqualität sowohl hinsichtlich Steifig- aber auch Festigkeit beeinträchtigt wird. Dies trifft v.a. auf Konfigurationen mit doppelt bepinnnten ausgestanzten Fenstern zu. Am deutlichsten wurde dieser Effekt auch bei Betrachtung der hinzugezogenen Experimente und in Verbindung mit Verstärkungselementen mit einem großen Querschnitt. Als Konsequenz ist daher zu sehen, dass gerade hinsichtlich einer hohen Verstärkungsdichte Pin-Geometrien mit geringerem Querschnitt zu bevorzugen sind, da dies einen Kompromiss zwischen einem stabilen Fertigungs-/ Fügungsprozess und einer Verbesserung der Strukturmechanik durch die 3D-Verstärkung darstellt.

Es musste für die Bewertung der Einflüsse eine Differenzierung zwischen der Verteilung der Elemente in x- und y-Richtung vorgenommen werden. Grundsätzlich zeigte sich, dass die Auswirkungen der Pins auf die verschiedenen Zielgrößen vornehmlich durch den Zeitpunkt geprägt wurden, an welchem die Rissfront die Verstärkungselemente erreicht. Aus diesem Grund konnte v. a. durch eine Variation der Dichte in Belastungsrichtung x ein signifikanter Einfluss auf die verschiedenen Zielgrößen beobachtet werden. Durch eine Erhöhung der Dichte in diese Richtung konnte die Rissausbreitung bei zunehmender Belastung kontinuierlich gebremst werden, was zu einer erhöhten ertragbaren Längenänderung, aber auch der damit verbundenen Last führte.

Im Gegensatz hierzu war bei einer geringen Verstärkungsdichte entlang der Belastungsrichtung die Charakteristik zu erkennen, dass die zu ertragende Last bei zunehmender Verschiebung der Lasteinleitung einen negativen Gradienten aufwies. Es wurde offensichtlich im mittleren Bereich der Überlappungsfläche ein nicht ausreichender Widerstand hinsichtlich des Risswachstums generiert. Aus diesem Grund dürften Konfigurationen mit einem derartigen Schadensbild für die Auslegung von Verbindungen von eher untergeordneter Bedeutung sein.

Verstärkt werden solche Charakteristika zudem durch eine Erhöhung der Dichte der Pins senkrecht zur Belastungsrichtung. Hierbei kann der Riss bei der Ausbreitung bereits ziemlich zu Beginn der Schädigung kurzzeitig aufgehalten werden. Dies hat eine relativ hohe ertragbare Last bei einer noch hohen Steifigkeit der gesamten

Fügung zur Folge. Allerdings führt dies auch dazu, dass bei solchen Konfigurationen verhältnismäßig geringe maximale Längenänderungen bis zum finalen Versagen erreicht werden können. Zudem treten nach dem Versagen der ersten Pin-Reihen eine deutliche Degradierung der Steifigkeiten auf, was sich in einem niedrigem ertragbaren Lastniveau widerspiegelt.

Im Grunde konnte festgehalten werden, dass sich für die meisten Anwendungsfälle eine Konzentration der Dichte entlang der Belastungsrichtung als zielführender zeigte als eine Erhöhung der Dichte senkrecht zu dieser.

## 7.2. Parameter des verwendeten Verstärkungsblechs

Ein wesentlicher Einflussfaktor wurde durch die verschiedenen Stellgrößen des verwendeten Verstärkungsblechs gestellt. Zu den wesentlichen diesbezüglich zählten:

- Material des metallischen Substrats
- Dicke des Blechs.

Im Rahmen von verschiedenen experimentellen Voruntersuchungen konnten die kaltverformbaren Materiallegierungen Titan Ti-15-3-3-3 und Edelstahl 1.4301 als geeignete Materialien für die Verstärkungselemente und den angewandten Fertigungsprozess identifiziert werden. Durch Analysen, v.a. im Bereich der Single-Pin-Simulationen, konnten die Unterschiede in der Strukturmechanik aufgrund abweichender Materialeigenschaften quantifiziert werden. Da beide Materialklassen allerdings dieselben Verformungs- und Versagenscharakteristika zur Folge hatten, ist eine Übertragbarkeit der an einem Material erhaltenen Erkenntnisse auf andere Materialien gegeben.

Der zweite wesentliche Einflussfaktor wird durch die Dicke des ursprünglichen Blechs generiert. In den oben durchgeführten Analysen konnten verschiedene Auswirkungen auf die strukturmechanischen Charakteristika der verstärkten Verbindung identifiziert werden:

- Punkt des initialen Versagens der Klebung/ Verbindung
- Erzeugter Widerstand gegen den Rissfortschritt durch den Querschnitt der Pins.

Diese beiden Größen führten zudem zu einem Zielkonflikt. Durch das metallische Blech wird mit zunehmender Dicke ein zusätzliches Moment auf die Fügefläche kreiert. Aus diesem Grund ist hinsichtlich einer möglichst hohen initialen Festigkeit eine geringe Dicke des Verstärkungsblechs anzustreben.

Um einen möglichst hohen Widerstand bzgl. der Rissausbreitung durch die Pins zu erzeugen, ist allerdings die Erhöhung des Querschnitts der Pin-Wurzel unabdingbar, welcher direkt durch die Blech- und somit auch Pin-Dicke beeinflusst wird. Die sinnvolle Blechdicke konnte im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen auf den

Bereich von 0,2 mm bis 0,4 mm eingegrenzt werden. U.a. aus fertigungstechnischer und wirtschaftlicher Sicht ist allerdings eine Dicke von 0,4 mm zu bevorzugen. Die Wahl dieses Wertes ist allerdings, wie bereits bei der Verteilung der Pins erwähnt, bei der Definition der Dichte der Verstärkungselemente und der damit verbundenen Beeinflussung der Lamineigenschaften zu berücksichtigen, um eine ausgewogene Dichte der Verstärkung bezogen auf den Querschnitt der Elemente zu erreichen.

### 7.3. Kopfgeometrie der Verstärkungselemente

Neben der Verteilung der Verstärkungselemente innerhalb der Fügefläche zeigte sich auch eine signifikante Abhängigkeit der resultierenden Charakteristika von der Geometrie der Verstärkungselemente selbst. Als wesentlicher Einflussfaktor konnte die Geometrie des Kopfs der Pins identifiziert werden. Die Herstellung der Pins durch den Stanzprozess bietet die Möglichkeit, adaptierte Geometrien hinsichtlich des vorliegenden Belastungsfalls zu erzeugen.

Im Rahmen der vorgestellten Fügungen kamen im Grunde zwei verschiedene Belastungsarten der einzelnen Verstärkungselemente zu Einsatz:

- Belastung in Normalenrichtung
- Scherbelastung.

Hinsichtlich dieser beiden Belastungsarten wurden zwei konträre Kopfgeometrien analysiert:

- Pfeilkopfgeometrie mit einem Hinterschnitt
- Gerade Kopfgeometrie ohne Hinterschnitt.

Es zeigte sich, dass die Pfeilkopfgeometrie durch den inkludierten Hinterschnitt ihr Potential bei einer Belastung in Normalenrichtung ausnutzen konnte. Bei einer geraden unausgeformten Kopfgeometrie erfolgte das Versagen durch Herausziehen des Verstärkungselements aus dem Laminat. Durch den Hinterschnitt wurde ein zusätzlicher Formschluss erzeugt, durch welchen die Verbindungseigenschaften zwischen Pin und Faserverbund deutlich verstärkt werden konnten. Dies hatte zur Folge, dass ein Versagen durch einen plastischen Verformungsbruch im Bereich der Wurzel auftrat, was ein höheres ertragbares Lastniveau zur Folge hatte.

Bei einer Belastung des Verstärkungselements war bei beiden Konfigurationen ein Versagen aufgrund eines durch Scherung ausgelöstes Bruchs im Bereich der Biegung zu beobachten. Die Geometrie ohne Hinterschnitt zeigte im Vergleich zur Pfeilkopfgeometrie allerdings ein höheres ertragbares Lastniveau. Durch die hinter-schnittige Kopfgeometrie wurde offensichtlich die effektive Pin-Länge im Vergleich zum geraden Pin reduziert, was in einer steiferen Struktur resultierte. Dies hatte eine höhere lokale Belastung des Pins im Bereich der Wurzel zur Folge, was zu einem früheren Versagen in diesem Bereich führte.

Im Allgemeinen gilt es zudem zu beachten, dass durch die Geometrie der Pins auch die Laminatqualität durch die hervorgerufenen Störungen der Faserarchitektur beeinflusst wird. Da durch den Pfeilkopf gerade im Bereich des Kopfes durch den lokal größeren Querschnitt deutlicher gestört wird, ist die Implementierung dieser Geometrien nur dann anzuraten, wenn durch die Geometrie signifikante Verbesserungen der Eigenschaften erzielt werden können. Da dies vornehmlich auf Belastungen in Normalenrichtungen zutraf, erschien eine Anwendung bei (Single-Lap-) Shear-Proben als nicht zielführend.

## 7.4. Geometrie des Pin-Querschnitts

Ein wesentlicher Einfluss bezüglich des Widerstands gegen Rissfortschritt wurde mit der Querschnittsfläche im Bereich der Wurzel der Pins identifiziert. Dieser wird bei der betrachteten Verstärkungsmethode durch die Blech- und somit Pin-Dicke, aber auch die Pin-Breite beschrieben. Durch diesen Querschnitt werden zwei Charakteristika der Fügung maßgeblich beeinflusst:

- Widerstand bzgl. Rissfortschritt
- Steifigkeit der Verbindung.

Hinsichtlich des zweiten Punktes zeigen beide Einflussgrößen einen nahezu identischen Einfluss. Durch die geometrische Störung des Laminats wird eine Abminderung der Steifig- und Festigkeit des Faserverbundmaterials durch die Umlenkung der Fasern hervorgerufen, wobei für die vorliegende Betrachtung nur die erstgenannte als einflussreich einzustufen ist.

Eine Differenzierung des Einflusses hinsichtlich der beteiligten Größen ist bzgl. des Widerstands notwendig. Diese Größe wird nahezu linear durch die Pin- und Blechdicke beeinflusst, was sich in einer bedeutenden Verbesserung der Performance der Verbindung niederschlägt. Diesbezüglich muss allerdings ein Kompromiss zwischen dem Punkt des initialen Versagens und des Rissfortschritts gefunden werden, vgl. weiter oben.

Des Weiteren wird diese Zielgröße auch von der Pin-Breite beeinflusst. Dieser Parameter zeigte allerdings einen deutlich stärkeren Einfluss auf den Widerstand als die Pin- und Blechdicke. Diese Eigenschaft hat u.a. aufgrund der Belastungsrichtung nicht ausschließlich eine Verbesserung der strukturmechanischen Eigenschaften zur Folge. Durch eine signifikante Erhöhung der Pin-Breite wurde ein Wechsel des Versagensmodus der verstärkten Verbindung von einem Abscheren der einzelnen Pins hin zum Herausziehen der Verstärkungselemente aus dem Faserverbundlaminat generiert. Dieser Effekt ist aus verschiedenen Gründen bzgl. der Anwendung der Verstärkungsmethode als suboptimal anzusehen:

- Verringerung der erzielbaren Erhöhung der Schadenstoleranz
- Erschwerung der Detektierbarkeit von bereits aufgetretenen Schädigungen.

Im Allgemeinen wird die bestmögliche Performance der mit der betrachteten Verstärkungsmethode versehenen Fügung dadurch erreicht, dass die Festigkeit, bzw. der Widerstand gegenüber dem Rissfortschritt nahezu ausgeglichen zwischen den beiden Versagensmechanismen der einzelnen Verstärkungselemente erscheint, d.h. dass ein Herausziehen des Pins aus dem Laminat bei etwa der gleichen Last auftritt wie ein Abscheren des Pins. Wird dieses Verhältnis, wie in diesem Fall durch die Erhöhung der Pin-Breite, wesentlich in Richtung Herausziehen des Laminats verschoben, dass dieses deutlich früher als ein Abscheren auftritt, so kann das maximale Potential der Verbindung bei weitem nicht ausgenutzt werden.

Neben der Verschlechterung der strukturmechanischen Performance der Verbindung spricht allerdings auch die Detektierbarkeit von initiierten Schädigungen mittels zerstörungsfreier Prüfung gegen den durch die Erhöhung der Pin-Breite zu erwartenden Versagensmechanismus des Herausziehens des Pins aus dem Composite-Werkstoff. Im Pinzip stellt dieser Versagensmechanismus eine Schädigung einer stoffschlüssigen Verbindung dar. Zusätzlich zu diesem wird durch das weitere Anliegen der beiden Fügepartner unter Reibschluss zwischen dem Pin und dem umliegenden Faserverbund die Detektierbarkeit von bereits aufgetretenen Schädigungen mit geläufigen zerstörungsfreien Prüfverfahren wie Ultraschall deutlich erschwert.

Aus oben genannten Gründen ist bei der Auslegung der Verstärkung der Verbindung vielmehr ein Versagen durch Abscheren der Pins anzustreben. Unter der Zielsetzung einer möglichst hohen Verstärkungswirkung kann dies v.a. durch die Erhöhung der Pin-Dicke als durch die Pin-Breite erreicht werden. Als geeigneter Kompromiss ist maximal ein Verhältnis von 1:1 anzusehen.

# 8. Zusammenfassung und Ausblick

Der Fokus dieser Arbeit lag in der numerischen Analyse einer hybriden Verstärkungsmethode für stoffschlüssiges Fügen von Faserverbundstrukturen, deren Realisierung durch die Integration von metallischen 3D-Strukturen in dem Bereich der Klebung erfolgte. Es wurde auf metallische Verstärkungsbleche zurückgegriffen, welche durch Stanzen und anschließendes Umformen in ihre endgültige Form gebracht wurden. Der Fügevorgang inklusive Implementierung der Verstärkungen in die Composite-Strukturen erfolgte durch einen sog. Co-Bonding-Prozess.

Dies bedeutet, dass in einem ersten Schritt die Metallstruktur mit einer unausgehärteten CFK-Komponente gefügt und anschließend ausgehärtet wurde und die hieraus entstehende ausgehärtete hybride Struktur in einem nachfolgenden zweiten Aushärtezyklus unter Zuhilfenahme eines Filmklebstoffes mit dem zweiten noch unausgehärtetem Faserverbundteil gefügt wurde.

## 8.1. Zusammenfassung

Zu Beginn der Arbeit wurde auf den Stand der Technik bzgl. der Fügung und insbesondere auf die Verstärkung dieser Fügungen eingegangen, wobei auch eine detaillierte Beschreibung der behandelten hybriden Verstärkungsmethode und die Abgrenzung hinsichtlich des Stands der Technik vorgenommen wurde.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde auf diverse experimentelle Prüfkörper zurückgegriffen, deren Herstellung, aber auch Charakteristika inklusive der geometrischen Eigenschaften diskutiert wurden. Die verwendeten Prüfkörper wurden v.a. unter zwei verschiedenen Zielsetzungen gefertigt und auch analysiert:

- Generierung von Inputdaten für die numerische Implementierung der Verstärkungsmethode
- Validierung der FE-Modelle durch Abgleich mit experimentellen Ergebnissen.

Während für die erstgenannte Zielsetzung v.a. Versuche hinsichtlich der diversen Grenzflächen durchgeführt wurden, kamen bezüglich der zweiten Zielsetzung v.a. bereits verstärkte hybride Fügungen zum Einsatz.

Unter Zuhilfenahme der ermittelten experimentellen Daten wurde am Beispiel einer Single-Lap-Shear-Probe mit im Vergleich zu den geläufigen Normen reduzierter Überlappungsfläche ein detailliertes Finite Elemente-Modell entwickelt. Diese vollständige dreidimensionale Modellierung der Verstärkungsmethode in *ABAQUS*

beinhaltete die Implementierung des Faserverbundmaterials inklusive eines Versagensansatzes nach Puck ebenso wie die elastisch-plastische Beschreibung der metallischen Komponenten, wobei auch das Bruchverhalten und die anschließende Abminderung der mechanischen Kenngrößen abgebildet wurde.

Zudem wurde auch ausführlich auf die Implementierung der Grenzflächen mittels Cohesive-Zones eingegangen, wobei der Schwerpunkt auf dem Einfluss des metallischen Substrats auf die mechanischen Eigenschaften der stoffschlüssigen Verbindung lag. Dieses detaillierte FE-Modell wurde anhand von experimentellen Vergleichsdaten des einfachen Überlappstoßes erfolgreich validiert. Aus diesem Grund konnte diese Modellierung herangezogen werden, um verschiedene Fertigungseinflüsse hinsichtlich ihrer Auswirkungen auf die strukturmechanischen Eigenschaften der Verbindung zu analysieren. So konnte aufgezeigt werden, dass die durch den Biegeprozess der metallischen Verstärkungselemente in diese eingebrachte Eigenspannungen die Eigenschaften der verstärkten Verbindung nicht essentiell beeinflussen.

Des Weiteren zeigte sich v.a. durch die Betrachtung der experimentellen Schadensbilder, aber auch durch den Abgleich der numerischen Kraft-Weg-Kurven mit experimentellen Daten, dass die ausgestanzten Bereiche, welche für den Biegeprozess notwendig sind, während des Aushärtevorgangs nicht vollständig mit Harzmaterial gefüllt werden, was eine Abschwächung der unter idealisierten Bedingungen ermittelten Parameter dieser Materialkombination notwendig machte. Diese detaillierte FE-Implementierung wurde aus zwei Gründen lediglich für eine Verbindung mit einer gegenüber der Norm abweichenden Überlappungsfläche herangezogen:

- Hoher Modellierungsaufwand
- Hohe Berechnungszeiten aufgrund der detaillierten Modellierung.

Da hinsichtlich der weiteren Analyse der Strukturmechanik der Verstärkungsmethode Probekörper nach Norm (auch zur Validierung durch Vergleich mit Experimenten) herangezogen wurden, wurde basierend auf der detaillierten FE-Modellierung durch die Anwendung eines Multi-Skalen-Ansatzes eine abstrahierte Implementierungsmethode für die betrachtete Verstärkungsmethode entwickelt. In dieser wurden die in der detaillierten Variante vollständig dreidimensional modellierten Composite-Strukturen und Metallbleche durch (layered) Shell-Elemente ersetzt. Die Vereinfachung der dreidimensionalen Verstärkungselemente wurde durch die Verwendung von Connector-Elementen realisiert, deren mechanisches Verhalten aus Single-Pin-Simulationen mit den charakteristischen Belastungsarten gewonnen wurde.

Anhand dieser konnten die Einflüsse von verschiedenen, zumeist geometrischen Parametern auf die Eigenschaften des einzelnen Pins unter verschiedenen Belastungsarten näher betrachtet werden. So konnte bezüglich der Geometrie der Kopfgeometrie der einzelnen Pins festgehalten werden, dass Pin-Elemente mit Hinterschnitt v. a. bei Belastungen mit vornehmlicher Mode-I-Belastung zu einer signifikanten Verbesserung der Charakteristika führen, während bei vorherrschenden

Scherbelastungen gerade Pins vorzuziehen sind, da sich bei dieser Art der Belastung v.a. der Querschnitt an der Wurzel der Pins als einflussreichster Bereich herauskristallisierte.

Ein weiterer Parameter wurde durch das Material der Verstärkungselemente identifiziert. Ein Vergleich zwischen Titan und Stahl brachte Unterschiede v.a. aus den unterschiedlichen Streckgrenzen und der Anhaftung des Matrixmaterials an den Pins zum Vorschein. Da allerdings die grundlegende Charakteristik der verstärkten Verbindung durch beide Materialien abgebildet werden konnte, erfolgte auch im Hinblick auf die Vergleichbarkeit mit experimentellen Ergebnissen im Folgenden eine Beschränkung auf die Verstärkung mit Stahl-Pins.

Sowohl die detaillierte, als auch die abstrahierte Modellierungsmethode konnten durch einen Vergleich mit experimentellen Daten erfolgreich validiert werden. Während für die hochauflösende Modellierung ein einfacher Überlappstoß mit reduzierter Klebefläche herangezogen wurde, erfolgte die Validierung des FE-Modells auf Marko-Betrachtungsebene durch Abgleich mit Single-Lap-Shear-Proben und Double-Cantilever-Beam-Prüfkörpern, deren Geometrien an Normen angelehnt wurden.

Das validierte Modell auf Makro-Ebene wurde anschließend herangezogen, um die Effekte verschiedener Einflussgrößen der Verstärkungsmethode auf die strukturellen Eigenschaften einer verstärkten Verbindung zu analysieren. Schwerpunktartig erfolgte diese Betrachtung am Beispiel der Single-Lap-Shear-Geometrien. Durch diese Probengeometrie war es möglich, eine Kombination aus Scher- und Normalspannung zu generieren, welche ein Worst-Case-Szenario einer Belastung im realen Bauteil darstellt. Als Zielgrößen wurden hierzu die maximale Längenänderung bis zum totalen Versagen sowie die zugehörige Reaktionskraft herangezogen. Der Zeitpunkt des initialen Versagens zeigte keine wesentliche Abhängigkeit von den verschiedenen Stellgrößen abgesehen von der Dicke des implementierten Verstärkungsblechs, durch welches ein zusätzliches Biegemoment durch die Lastaufbringung in der Fügefläche generiert wird.

Zur Identifikation der wesentlichen Einflussgrößen auf die oben genannten Zielgrößen wurde zuerst eine Variablensuche nach Shainin durchgeführt. Hierin zeigte sich, dass die Dicke der Verstärkungselemente und des zugrunde liegenden Blechs eine wesentliche Größe hinsichtlich der mechanischen Eigenschaften darstellt. Durch die Dicke des Basisblechs wird eine plastische Deformation während des Ablösemechanismus generiert, sodass der Deformationsgrad deutlich gesteigert werden konnte. Des Weiteren zeigte sich, dass durch die gesteigerte Dicke der lasttragende Querschnitt der Verstärkungselemente gesteigert wird und somit auch eine Verbesserung der Schadenstoleranz durch die Pins an sich erzeugt wird. Durch die oben genannte Verbesserung der Strukturmechanik konnten die durch den erhöhten Querschnitt der Pins in die Faserverbundstruktur eingebrachten Störungen der Faserarchitektur mehr als kompensiert werden.

Des Weiteren konnte analysiert werden, dass die Verteilung der Verstärkungselemente innerhalb der Fügezone einen essentiellen Faktor für die Strukturmechanik darstellt. Bei der Verteilung konnten außerdem Differenzen in den Auswirkungen

in Abhängigkeit der Dichte in und senkrecht zur Belastungsrichtung festgestellt werden. Eine Erhöhung der Dichte in Belastungsrichtung hatte v.a. eine deutliche Steigerung der Schadenstoleranz, bzw. der maximalen Längenänderung zur Folge, da die Verstärkung erst bei Fortschreiten des Risswachstums erreicht wurde. Eine Steigerung der maximal ertragbaren Belastung konnte im Gegensatz durch die vornehmliche Verstärkung im Randbereich des Überlappstoßes realisiert werden. Bei dieser geometrischen Anordnung kommt die Verstärkung im Speziellen bei der Entstehung des Risses zum Tragen, sodass der Riss schon zu Beginn gestoppt wird. Dies wirkte sich durch ein erhöhtes ertragbares Lastspektrum aus.

Neben den Haupteinflussgrößen wurden durch die Variablensuche auch die Wechselwirkungen zwischen den wesentlichen Größen näher betrachtet. Es zeigte sich, dass v.a. diejenigen unter Beteiligung der Blechdicke sich als wesentlich herausstellen konnten. Als signifikante Erkenntnis konnte allerdings aufgezeigt werden, dass der Großteil der betrachteten Wechselwirkungen ein negatives Vorzeichen innehat. Dadurch konnte die Interpretation gestärkt werden, dass sich die Kombination von verschiedenen Methoden der Verstärkung, z.B. die Erhöhung des Querschnitts mit einer Erhöhung der Dichte, nicht zu solch einem positiven Ergebnis hinsichtlich der Strukturmechanik führt wie beide Faktoren getrennt betrachtet.

Somit konnte davon ausgegangen werden, dass die betrachtete Verstärkungsmethode mit einer Sättigung einhergeht und somit nicht von linearen Zusammenhängen ausgegangen werden kann. Aus diesem Grund wurden im Weiteren die quadratischen Einflüsse von wesentlichen Faktoren näher betrachtet. Dabei konnte festgehalten werden, dass alleinig der Einfluss resultierend aus der Pin- und Blechdicke eine nahezu quadratische Charakteristik aufwies. Die restlichen konnten im Vergleich zu linearen Einflüssen und bestimmten Wechselwirkungen als untergeordnet betrachtet werden.

Zur globalen Beschreibung der strukturmechanischen Eigenschaften wurde eine Möglichkeit der mathematischen Beschreibung gesucht, die im Vorangegangenen identifizierten wesentlichen Hauptfaktoren, Wechselwirkungen sowie quadratischen Einflüsse in einem Beschreibungsmodell zusammenzufassen. Die weitere Analyse mit einer vollfaktoriellen Versuchsplanung erschien aufgrund des unangemessenen Aufwands als nur bedingt geeignet. Ebenso stellten teilfaktorielle Versuchspläne aufgrund der Verschmierung von Wechselwirkungen nicht die erforderlichen Möglichkeiten zur Auswertung dar. Aus diesem Grund wurde zum weiteren Vorgehen auf die D-optimale Versuchsplanung zurückgegriffen, dessen Erstellung und Auswertung in den kommerziellen Software-Paketen MODDE und MiniTab erfolgte. Als Resultat konnte eine grafische Auswertung der mathematischen Zusammenhänge sowie eine mathematische Beschreibung, welche durch Regressionsanalyse erhalten wurden, erzielt werden.

Als wesentlicher Punkt konnte diesbezüglich u.a. identifiziert werden, dass sich v.a. eine Steigerung der Verstärkungsdichte in Belastungsrichtung als positiv bzgl. der Schadenstoleranz der gesamten Verbindung auswirkte, wogegen sich eine Erhöhung der Dichte senkrecht zur Belastungsrichtung v. a. in der ertragbaren maximalen Kraft als positiv erwies.

Unter Einbeziehung sämtlicher Wechselwirkungen in die Analyse zeigte sich zudem, dass eine Erhöhung der Pin-Breite den Bruchwiderstand bzgl. des Rissfortschritts deutlich beeinflusst. Allerdings mündet diese Änderung offensichtlich nicht in einer alleinigen Verbesserung der globalen Eigenschaften der verstärkten Verbindung. Durch die Erhöhung der Pin-Breite wechselt der Versagensmodus der einzelnen Verstärkungselemente von einer plastischen Deformation hin zu einem eigentlich unerwünschten Herausziehen des Pins, sodass unter einer globalen Betrachtung einer Verschlechterung der Struktureigenschaften der verstärkten Verbindung erzielt werden konnte.

Im Rahmen dieser Arbeit erfolgte somit eine globale Analyse verschiedener Einflussfaktoren hinsichtlich der Auswirkungen auf die Strukturmechanik einer verstärkten Verbindung. Die wesentlichen Effekte konnten in einer mathematischen Beschreibung bezüglich einfacher Überlappstöße zusammengefasst werden. Allerdings zeigte sich auch, dass in Bezug auf den Einsatz der betrachteten Technologie noch weitere Aktivitäten und Forschungsarbeiten notwendig sind, um weiterführende Erkenntnisse über die Verstärkungsmethode zu sammeln.

## 8.2. Ausblick und notwendige weitere Schritte

Im Folgenden wird aus oben genannter Zielsetzung auf notwendige Grundlagen zur Weiterentwicklung der im Vorangegangenen behandelten Verstärkungstechnik eingegangen.

Das im Vorigen entwickelte und angewandte numerische Modell für die Verstärkungstechnik lieferte eine hohe Übereinstimmung mit experimentellen Daten auf Coupon-Ebene. Der größte Teil der Validierung erstreckte sich hierbei auf die Anwendung unter einer vornehmlichen Scherbelastung. Um auch die nötige Auslegungssicherheit in industriellen Anwendungen zu erreichen, ist ein zukünftiger Abgleich mit experimentellen Daten unter Mixed-Mode-Belastungen obligatorisch.

Ein weiterer Punkt betrifft des Weiteren die Betrachtungsebene der entwickelten FE-Modellierung, welche durch ihren Abstraktionsgrad und den damit verbundenen Modellierungs- und Berechnungsaufwand auch auf Komponentenebene angewendet werden kann. Eine Implementierung eines verstärkten Bereichs bei ganzen Strukturen würde sich allerdings vermutlich als zu detailliert und nur bedingt geeignet erweisen. Dies inkludiert v.a. den hohen Modellierungsaufwand, da eine differenzierte Betrachtung jedes einzelnen Pins bei der derzeit angewandten Modellierungsmethode durchgeführt wird. Aus diesem Grund ist eine weitere Vereinfachung durch Verschmierung, z.B. auf einen globalen Cohesive-Zone-Ansatz denkbar und vermutlich als geeignet für eine industriennahe Berechnung und Auslegung anzusehen. Um diesen Auslegungsprozess zu unterstützen, ist zudem die Entwicklung eines numerisch gestützten Optimierungsverfahrens zu evaluieren, wodurch auch eine inhomogene Verteilung der Pins, aber auch Verwendung von an die Last angepassten individuellen Pin-Geometrien ermöglicht werden könnte.

Wie eingangs bereits erwähnt wurde, ist eine der Zielapplikationen in Bereichen der Luft- und Raumfahrttechnik zu sehen. Um u. a. eine ausreichende Dauerfestigkeit und deren Überprüfung bei der Verstärkungsmethode zu erreichen, ist gerade für zivile Luftfahrtanwendungen die Bereitstellung von geeigneten und zuverlässigen zerstörungsfreien Prüfmethoden unabdingbar. Diese werden benötigt, um evtl. bei der Fertigung implementierte Imperfektionen wie z.B. ungenügende Klebequalität oder Schiefstellungen der Verstärkungselemente zu detektieren und zu bewerten.

Des Weiteren ist auch im weiteren Betrieb die kontinuierliche Analyse unerlässlich, um evtl. entstehende Schädigungen zu beurteilen und eine womöglich entstehende Versagensausbreitung in Intervallen zu überwachen und evaluieren zu können. Gerade diesbezüglich ist die kontinuierliche Weiterentwicklung und Übertragung von bereits im Labormaßstab angewandten Analysemethoden auf Bauteile im Einsatz unerlässlich.

Eine weitere Betrachtung muss zudem evaluiert werden, falls im Betrieb eine fortgeschrittene Schädigung der verstärkten Verbindung detektiert wird. In diesem Fall müssen mögliche Reparaturoptionen für die Fügechnik vorhanden sein, gerade da es sich um eine unlösbare Verbindungsart handelt. Mögliche Ansätze wären beispielsweise in einer derartigen Verteilung der Verstärkungselemente zu sehen, welche es platzmäßig erlauben würden, die Überlappungsfläche mittig mit formschlüssigen Elementen, z.B. durch Nieten oder Bolzen zu sehen.

Zu einer industrienahen Umsetzung muss allerdings auch der Fertigungs- und v.a. der Fügeprozess der verstärkten Verbindung weiterentwickelt und optimiert werden. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden Prüfkörper herangezogen, welche im Labormaßstab hergestellt wurden, d.h. die Herstellung und Implementierung der Verstärkungselemente erfolgte durch manuelle Arbeitsschritte.

Für eine weitverbreitete Anwendung der Verstärkungsmethode ist aus Gesichtspunkten der Qualitätssicherung, aber auch aus Kostengründen die Entwicklung von automatisierten Fertigungs- und Fügeverfahren unabdingbar. Im Falle der Produktion der Verstärkungselemente ist die Anwendung von automatisierten Stanz- und Biegeprozessen, wie sie bereits bei anderen Produkten der Stanz- und Feinwerktechnik u.a. für die Automobilbranche standardmäßig eingesetzt werden, als geeignet und nur wenig problematisch anzusehen. Bezüglich der Implementierung der Verstärkungselemente ist eine Integration der Verstärkungselemente in automatisierte Legeverfahren für Faserverbundwerkstoffe wie das Automated Fiber Placement oder Automated Tape Laying denkbar. Hierzu wären u.a. diverse Forschungsaktivitäten hinsichtlich des Ablegens des Composite-Materials über die Pins und das damit verbundene „Hineindrücken“ notwendig, um eine ausreichende Produktqualität zu gewährleisten.

Gerade bei einer großflächigen Anwendung der hybriden Metall-Composite-Bauweise ist langfristig auch die Entwicklung von geeigneten Recyclingprozessen als ein wesentliches Thema zu betrachten. Durch die nicht lösbare Verbindung ist dies als Herausforderung zu sehen. Ein Lösungsansatz ist evtl. im Einsatz von thermoplastbasierten Matrixsystemen zu sehen. Diese würden ein Aufschmelzen der Matrix und eine erneute Verwendung des Faserverbundmaterials ermöglichen. Allerdings

ist im Moment der Einsatz von Thermoplasten und den damit einhergehenden Fertigungsverfahren noch nicht in dem Maße verbreitet, wie dies bei duromerbasierten Faserverbundstrukturen der Fall ist.

Einige der oben genannten Punkte sind und werden bereits bei verschiedenen Forschungsvorhaben adressiert. Sollten in der nächsten Zeit diese weiteren Grundlagen erfolgreich entwickelt werden, stellt die in dieser Arbeit behandelte Verstärkungsmethode ein Mittel dar, um eine faserverbundgerechte Fügetechnik bereitzustellen und somit dem Leichtbaugedanken in der Verbindungstechnik Rechnung zu tragen.



# Literaturverzeichnis

- [1] RÜCKERT, C.: *Innovation for M & P, bridging the gap between quick wins and disruptive approaches*. In: *SAMPE Europe*, Paris, 2014.
- [2] WIKIPEDIA: *Boeing 787 Dreamliner*. <http://www.wikipedia.com/>.
- [3] WILMES, H., HERRMANN, A., KOLESNIKOV, B. und KRÖBER, I.: *Festigkeitsanalysen von Bolzenverbindungen für CFK-Bauteile mit dem Ziel der Erstellung von Dimensionierungsrichtlinien*.
- [4] CAMANHO, P., FINK, A., OBST, A. und PIMENTA, S.: *Hybrid titanium-CFRP laminates for high-performance bolted joints*. *Composites: Part A*, 40:1826–1837, 2009.
- [5] SCHÜRMMANN, H.: *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. Springer, 2. Auflage, 2007.
- [6] GOLAND, M. und REISSNER, E.: *The stresses in cemented lap joints*. *Journal for Applied Mechanics*, 11, 1944.
- [7] HESS, H. und HIMMEL, N.: *Structurally stitched NCF CFRP laminated. Part 1: Experimental characterization of in-plane and out-of-plane properties*. *Composites Science and Technology*, 71, 2011.
- [8] TAO, Y., JIAO, G., WANG, B. und CHANG, Y.: *Effect of z-pins' diameter, spacing and overlap length on connecting performance of cmc single lap joint*. *Acta Mechanica Solida Sinica*, 21, 2008.
- [9] CHANG, P., MOURITZ, A. und COX, B.: *Flexural properties of z-pinned laminates*. *Composites Part A: applied science and manufacturing*, 38, 2006.
- [10] DANTULURI, V., MAITI, S., GEUBELLE, P., PATEL, R. und KILIC, H.: *Cohesive modeling of delamination in Z-pin reinforced composite laminates*. *Composites Science and Technology*, 67:616–531, 2007.
- [11] GREENHALGH, E., LEWIS, A., BOWEN, R. und GRASSI, M.: *Evaluation of toughening concepts at structural features in CFRO - Part I: Stiffener pull-out*. *Composites Part A: applied science and manufacturing*, 37:1521–1535, 2006.
- [12] HEATSCULPTOR: *Novel Electron Beam Surface Sculpting for Efficient Heat Exchange*. <http://www.heatsculptor.eu>.

- [13] KELLAR, E. und SMITH, F.: *COMELD - A new approach to damage control for composite to metal joints*. In: *Design & Performance of Composite Materials Conference*, Sheffield, 2005.
- [14] SMITH, F.: *COMELD<sup>TM</sup> - An innovation in composite joining*. In: *Composites Processing 2004*, Bromsgrove, 2004.
- [15] SMOSKÖ und TÖRÖK, I.: *CMT pin - define the shape of the welded pin through welding parameters*. *Production Processes and Systems*, 6:47–56, 2013.
- [16] UCSNIK, S., SCHEERER, M., ZAREMBA, S. und PAHR, D.: *Experimental investigation of a novel hybrid metal-composite joining technology*. *Composites Part A: applied science and manufacturing*, 41:369–374, 2010.
- [17] TEUFELBERGER: *T-IGEL<sup>®</sup> Verbindung*. <http://www.teufelberger-composite.com>.
- [18] BIANCHI, F.: *Numerical Modelling of through-thickness reinforced structural joints*. Doktorarbeit, Cranfield University, 2012.
- [19] NOGUEIRA, A., DRECHSLER, K. und HOMBERGSMEIER, E.: *Analysis of the Static and Fatigue Strength of a Damage Tolerant 3D-Reinforce joining technology of Compoiste Single Lap Joints*. In: *Structures, Structural Dynamics and Materials Conference 53*, Honolulu, Hawaii, 2012.
- [20] NOGUEIRA, A. C.: *Investigation of a Damage Tolerant Joining Technology for Lightweight Structures*. Doktorarbeit, TU München, 2014.
- [21] ASTM INTERNATIONAL: *ASTM D 5528-01 - Mode I Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectional Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composites*, 2001.
- [22] ASTM INTERNATIONAL: *ASTM D 5868-01 - Standard Test Method for Lap Shear Adhesion for Fiber Reinforced Plastic (FRP) Bonding*, 2008.
- [23] JÜRGENS, M.: *EADS Innovation Works: Präsentation TransHybrid-Halbjahrestreffen*, 2015.
- [24] SENNER, T.: *Simulation von CAI CompressionAfterImpact - Tests an Faserverbundwerkstoffen*. Diplomarbeit, Lehrstuhl für Carbon Composites, TU München, 2011.
- [25] DASSUALT SYSTEMES: *ABAQUS Analysis Users's Guide (6.14)*. Technischer Bericht, Dassault Systemes Simulia Corp, 2014.
- [26] JÜRGENS, M., NOGUEIRA, A., LANG, H., HOMBERGSMEIER, E. und DRECHSLER, K.: *Influence of an optimized 3D-reinforcement layout on the structural mechanics of co-bonded CFRP joints*. In: *ECCM16 - 16th European Conference on Composite Materials*, Sevilla, Spanien, 2014.

- [27] ILYAS, M.: *Damage modeling of carbon epoxy laminated composites submitted to impact loading*. Doktorarbeit, Toulouse : Institut Supérieur de l'Aéronautique et de l'Espace, 2010.
- [28] PUCK, A.: *Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten-Modelle für die Praxis*. Carl Hanser Verlag, 1996.
- [29] MCCONNELL, V.: *Past is prologue for composite repair*. Reinforced Plastics, 6, 2011.
- [30] COMPOSITESWORLD: *BMW rolls out all-electric, composites-intensive i3*. <http://www.compositesworld.com/>.
- [31] ADAMS, R., COMYN, J. und WAKE, W.: *Structural adhesive joints in engineering*. Chapman & Hall, 2. Auflage, 1997.
- [32] CARTIE, D., DELL'ANNO, G., POULIN, E. und PARTRIDGE, I.: *3D reinforcement of stiffener to skin T-joints by Z-pinning and tufting*. Engineering Fracture Mechanics, 73:2532–2540, 2006.
- [33] DELL'ANNO, G., CARTIE, D., PARTRIDGE, I. und REZAI, A.: *Exploring mechanical property balance in tufted carbon fabric/ epoxy composites*. Composites Part A: applied science and manufacturing, 38:2366–2373, 2007.
- [34] DRANSFIELD, A., JAIN, L. und MAI, Y.: *On the effects of stitching in CFRPs - I. Mode I Delamination toughness*. Composites Science and Technology, 58, 1998.
- [35] WOOD, M., SUN, X., TONG, L., KATZOS, A., RISPLER, A. und MAI, Y.: *The effect of stitch distribution on Mode I delamination toughness of stitched laminated composites - experimental results and FEA simulation*. Composites Science and Technology, 67:1058–1072, 2007.
- [36] VELMURUGAN, R. und SOLAIMURUGAN, S.: *Improvements in Mode I interlaminar fracture toughness and in-plane mechanical properties of stitched glass/polyester composites*. Composites Science and Technology, 67:61–69, 2006.
- [37] JAIN, L., DRANSFIELD, K. und MAI, Y.: *On the effects of stitching in CFRPs - II. Mode II Delamination toughness*. Composites Science and Technology, 58:829–837, 1997.
- [38] HENAO, A., CARRERA, M., MIRAVETE, A. und CASTEJON, L.: *Mechanical performance of through-thickness tufted sandwich structures*. Composites Structures, 92:2052–20598, 2010.
- [39] AYERMICH, F., PANI, C. und PRIOLO, P.: *Damage response of stitched cross-ply laminates under impact loadings*. Engineering Fracture Mechanics, 74, 2007.

- [40] RUGG, K., COX, B. und MASSABO, R.: *Mixed mode delamination of polymer composite laminates reinforced through the thickness by z-fibers*. Composites Part A, 33:177–190, 2002.
- [41] BYRD, L. und BIRMAN, V.: *Effectiveness of z-pins in preventing delamination of co-cured composite joints on the example of a double cantilever test*. Composites Part B: engineering, 37, 2006.
- [42] ALLEGRI, G. und ZHANG, X.: *On the delamination and debond suppression in structural joints by Z-fibre pinning*. Composites Part A: applied science and manufacturing, 38:1107–1115, 2007.
- [43] TU, W., WEN, P. und GUILD, F.: *The Optimization of Comeld™ Joints: a Novel Technique for Bonding Composites and Metal*. In: *World Congress on Engineering (WCE)*, London, 2010.
- [44] TU, W.: *COMELD™ Joints: Optimisation of Geometric Parameters of the Protrusions*. Doktorarbeit, University of London, 2011.
- [45] GUILD, F., HOGG, P. und TU, W.: *COMELD™ Joints: A novel technique for bonding composites and metal*. In: *17th International Conference on Composite Materials*, Edinburgh, 2009.
- [46] MOURING, S. und LOUCA, L.: *Structural Performance of Comeld Hybrid Metal-to-Composite Joints*. In: *Twenty-second International Offshore and Polar Engineering Conference*, Rhodos, 2012.
- [47] GRADINGER, R. und UCSNIK, S.: *FEM-basierte Untersuchungen einer innovativen Metall-FVK Fügetechnik*. In: *hybridica Forum, Thementag Hybridbauweisen und Multimaterialsysteme für innovative Leichtbaulösungen*, München, 09.11.2010.
- [48] THAKKAR, R. und UCSNIK, S.: *Cost Efficient metal to fibre reinforced composite joining*. In: *ECCM16 - 16th European conference on composite materials*, Sevilla, 2014.
- [49] UCSNIK, S., KRUMM, M., REISINGER, S. und KASPERL, S.: *Bestimmung des Schädigungsverlaufes einer zugbelasteten hybriden Metall-FVK-Verbindung mittels Computertomographie*.
- [50] UCSNIK, S., STELZER, S., SEHRSCHÖN, H. und SIEGLHUBER, G.: *Composite to Composite joint with lightweight metal reinforcement for enhanced damage tolerance*. In: *ECCM16 - 16th European conference on composite materials*, Sevilla, 2014.
- [51] HUFENBACH, W., LENZ, F., SPITZER, S. und RENNER, O.: *Welle-Nabe-Verbindungen für Leichtbauantriebswellen in Faserverbund-Metall-Mischbauweise*. VDI, 2012.

- [52] MEYER, A.: *A Revolution in Hybrid Component Manufacturing*. In: *SAMPE Europe Technical Conference and Table-Top Exhibition (SETEC)*, 2009.
- [53] AIRBUS: *Hyperjoint REP-A-3 Technical Repor Hyperjoint Characterisation*.
- [54] PARKES, D., BUTLER, P. und ALMOND, R.: *Growth of damage in additively manufactured metal-composite joints*. In: *ECCM15 - 15th European conference on composite materials*, 2012.
- [55] NOGUEIRA, A., DRECHSLER, K., HOMBERGSMEIER, E. und PACCIONE, M.: *Investigation of the properties and failure mechanisms of a damage tolerant 3D-reinforced joint for lieghtweight structures*. In: *SETEC 11 - 6th International Technical Conference „Advanced Composites The integrated system*, Leiden, 2011.
- [56] HEXCEL: *HexPly M21 Epoxy Matrix - Product Data*, 2007.
- [57] AIRBUS INDUSTRIE: *Airbus Industrie Test Method (AITM) 1.0007 - Fibre reinforced plastics: determnation of notched, unnotched and filled hole tensile strength*.
- [58] CYTEC ENGINEERED MATERIALS: *FM®300 Epoxy film adhesive - Technical Data Sheet*, 2011.
- [59] AIRBUS INDUSTRIE: *Airbus Industrie Test Method (AITM) 1.0006 - Determination of interlaminar fracture toughness energy Mode II - Issue 2*, 1994.
- [60] WERKE, D. E.: *Nichtrostender austenitischer Stahl, 1.4301, X5CrNI18-10*.
- [61] LANG, R., HOFMANN, K., DRECHSLER, K. und GESE, H.: *Cold Forming of Beta Titanium Sheet*. In: *RTO AVT Specialists Meeting on Cost Effective Application of Titanium Alloys in Military Platforms*, Loen, Norwegen, 2001.
- [62] PIMENTA, S. und ROBINSON, P.: *Wavy-ply sandwich with composite skins and crushable core for ductility and energy absorption*. *Composite Structures*, 116:364–376, 2014.
- [63] DEUSCHLE, M.: *3D Failure Analysis of UD Fibre Reinforce Composites: Puck's Theory within FEA*. Doktorarbeit, Institut für Statik und Dynamik der Luft- und Raumfahrtkonstruktionen, Universität Stuttgart, 2010.
- [64] LAMBRECHT, L.: *Numerische Experimente zur Analyse der Einflussgrößen auf die Degradation von mehrschichtigem GFK-Laminat*. Diplomarbeit, Institut für Kunststoffverarbeitung IKV, RWTH Aachen, 2003.
- [65] DONOUGH, M., GUNNION, A., ORIFICI, A. und H., C.: *Critical Ssessment of Failure Criteria for Adhesively bonded Composite Repair Design*. In: *28th International Congress of the Aeronautical Sciences ICAS2012*, 2012.

- [66] DAVILA, C. und ROSE, C.: *Superpositione of Cohesive Elements to Account for R-Curve Toughening in the Fracture of Composites*. In: *ABAQUS Users' Conference*, 2008.
- [67] CAMANHO, P., DAVILA, C. und FMOURA, M.: *Numerical Simulation of Mixed-Mode Progressive Delamination in Composite Materials*. *Journal of Composite Materials*, 37:256–265, 2003.
- [68] DIEHL, T.: *On using a penalty-based cohesive -zone finite element approach, Part I: Elastic solution benchmarks*. *International Journal of Adhesion & Adhesives*, 28:237–255, 2008.
- [69] DIEHL, T.: *On using a penalty-based cohesive -zone finite element approach, Part II: Inelastic peeling of an epoxy-bonded aluminum strip*. *International Journal of Adhesion & Adhesives*, 28:256–265, 2008.
- [70] DASSAULT SYSTEMES: *Selecting Material Parameters in Abaqus for Cohesive Elements Defined in Terms of Traction-Separation*. Technischer Bericht, Dassault Systemes Simulia Corp.
- [71] TURON, A., DAVILA, C., CAMANHO, P. und COSTA, J.: *An engineering solution for mesh size effects in the simulation of delamination using cohesive zone models*. *Engineering Fracture Mechanics*, 74:1665–1682, 2007.
- [72] BENZEGGAGH, M. und M., K.: *Measurement of Mixed-Mode Delamination Fracture toughness of unidirectional glass/ epoxy composites with mixed-mode bending apparatus*. *Composites Science and Technology*, 56:439–449, 1996.
- [73] AIRBUS INDUSTRIE: *Airbus Industrie Test Method (AITM) 1.0005 - Determination of interlaminar fracture toughness energy Mode I - Issue 2*, 1994.
- [74] YAN, C., MAI, Y., QIANG, Y., YE, L. und SUN, J.: *Effects of substrate material on fracture toughness measurement in adhesive joints*. *International Journal of Mechanical Sciences*, 43:2091–2102, 2001.
- [75] ELDER, D. und FEIH, S.: *Composite Joints and Connections*, Kapitel 17, High Strain Rate behaviour of bonded composite joints. Elsevier, 2011.
- [76] BELL, A. und KINLOCH, A.: *The effect of the substrate material on the value of the adhesive fracture energy,  $G_c$* . *Journal of Materials Science Letters*, 16:1450–1453, 1997.
- [77] JONES, R., HU, W. und KINLOCH, A.: *A convenient way to represent fatigue crack growth in structural adhesives*. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 38:379–391, 2014.

- 
- [78] HESS, H. und HIMMEL, N.: *Structurallay stitched NDC CFRP laminates, Part 2: Finite Element unit cell based prediction of in-plane strength*. Composites Science and Technology, 71:569–585, 2011.
- [79] FISCHER, T.: *Der Pressverband als torsionbelastete Krafteinleitung in Faser-Kunststoff-Verbund-Wellen*. Doktorarbeit, Technische Universität Darmstadt, 2005.
- [80] ILYAS, M., LACHAUD, F., ESPINOSA, C. und SALAÜN, M.: *Dynamic delamination of aeronatic structural composites by using cohesive finite elements*. In: *17th International Conference on Composite Materials (ICCM-17)*, Edinburgh, Schottland, 2009.
- [81] ILYAS, M., ESPINOSA, C., LAUCHAUD, F. und SALAÜN, M.: *Simulation of Dynamic Delamination and Mode I Energy Dissipation*. In: *7th European LS-DYNA Conference*, 2009.
- [82] GROSS, D., HAUGER, W., SCHRÖDER, J. und WALL, W.: *Technische Mechanik 1*. Springer, 2008.
- [83] SHAININ, D.: *Better than Taguchi Orthogonal Tables*. In: *Proceedings of ASQC Quality Congress Transactions*, Anaheim, USA, 1986.



# A. Kraft-Weg-Kurven

## A.1. Variablensuche

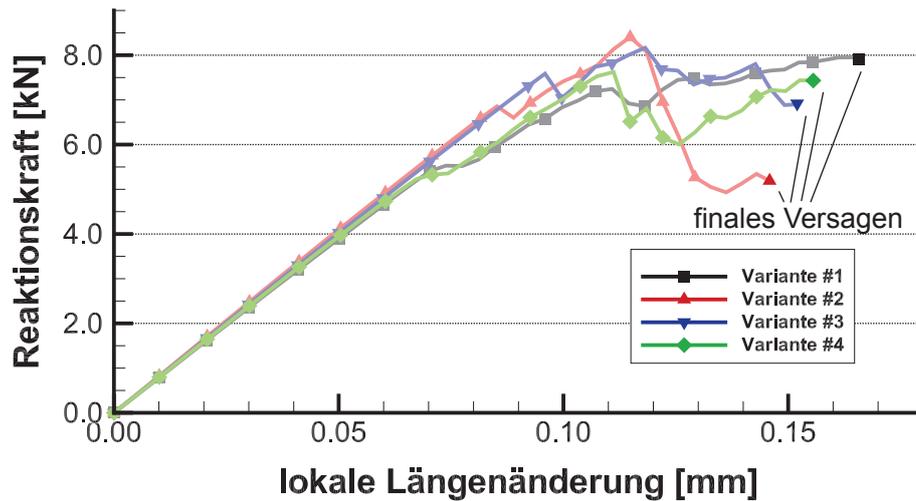


Abb. A.1.: Kraft-Verformungskurven der Variablensuche - Parameter Dicke  $t$

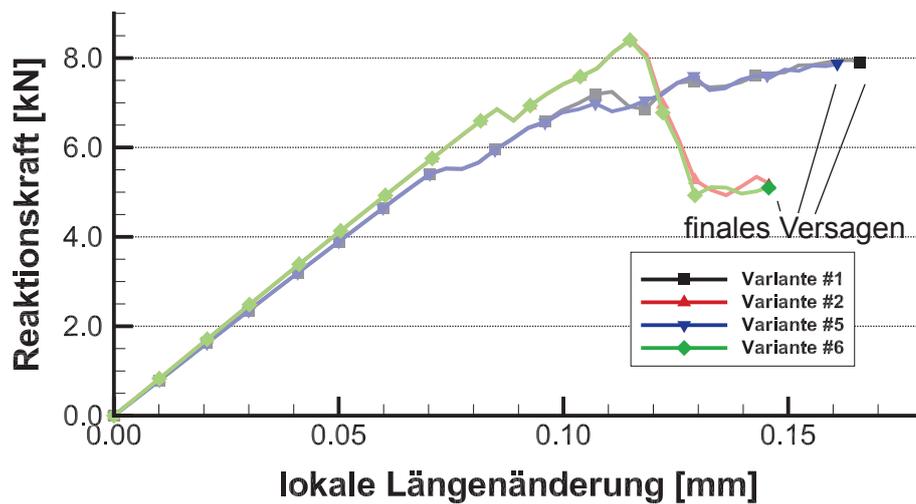
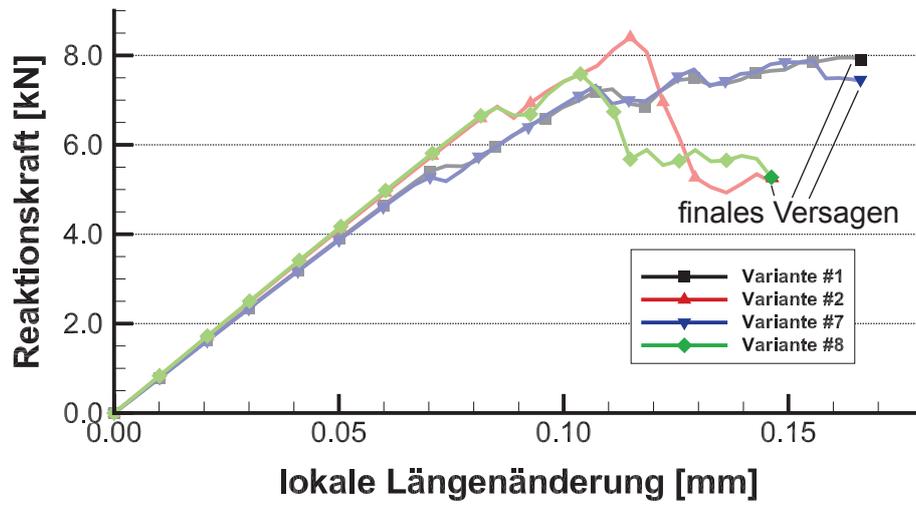
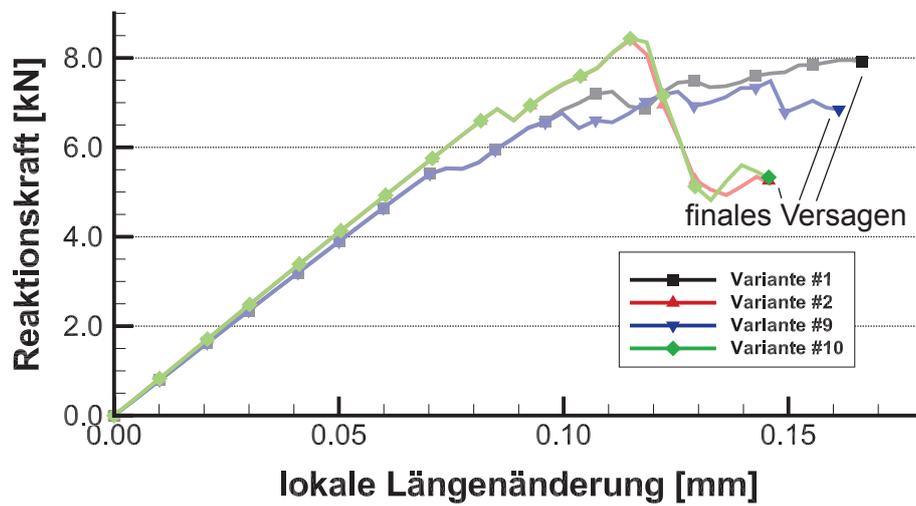
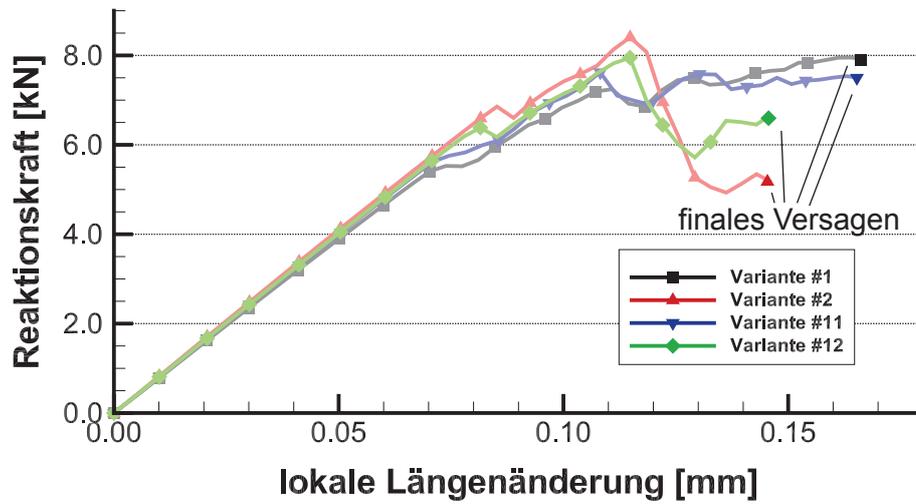
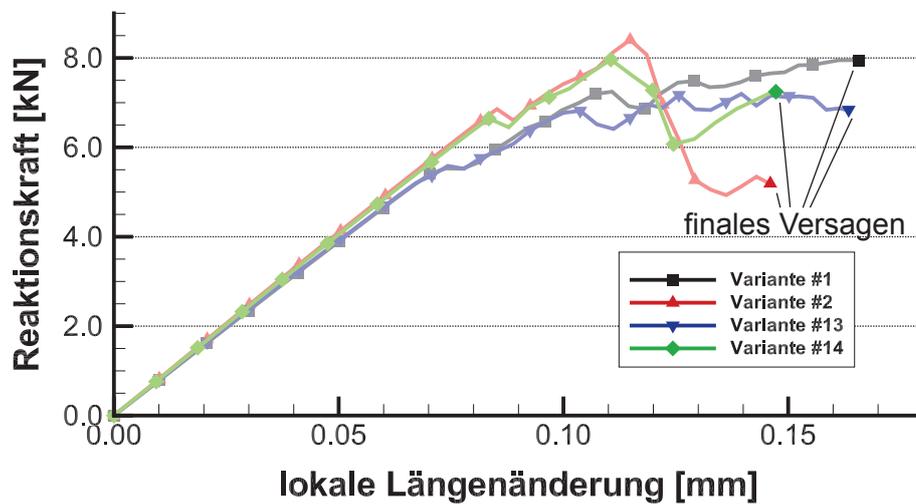


Abb. A.2.: Kraft-Verformungskurven Variablensuche - Parameter Länge  $l$

Abb. A.3.: Kraft-Verformungskurven Variablensuche - Parameter Breite  $w$ Abb. A.4.: Kraft-Verformungskurven Variablensuche - Parameter Verhältnis Klebeflächen  $\beta$

Abb. A.5.: Kraft-Verformungskurven Variablensuche - Pin-Abstand in x-Richtung  $\Delta x$ Abb. A.6.: Kraft-Verformungskurven Variablensuche - Pin-Abstand in y-Richtung  $\Delta y$

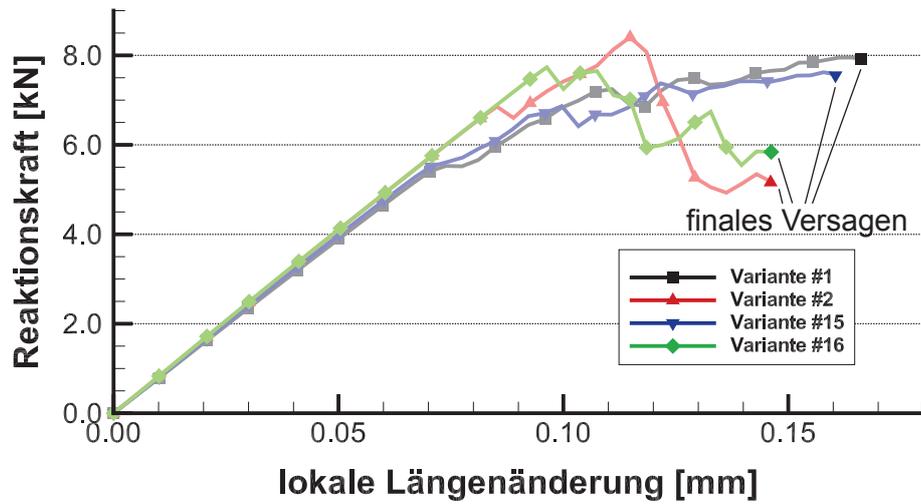


Abb. A.7.: Kraft-Verformungskurven Variablensuche - Anteil Pin- an Gesamtfläche  $r$

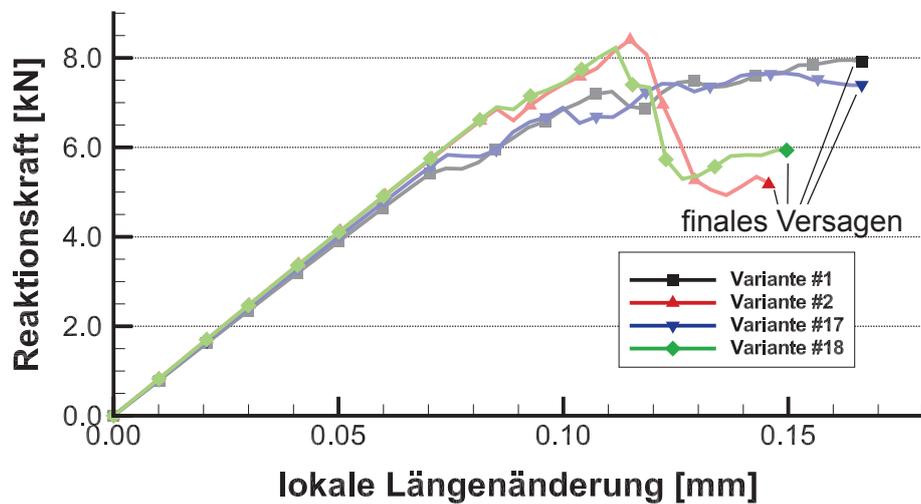


Abb. A.8.: Kraft-Verformungskurven Variablensuche - Anteil Klebe- an Gesamtfläche  $v$

## A.2. Quadratischer Einfluss

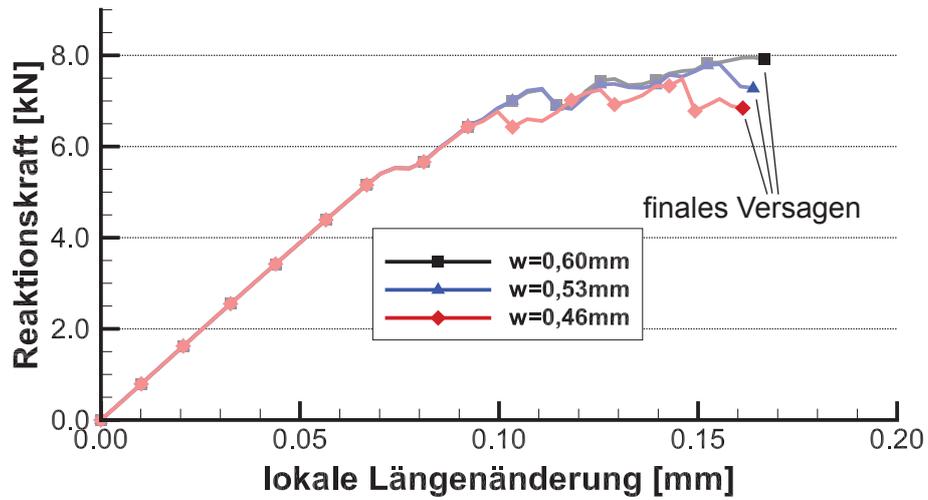


Abb. A.9.: Kraft-Verformungskurven Analyse quadratischer Einfluss - Parameter Breite  $w$

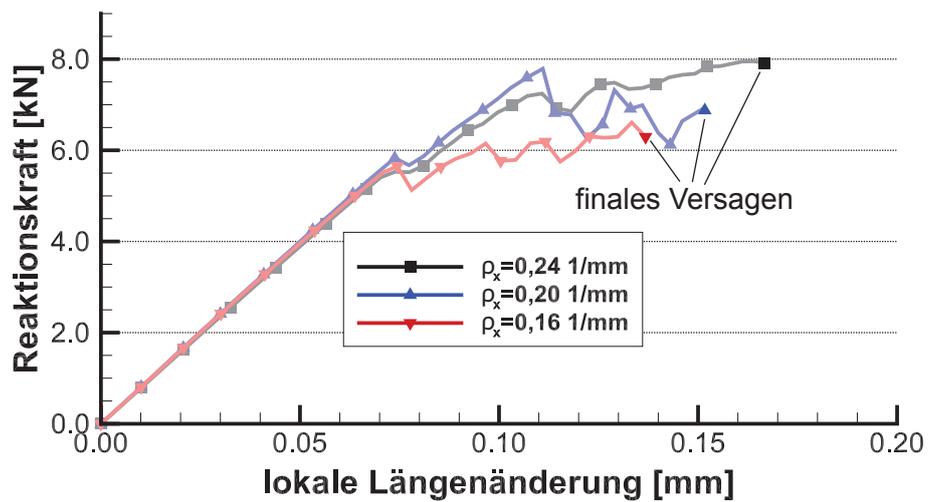


Abb. A.10.: Kraft-Verformungskurven Analyse quadratischer Einfluss - Pin-Abstand in x-Richtung  $\Delta x$

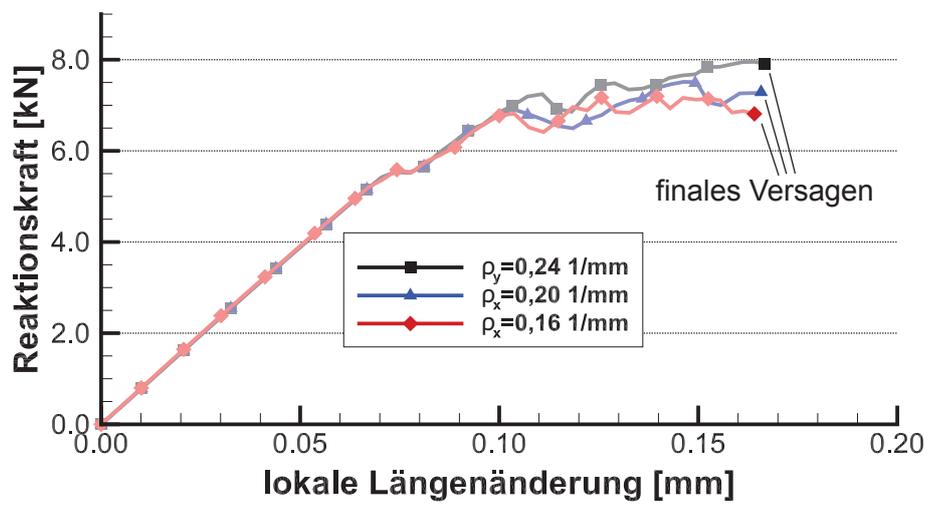


Abb. A.11.: Kraft-Verformungskurven Analyse quadratischer Einfluss - Pin-Abstand in y-Richtung  $\Delta y$

### A.3. D-Optimale Versuchsplanung

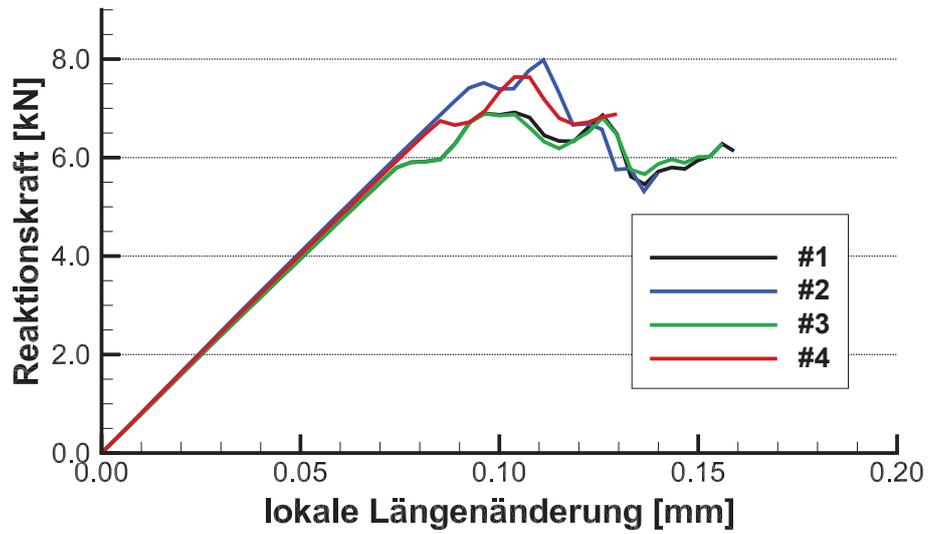


Abb. A.12.: Kraft-Verformungskurven der Varianten #1 bis #4

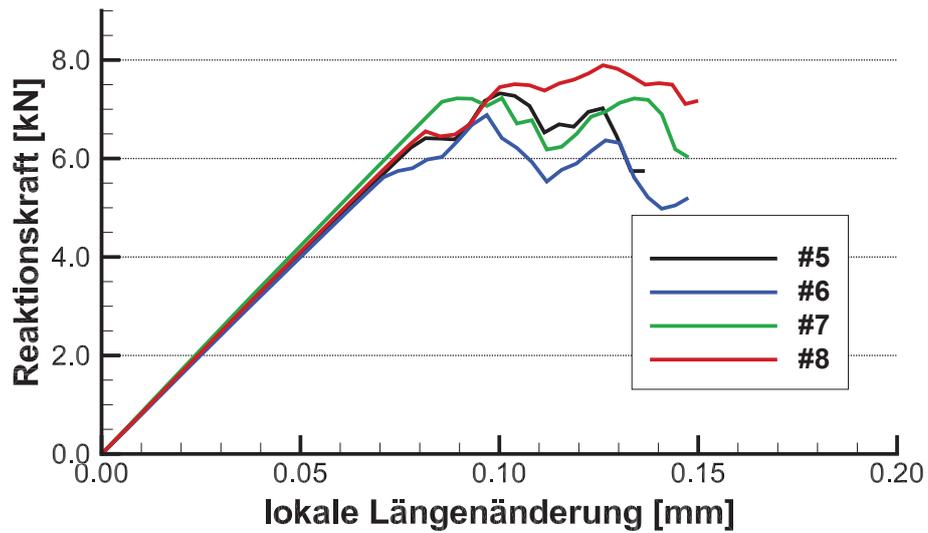


Abb. A.13.: Kraft-Verformungskurven der Varianten #5 bis #8

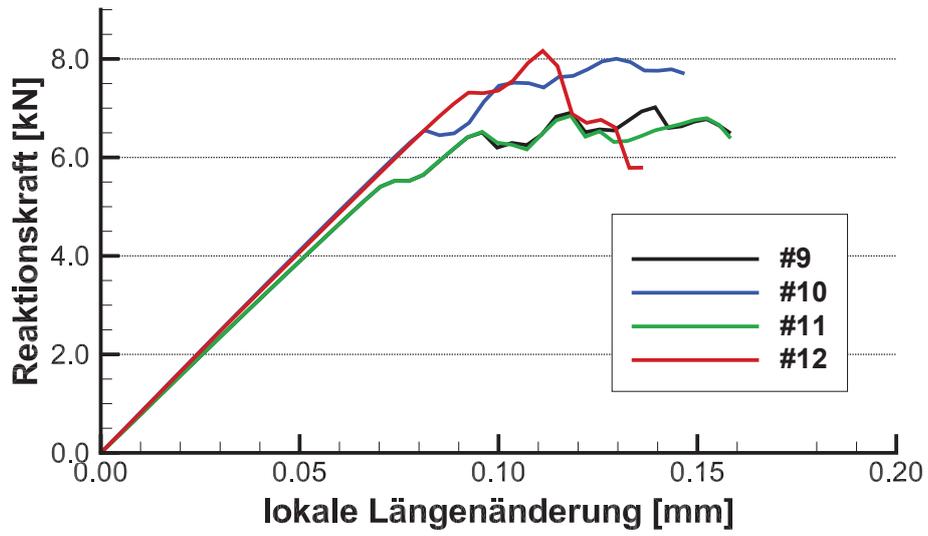


Abb. A.14.: Kraft-Verformungskurven der Varianten #9 bis #12

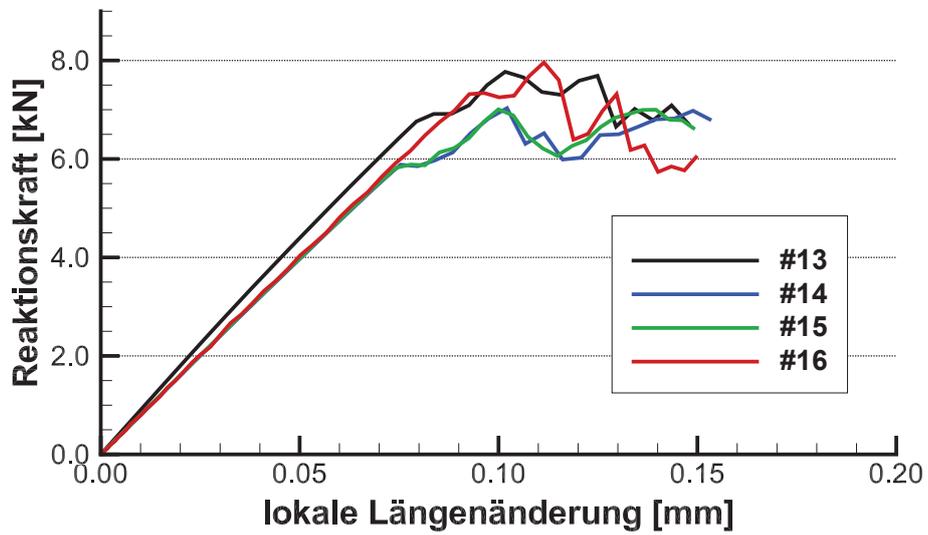


Abb. A.15.: Kraft-Verformungskurven der Varianten #13 bis #16

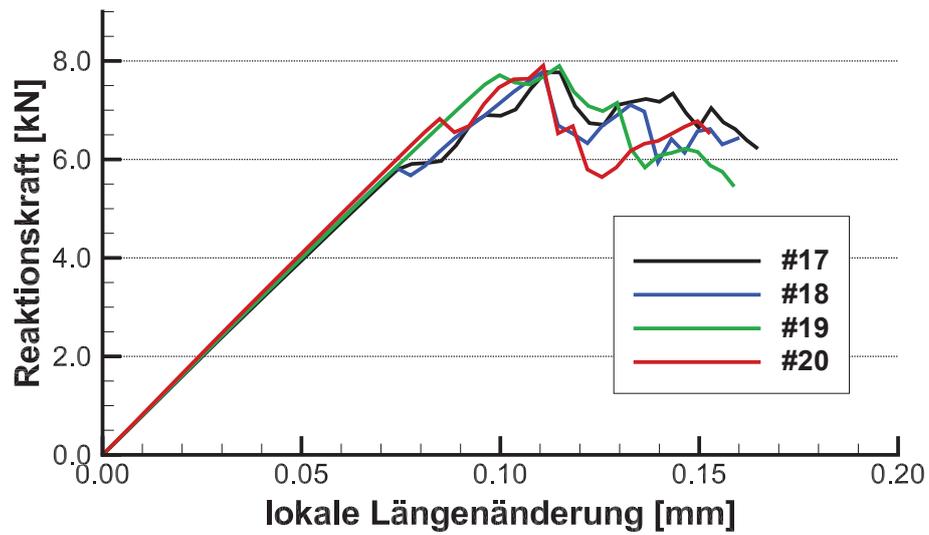


Abb. A.16.: Kraft-Verformungskurven der Varianten #17 bis #20

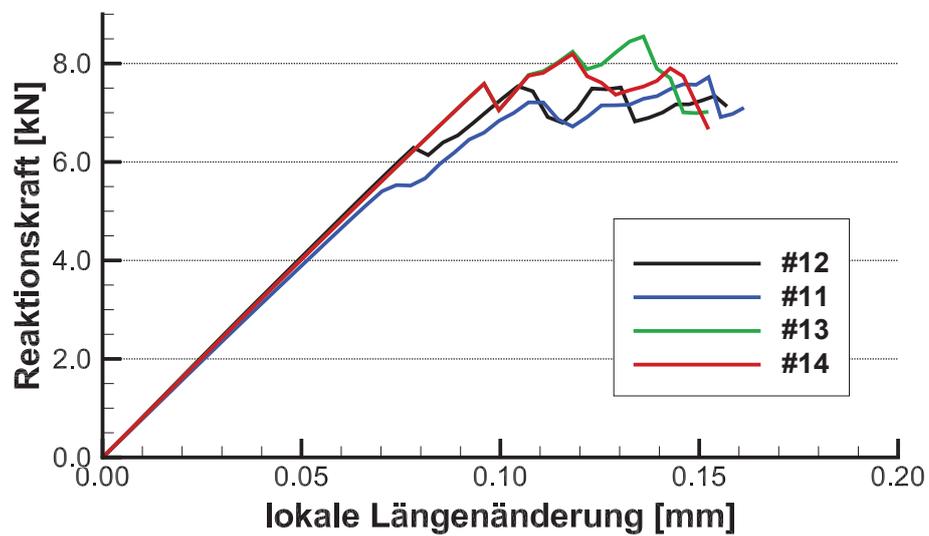


Abb. A.17.: Kraft-Verformungskurven der Varianten #21 bis #24

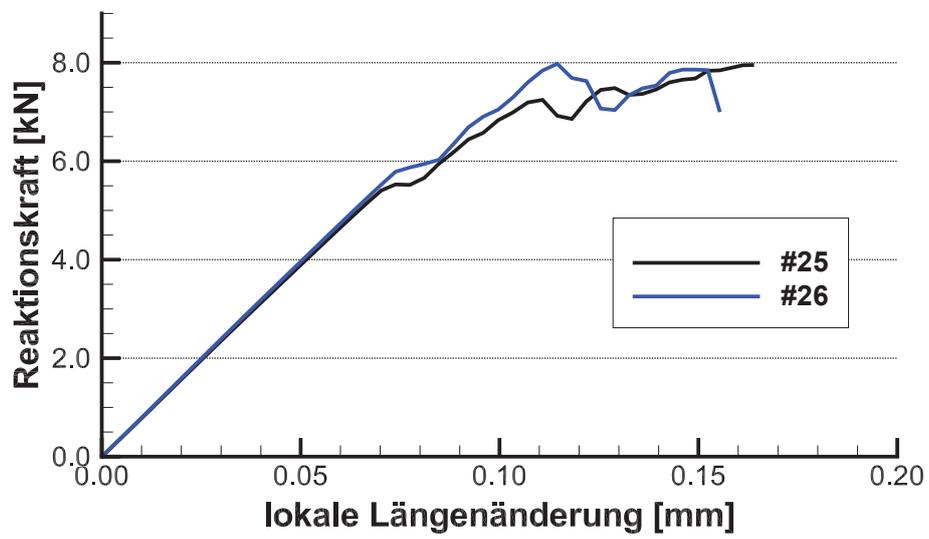


Abb. A.18.: Kraft-Verformungskurven der Varianten #25 bis #26

## B. Subroutine Puck

Listing B.1: VUMAT-Subroutine für das Puck-Versagenskriterium [24]

```
subroutine vumat(  
c Read only –  
1 nblock, ndir, nshr, nstatev, nfieldv, nprops, lanneal,  
2 stepTime, totalTime, dt, cmname, coordMp, charLength,  
3 props, density, strainInc, relSpinInc,  
4 tempOld, stretchOld, defgradOld, fieldOld,  
5 stressOld, stateOld, enerInternOld, enerInelasOld,  
6 tempNew, stretchNew, defgradNew, fieldNew,  
c Write only –  
7 stressNew, stateNew, enerInternNew, enerInelasNew )  
c  
include 'vaba_param.inc'  
c  
=====  
c Ausgabeparameter  
c Definition Anzahl der solution-dependent state variables  
c ueber Parameter *DEPVAR  
=====  
c  
c SDV1 i_sdv_S_n => Normalspannung Sigma_n auf Bruchebene  
c SDV2 i_sdv_S_nt => Schubspannung Tau_nt auf Bruchebene  
c SDV3 i_sdv_S_n1 => Schubspannung Tau_n1 auf Bruchebene  
c SDV4 i_sdv_E_zfb_0 => Zfb-Anstrengung ohne Einfluss von Sigma_1  
c SDV5 i_sdv_E_zfb_1 => Zfb-Anstrengung mit Einfluss von Sigma_1  
c SDV6 i_sdv_Ek_zfb_1 => kuenstliche Zfb-Anstrengung mit  
c Einfluss von Sigma_1  
c SDV7 i_sdv_E_fb => Faserbruchanstrengung  
c SDV8 i_sdv_etaE_Zfb_z => Abminderungsfaktor E2 Zfb bei  
c Zugspannung auf Bruchebene  
c SDV9 i_sdv_etaE3_Zfb_z => Abminderungsfaktor E3 Zfb bei  
c Zugspannung auf Bruchebene  
c SDV10 i_sdv_etaG_Zfb_d => Abminderungsfaktor G21 & G31 Zfb  
c bei Druckspannung auf Bruchebene  
c SDV11 i_sdv_etaG_Zfb_z => Abminderungsfaktor G21 & G31 Zfb bei  
c Zugspannung auf Bruchebene
```

```
c SDV12 i_sdv_eta_G23_Zfb_d => Abminderungsfaktor G23 Zfb bei
c                               Druckspannung auf Bruchebene
c SDV13 i_sdv_theta => Bruchwinkel
c SDV14 i_sdv_StrainXx => Dehnung xx
c SDV15 i_sdv_StrainYy => Dehnung yy
c SDV16 i_sdv_StrainZz => Dehnung zz
c SDV17 i_sdv_StrainXy => Dehnung xy
c SDV18 i_sdv_StrainYz => Dehnung yz
c SDV19 i_sdv_StrainZx => Dehnung zx
c SDV20 i_sdv_statusMp => Elementstatus aktiv (1) oder inaktiv (0)
c SDV21 i_sdv_E2d => E2 abgemindert
c SDV22 i_sdv_E3d => E3 abgemindert
c SDV23 i_sdv_xnu12d => nu12 abgemindert
c SDV24 i_sdv_xnu13d => nu13 abgemindert
c SDV25 i_sdv_xnu23d => nu23 abgemindert
c SDV26 i_sdv_G12d => G12d abgemindert
c SDV27 i_sdv_G13d => G13d abgemindert
c SDV28 i_sdv_G23d => G23d abgemindert
c SDV29 i_sdv_fall => Fall Degradierung
c
c
c -----
c Eingabeparameter
c Definition über *USER MATERIAL und Anzahl über Constants
c (8 pro Zeile)
c
c -----
c
c 1. Zeile:
c props(1) => E1
c props(2) => E2
c props(3) => E3
c props(4) => nu12, Querkontraktion
c props(5) => nu13, Querkontraktion
c props(6) => nu23, Querkontraktion
c props(7) => G12
c props(8) => G13
c
c 2. Zeile:
c props(9) => G23
c props(10) => " leer "
c props(11) => R1_zug
c props(12) => R1_druck
c props(13) => R2_zug
c props(14) => R2_druck
c props(15) => R21
c props(16) => " leer "
c
```

```

c * 3. Zeile:
c props(17) => p21_zug
c props(18) => p21_druck
c props(19) => p22_zug, (=p22_druck)
c props(20) => p22_druck
c props(21) => " leer "
c props(22) => s, Schwaechungsparameter (=0,5)
c props(23) => m, Schwaechungsparameter (=s=0,5)
c props(24) => " leer "
c
c * 4. Zeile
c props(25) => eta_rE
c props(26) => c_E
c props(27) => xi_E
c props(28) => eta_rG
c props(29) => c_G
c props(30) => xi_G
c props(31) => eta_rE3
c props(32) => " leer "
c

```

---

```

c Definition Dimension Abaqus Variablen

```

---

```

dimension props(nprops), density(nblock),
1 coordMp(nblock,*),
2 charLength(*), strainInc(nblock,ndir+nshr),
3 relSpinInc(nblock,nshr), tempOld(nblock),
4 stretchOld(nblock,ndir+nshr), defgradOld(nblock,ndir+nshr+nshr),
B Subroutine Puck 99
5 fieldOld(nblock,nfieldv), stressOld(nblock,ndir+nshr),
6 stateOld(nblock,nstatev), enerInternOld(nblock),
7 enerInelasOld(nblock), tempNew(*),
8 stretchNew(nblock,ndir+nshr), defgradNew(nblock,ndir+nshr+nshr),
9 fieldNew(nblock,nfieldv), stressNew(nblock,ndir+nshr),
1 stateNew(nblock,nstatev),
2 enerInternNew(nblock), enerInelasNew(nblock)
c

```

```

character*80 cmname
c

```

---

```

c spezifische Parameterdefintionen

```

---

```

c Hilfsvariablen für Berechnung
parameter( zero = 0.d0, one = 1.d0, two = 2.d0, half = .5d0 )
parameter( komp = 6)
parameter( i_Anzahl_SDV = 29 )

```

```

c Variablen Steifigkeitsmatrix
DOUBLE PRECISION D1111, D2222, D3333, D1122
DOUBLE PRECISION D1133, D2233, D1212, D1313, D2323
DOUBLE PRECISION xnu21, xnu31, xnu32, gg
c Variablen fuer Berechnung Zfb-Anstrengung
DOUBLE PRECISION theta, S_n, S_nt, S_n1, psi
DOUBLE PRECISION fak_z, teil1z, teil2z, teil3z
DOUBLE PRECISION E_fzb, fak_d, teil1d, teil2d
DOUBLE PRECISION a, c, pi
DOUBLE PRECISION fw_S1
INTEGER B_fw_S1
c Matrizen fuer Berechnung Zfb-Anstrengung
DOUBLE PRECISION DIMENSION Trans(3,5), Spannvek(5,1), Spannebe(3,1)
c Variablen für Berechnung Deagradierung
DOUBLE PRECISION rho, rho23
DOUBLE PRECISION E2d, E3d, G21d, G31d, G23d
DOUBLE PRECISION xnu21d, xnu31d, xnu32d, ggd
c Matrizen fuer Berechnung Degradierung
INTEGER DIMENSION i_fall(nblock)
c degradierte Steifkeistmatrix
DOUBLE PRECISION DIMENSION D1111d(nblock), D2222d(nblock)
DOUBLE PRECISION DIMENSION D3333d(nblock), D1122d(nblock)
DOUBLE PRECISION DIMENSION D1133d(nblock), D2233d(nblock)
DOUBLE PRECISION DIMENSION D1212d(nblock), D1313d(nblock)
DOUBLE PRECISION DIMENSION D2323d(nblock)
c Berechnung Verzerrungsenergie
DOUBLE PRECISION stressPower
c
c Zuweisung Zustandsvariablen
c
parameter(
* i_sdv_S_n = 1,
* i_sdv_S_nt = 2,
* i_sdv_S_n1 = 3,
* i_sdv_E_zfb_0 = 4,
* i_sdv_E_zfb_1 = 5,
* i_sdv_Ek_zfb_1 = 6,
* i_sdv_E_fb = 7,
B Subroutine Puck 100
* i_sdv_etaE_Zfb_z = 8,
* i_sdv_etaE3_Zfb_z = 9,
* i_sdv_etaG_Zfb_d = 10,
* i_sdv_etaG_Zfb_z = 11,
* i_sdv_eta_G23_Zfb_d = 12,
* i_sdv_theta = 13,
* i_svd_StrainXx = 14,

```

```
* i_svd_StrainYy = 15,  
* i_svd_StrainZz = 16,  
* i_svd_StrainXy = 17,  
* i_svd_StrainYz = 18,  
* i_svd_StrainZx = 19,  
* i_svd_statusMp = 20,  
* i_sdv_E2d = 21,  
* i_sdv_E3d = 22,  
* i_sdv_xnu12d = 23,  
* i_sdv_xnu13d = 24,  
* i_sdv_xnu23d = 25,  
* i_sdv_G12d = 26,  
* i_sdv_G13d = 27,  
* i_sdv_G23d = 28,  
* i_sdv_fall= 29)  
c  
c Anordnung Spannungstensor  
c  
parameter(  
* i_s33_Xx = 1,  
* i_s33_Yy = 2,  
* i_s33_Zz = 3,  
* i_s33_Xy = 4,  
* i_s33_Yz = 5,  
* i_s33_Zx = 6,  
* i_s33_Nr = 6 )  
c  
c Zuweisung Materialkennwerte  
c  
parameter (  
* i_pro_E1 = 1,  
* i_pro_E2 = 2,  
* i_pro_E3 = 3,  
* i_pro_nu12 = 4,  
* i_pro_nu13 = 5,  
* i_pro_nu23 = 6,  
* i_pro_G12 = 7,  
* i_pro_G13 = 8,  
* i_pro_G23 = 9,  
c  
* i_pro_R1_zug = 11,  
* i_pro_R1_druck = 12,  
* i_pro_R2_zug = 13,  
* i_pro_R2_druck = 14,  
* i_pro_R21 = 15,  
* i_pro_p21_zug = 17,
```

```

* i_pro_p21_druck = 18,
* i_pro_p22_zug = 19,
B Subroutine Puck 101
* i_pro_p22_druck = 20,
* i_pro_s = 22,
* i_pro_m = 23,
c
* i_pro_eta_rE = 25,
* i_pro_c_E = 26,
* i_pro_xi_E = 27,
* i_pro_eta_rG = 28,
* i_pro_c_G = 29,
* i_pro_xi_G = 30,
* i_pro_eta_rE3 = 31 )
c
c Einlesen Materialkennwerte
c
E1 = props(i_pro_E1)
E2 = props(i_pro_E2)
E3 = props(i_pro_E3)
xnu12 = props(i_pro_nu12)
xnu13 = props(i_pro_nu13)
xnu23 = props(i_pro_nu23)
G12 = props(i_pro_G12)
G13 = props(i_pro_G13)
G23 = props(i_pro_G23)
c
R1z = props(i_pro_R1_zug)
R1d = props(i_pro_R1_druck)
R2z = props(i_pro_R2_zug)
R2d = props(i_pro_R2_druck)
R21 = props(i_pro_R21)
p21z = props(i_pro_p21_zug)
p21d = props(i_pro_p21_druck)
p22z = props(i_pro_p22_zug)
p22d = props(i_pro_p22_druck)
xs = props(i_pro_s)
xm = props(i_pro_m)
c
eta_rE = props(i_pro_eta_rE)
c_E = props(i_pro_c_E)
xi_E = props(i_pro_xi_E)
eta_rG = props(i_pro_eta_rG)
c_G = props(i_pro_c_G)
xi_G = props(i_pro_xi_G)
eta_rE3 = props(i_pro_eta_rE3)

```

```

=====
c Berechnung Querkontraktionen für orthotropes Material
=====
xnu21 = xnu12 * E2 / E1
xnu31 = xnu13 * E3 / E1
xnu32 = xnu23 * E3 / E2
=====
c Berechnung Steifigkeitsmatrix
=====
gg = one / ( one - xnu12*xnu21 - xnu23*xnu32 - xnu31*xnu13
* - two*xnu21*xnu32*xnu13 )
D1111 = E1 * ( one - xnu23*xnu32 ) * gg
B Subroutine Puck 102
D2222 = E2 * ( one - xnu13*xnu31 ) * gg
D3333 = E3 * ( one - xnu12*xnu21 ) * gg
D1122 = E1 * ( xnu21 + xnu31*xnu23 ) * gg
D1133 = E1 * ( xnu31 + xnu21*xnu32 ) * gg
D2233 = E2 * ( xnu32 + xnu12*xnu31 ) * gg
D1212 = G12
D1313 = G13
D2323 = G23
=====
c Gültigkeitsprüfung Parameter
=====
IF ( totalTime .eq. zero ) THEN
c
c Steigungsparameter
c
IF ((p21z.gt.one).or.(p21d.gt.one).or.
* (p22z.gt.one).or.(p22d.gt.one)) THEN
PRINT *, '#_Steigungsparameter_p_ungueltig!'
CALL xplb_exit
END IF
c
c Schwächungsparameter
c
IF ((xs.gt.one).or.(xs.lt.zero).or.
* (xm.gt.one).or.(xm.lt.zero)) THEN
PRINT *, '#_Schwaechungsparameter_s,_m_ungueltig!'
CALL xplb_exit
END IF
c
c Anzahl Zustandsvariablen
c
IF (nstatev .lt. i_Anzahl_SDV) THEN
PRINT *, '#_Anzahl_*DEPVAR_prüfen!'

```

```

CALL xplb_exit
END IF
c
c Elastische Kennwerte
c
IF ((E1.le.zero) .or. (E2.le.zero) .or. (E3.le.zero) .or.
* (G12.le.zero) .or. (G13.le.zero) .or. (G23.le.zero) .or.
* (xnu12.gt.(E1/E2) ** half) .or. (xnu13.gt.(E1 / E3) ** half)
* .or. (xnu23.gt.(E2 / E3) ** half)
* .or. ((one / gg).le.zero)) THEN
PRINT *, '#_Elastische_Kennwerte_ungueltig!'
CALL xplb_exit
END IF
END IF

=====
c Definition elastisches Materialverhalten zu Analysebeginn
=====
IF ( totalTime .eq. zero ) THEN
DO k = 1, nblock
stressNew(k,i_s33_Xx) = stressOld(k,i_s33_Xx)
* + D1111 * strainInc(k,i_s33_Xx)
* + D1122 * strainInc(k,i_s33_Yy)
B Subroutine Puck 103
* + D1133 * strainInc(k,i_s33_Zz)
stressNew(k,i_s33_Yy) = stressOld(k,i_s33_Yy)
* + D1122 * strainInc(k,i_s33_Xx)
* + D2222 * strainInc(k,i_s33_Yy)
* + D2233 * strainInc(k,i_s33_Zz)
stressNew(k,i_s33_Zz) = stressOld(k,i_s33_Zz)
* + D1133 * strainInc(k,i_s33_Xx)
* + D2233 * strainInc(k,i_s33_Yy)
* + D3333 * strainInc(k,i_s33_Zz)
stressNew(k,i_s33_Xy) = stressOld(k,i_s33_Xy)
* + two * D1212 * strainInc(k,i_s33_Xy)
stressNew(k,i_s33_Yz) = stressOld(k,i_s33_Yz)
* + two * D2323 * strainInc(k,i_s33_Yz)
stressNew(k,i_s33_Zx) = stressOld(k,i_s33_Zx)
* + two * D1313 * strainInc(k,i_s33_Zx)
END DO
ELSE
=====
c Berechnung Dehnungstensor
=====
DO k = 1, nblock
stateNew(k,i_svd_StrainXx) = stateOld(k,i_svd_StrainXx)
* + strainInc(k,i_s33_Xx)

```

```

stateNew(k,i_svd_StrainYy) = stateOld(k,i_svd_StrainYy)
* + strainInc(k,i_s33_Yy)
stateNew(k,i_svd_StrainZz) = stateOld(k,i_svd_StrainZz)
* + strainInc(k,i_s33_Zz)
stateNew(k,i_svd_StrainXy) = stateOld(k,i_svd_StrainXy)
* + strainInc(k,i_s33_Xy)
stateNew(k,i_svd_StrainYz) = stateOld(k,i_svd_StrainYz)
* + strainInc(k,i_s33_Yz)
stateNew(k,i_svd_StrainZx) = stateOld(k,i_svd_StrainZx)
* + strainInc(k,i_s33_Zx)

```

---

c Berechnung Spannungstensor

---

```

stressNew(k,i_s33_Xx) = D1111 * stateNew(k,i_svd_StrainXx)
* + D1122 * stateNew(k,i_svd_StrainYy)
* + D1133 * stateNew(k,i_svd_StrainZz)
stressNew(k,i_s33_Yy) = D1122 * stateNew(k,i_svd_StrainXx)
* + D2222 * stateNew(k,i_svd_StrainYy)
* + D2233 * stateNew(k,i_svd_StrainZz)
stressNew(k,i_s33_Zz) = D1133 * stateNew(k,i_svd_StrainXx)
* + D2233 * stateNew(k,i_svd_StrainYy)
* + D3333 * stateNew(k,i_svd_StrainZz)
stressNew(k,i_s33_Xy) = two * D1212 * stateNew(k,i_svd_StrainXy)
stressNew(k,i_s33_Yz) = two * D2323 * stateNew(k,i_svd_StrainYz)
stressNew(k,i_s33_Zx) = two * D1313 * stateNew(k,i_svd_StrainZx)

```

---

c Berechnung Faserbruchanstrengung und Elementdeaktivierung

---

c VDI Gl. (42)

```

IF (stressNew(k,i_s33_Xx) .ge. zero) THEN
stateNew(k,i_sdv_E_fb) = stressNew(k,i_s33_Xx)/R1z
ELSE
B Subroutine Puck 104
stateNew(k,i_sdv_E_fb) = abs(stressNew(k,i_s33_Xx))/R1d
END IF
IF (stateNew(k,i_sdv_E_fb) .ge. one) THEN
stateNew(k,i_svd_statusMp) = zero
ELSE
stateNew(k,i_svd_statusMp) = one
END IF

```

---

c Berechnung kuenstliche Zwischenfaserbruchanstrengung

---

```

pi = 3.14159265
stateNew(k,i_sdv_E_zfb_0) = zero
DO w = -90, 90, 10

```

```

c
c Transformationsmatrix , VDI Gl. (53)
c
theta = w * pi / 180
Trans(1,1:5) = (/ (cos(theta))**2, (sin(theta))**2,
* two*cos(theta)*sin(theta), zero, zero/)
Trans(2,1:5) = (/ -sin(theta)*cos(theta),
* sin(theta)*cos(theta),
* (cos(theta))**2-(sin(theta))**2, zero, zero/)
Trans(3,1:5) = (/ zero, zero, zero, sin(theta), cos(theta)/)
c
c Spannungsvektor
c (!!! Reihenfolge in Abaqus Explizit und Standard verschieden
c Abaqus User Subroutines Reference Manual 1.2.17
c Komponente S12 anstelle von S21 verfuegbar -> Vorzeichenwechsel)
c
Spannvek(1,1) = stressNew(k,i_s33_Yy)
Spannvek(2,1) = stressNew(k,i_s33_Zz)
Spannvek(3,1) = stressNew(k,i_s33_Yz)
Spannvek(4,1) = stressNew(k,i_s33_Zx)
Spannvek(5,1) = (-one) * stressNew(k,i_s33_Xy)
c
c Berechnung Spannungen in der Bruchebene , VDI Gl. (53)
c
Spannebe = Matmul(Trans,Spannvek)
S_n = Spannebe(1,1)
S_nt = Spannebe(2,1)
S_n1 = Spannebe(3,1)
c
c Berechnung Winkel psi der resultierenden Schichtspannungen
c (Abfrage Grenzwert, da Arcustangens für unendl. Große Werte
c nicht definiert ist)
c
IF (ABS(S_nt).gt.1E-6) THEN
psi = atan(S_n1/S_nt)
ELSE
psi = pi/2
END IF
c
c Berechnung Bruchwiderstand der Wirkebene, VDI Gl. (58)
c
R22A = R2d / (two * (one + p22d))
B Subroutine Puck 105
c
c Berechnung Anstrengung Zfb, (VDI Gl. 56a/b, 54, 55)
c

```

```

IF (S_n .ge. zero) THEN
fak_z = (p22z / R22A) * (cos(psi))**2
* + (p21z / R21) * (sin(psi))**2
teil1z = ((one / R2z - fak_z) * S_n)**2
teil2z = (S_nt / R22A)**2
teil3z = (S_n1 / R21)**2
E_fzb = sqrt(teil1z + teil2z + teil3z) + fak_z * S_n
ELSE
fak_d = (p22d / R22A) * (cos(psi))**2
* + (p21d / R21) * (sin(psi))**2
teil1d = (S_nt / R22A)**2
teil2d = (S_n1 / R21)**2
E_fzb = sqrt(teil1d + teil2d + (fak_d * S_n)**2)
* + fak_d * S_n
END IF
c
c Ermittlung maximale schnittwinkelabhangige Zfb-Anstrengung,
c sowie der zugehörigen Spannungen und Bruchwinkels
c
IF (E_fzb .gt. StateNew(k,i_sdv_E_zfb_0)) THEN
StateNew(k,i_sdv_E_zfb_0) = E_fzb
StateNew(k,i_sdv_S_n) = S_n
StateNew(k,i_sdv_S_nt) = S_nt
StateNew(k,i_sdv_S_n1) = S_n1
StateNew(k,i_sdv_theta) = w
END IF
END DO
c
c -----
c Berücksichtigung des Einflusses einer faserparallelen Spannung
c -----
c Berechnung Koeffizienten; VDI Gl. (A7)
a = (1 - xs) / (1 - xm**2)
IF (stateNew(k,i_sdv_E_fb) .gt. 1E-6) THEN
c = stateNew(k,i_sdv_E_zfb_0) / stateNew(k,i_sdv_E_fb)
ELSE
c = 1E6
END IF
c
c Prüfung Gültigkeitsbereich VDI Gl. (A8)
c Bereich 1: keine Schwächung fw=1.0
c Bereich 2: Schwächung
c Bereich 3: keine Schwächung fw=1.0, da Fb eintritt
c
IF (c .le. (1/xs) .AND. c .ge. xm) THEN
fw_S1 =
* (c * (a * sqrt(c**2*(a**2-xs**2)+1) +xs)) / ((c*a)**2 + 1)

```

```

B_fw_S1 = 2
ELSE
fw_S1 = 1.0
B_fw_S1 = 1
IF (c .le. xm) THEN
fw_S1 = 1.0
B Subroutine Puck 106
B_fw_S1 = 3
END IF
END IF
c
c Berechnung kuenstliche Zfb-Anstrengung unter
c Einfluss der Schwächung
c
stateNew(k,i_sdv_Ek_zfb_1) =
* stateNew(k,i_sdv_E_zfb_0) / fw_S1
=====
c Degradierung nach Zwischenfaserbruch
c -E2 und E3 werden nur bei zugbeanspruchter Ebene abgemindert
c -Querkontraktionen werden analog E2 und E3 abgemindert
c -Zwischenfaserbruchanstrengung mit Einfluss faserparalleler
c Spannung für Überanstrengung herangezogen
c -Winkel und Normalspannung der Bruchebene aus vorherigem
c Inkrement herangezogen, da Degradierung berücksichtigt ist
=====
c
c definierter Anfangszustand
StateNew(k,i_sdv_E2d) = E2
StateNew(k,i_sdv_E3d) = E3
StateNew(k,i_sdv_xnu12d) = xnu12
StateNew(k,i_sdv_xnu13d) = xnu13
StateNew(k,i_sdv_xnu23d) = xnu23
StateNew(k,i_sdv_G12d) = G12
StateNew(k,i_sdv_G13d) = G13
StateNew(k,i_sdv_G23d) = G23
c
c Fall 1: 1-1: ((Zfb-Anstrengung nimmt ab oder bleibt konstant)
c und (Schädigung ist bereits eingetreten)
c und (nicht 1. Inkrement))
c 1-2: oder ((Zfb-Anstrengung steigt an) und (Zfb-Anstrengung ist <1)
c und (schädigung ist bereits eingetreten) und (nicht 1. Inkrement))
c -> abgeminderte Kennwerte beibehalten
c
IF (
c 1-1:
* (

```

```

* (stateNew(k,i_sdv_Ek_zfb_1) .le. stateOld(k,i_sdv_Ek_zfb_1))
* .and. ( ( StateOld(k,i_sdv_E2d) .lt. E2 ) .or.
* ( StateOld(k,i_sdv_E3d) .lt. E3 ) .or.
* ( StateOld(k,i_sdv_G12d) .lt. G12 ) .or.
* ( StateOld(k,i_sdv_G13d) .lt. G13 ) .or.
* ( StateOld(k,i_sdv_G23d) .lt. G23 ) )
* .and. ( StateOld(k,i_sdv_E2d) .ne. zero )
* )
c 1-2:
* .or. (
* ( stateNew(k,i_sdv_Ek_zfb_1)
* .gt. stateOld(k,i_sdv_Ek_zfb_1) )
* .and. ( stateNew(k,i_sdv_Ek_zfb_1) .lt. one )
* .and. ( ( StateOld(k,i_sdv_E2d) .lt. E2 ) .or.
* ( StateOld(k,i_sdv_E3d) .lt. E3 ) .or.
* ( StateOld(k,i_sdv_G12d) .lt. G12 ) .or.
* ( StateOld(k,i_sdv_G13d) .lt. G13 ) .or.
B Subroutine Puck 107
* ( StateOld(k,i_sdv_G23d) .lt. G23 ) )
* .and. ( StateOld(k,i_sdv_E2d) .ne. zero )
* )
* ) THEN
StateNew(k,i_sdv_fall) = 1
StateNew(k,i_sdv_E2d) = StateOld(k,i_sdv_E2d)
StateNew(k,i_sdv_E3d) = StateOld(k,i_sdv_E3d)
StateNew(k,i_sdv_xnu12d) = StateOld(k,i_sdv_xnu12d)
StateNew(k,i_sdv_xnu13d) = StateOld(k,i_sdv_xnu13d)
StateNew(k,i_sdv_xnu23d) = StateOld(k,i_sdv_xnu23d)
StateNew(k,i_sdv_G12d) = StateOld(k,i_sdv_G12d)
StateNew(k,i_sdv_G13d) = StateOld(k,i_sdv_G13d)
StateNew(k,i_sdv_G23d) = StateOld(k,i_sdv_G23d)
c
c Berechnung degradierte Steifigkeitsmatrix
c
xnu21d = StateNew(k,i_sdv_xnu12d) * StateNew(k,i_sdv_E2d)
* / E1
xnu31d = StateNew(k,i_sdv_xnu13d) * StateNew(k,i_sdv_E3d)
* / E1
xnu32d = StateNew(k,i_sdv_xnu23d) * StateNew(k,i_sdv_E3d)
* / StateNew(k,i_sdv_E2d)
ggd = one / ( one - StateNew(k,i_sdv_xnu12d) * xnu21d
* - StateNew(k,i_sdv_xnu23d) * xnu32d
* - xnu31d*StateNew(k,i_sdv_xnu13d)
* - two * xnu21d * xnu32d * StateNew(k,i_sdv_xnu13d) )
D1111d(k) = E1
* * (one - StateNew(k,i_sdv_xnu23d) * xnu32d) * ggd

```

```

D2222d(k) = StateNew(k,i_sdv_E2d)
* * (one - StateNew(k,i_sdv_xnu13d) * xnu31d) * ggd
D3333d(k) = StateNew(k,i_sdv_E3d)
* * (one - StateNew(k,i_sdv_xnu12d) * xnu21d) * ggd
D1122d(k) = E1
* * (xnu21d + xnu31d*StateNew(k,i_sdv_xnu23d)) * ggd
D1133d(k) = E1 * (xnu31d + xnu21d * xnu32d) * ggd
D2233d(k) = StateNew(k,i_sdv_E2d)
* * (xnu32d + StateNew(k,i_sdv_xnu12d)*xnu31d) * ggd
D1212d(k) = StateNew(k,i_sdv_G12d)
D1313d(k) = StateNew(k,i_sdv_G13d)
D2323d(k) = StateNew(k,i_sdv_G23d)
c
c -----
c Fall 2: Zfb-Anstrengung >1 und weiterer Anstieg
c Ausschluss 1. Inkrement notwendig (Prüfung stateOld(*,*) .ne. 0
c -> Neuberechnung der Abminderung
c -----
ELSE IF ( (stateNew(k,i_sdv_Ek_zfb_1) .gt. one) .and.
* (stateNew(k,i_sdv_Ek_zfb_1) .gt. stateOld(k,i_sdv_Ek_zfb_1))
* .and. (StateOld(k,i_sdv_E2d) .ne. zero) )
* THEN
StateNew(k,i_sdv_fall) = 2
c
c Berechnung Abminderungsfunktionen eta
c
c zugbeanspruchte Ebene
StateNew(k,i_sdv_etaE_Zfb_z) = ((one - eta_rE) /
B Subroutine Puck 108
* (one + c_E*(stateNew(k,i_sdv_Ek_zfb_1) - one)**xi_E))+eta_rE
StateNew(k,i_sdv_etaE3_Zfb_z) = ((one - eta_rE3) /
* (one + c_E*(stateNew(k,i_sdv_Ek_zfb_1) - one)**xi_E))+eta_rE3
StateNew(k,i_sdv_etaG_Zfb_z) = ((one - eta_rG) /
* (one + c_G*(stateNew(k,i_sdv_Ek_zfb_1) - one)**xi_G))+eta_rG
c druckbeanspruchte Ebene
c Interpolationsansatz für G12 und G13 Verhaeltnis (S_n/S_n1)
IF (ABS(StateOld(k,i_sdv_S_n1)) .gt. 1E-6) THEN
rho = atan(abs(StateOld(k,i_sdv_S_n)
* / StateOld(k,i_sdv_S_n1)))
ELSE
rho = pi / two
END IF
StateNew(k,i_sdv_etaG_Zfb_d) = StateNew(k,i_sdv_etaG_Zfb_z)
* * (cos(rho)**2 + one * (sin(rho))**2
c Interpolationsansatz für G23 Verhaeltnis (S_n/S_nt)
IF (ABS(StateOld(k,i_sdv_S_nt)) .gt. 1E-6) THEN
rho23 = atan(abs(StateOld(k,i_sdv_S_n)

```

```

* / StateOld(k,i_sdv_S_nt)))
ELSE
rho23 = pi / two
END IF
StateNew(k,i_sdv_eta_G23_Zfb_d) =
* StateNew(k,i_sdv_etaG_Zfb_z)
* * (cos(rho23))**2 + one * (sin(rho23))**2
c
c Berechnung Degradierung Elastizitätskonstanten
c
c zugbeanspruchte Ebene
IF (StateOld(k,i_sdv_S_n) .ge. zero) THEN
StateNew(k,i_sdv_E2d) = E2
* * ( ((StateNew(k,i_sdv_etaE_Zfb_z) + one) / two)
* + ((one - StateNew(k,i_sdv_etaE_Zfb_z)) / two)
* * sin(((StateOld(k,i_sdv_theta)*pi/180) - pi/4)*two) )
StateNew(k,i_sdv_E3d) = E3
* * ( ((StateNew(k,i_sdv_etaE3_Zfb_z) + one) / two)
* + ((one - StateNew(k,i_sdv_etaE3_Zfb_z)) / two)
* * cos((StateOld(k,i_sdv_theta)*pi/180)*two) )
StateNew(k,i_sdv_xnu12d) = xnu12
* * ( ((StateNew(k,i_sdv_etaE_Zfb_z)+one)/two)
* + ((one - StateNew(k,i_sdv_etaE_Zfb_z)) / two)
* * sin(((StateOld(k,i_sdv_theta)*pi/180) - pi/4)*two) )
StateNew(k,i_sdv_xnu13d) = xnu13
* * ( ((StateNew(k,i_sdv_etaE3_Zfb_z)+one)/two)
* + ((one - StateNew(k,i_sdv_etaE3_Zfb_z)) / two)
* * cos((StateOld(k,i_sdv_theta)*pi/180)*two) )
StateNew(k,i_sdv_xnu23d) = xnu23
* * (StateNew(k,i_sdv_E2d) / StateNew(k,i_sdv_E3d)) ** half
StateNew(k,i_sdv_G12d) = G12
* * ( ((StateNew(k,i_sdv_etaG_Zfb_z) + one) / two)
* + ((one - StateNew(k,i_sdv_etaG_Zfb_z)) / two)
* * sin(((StateOld(k,i_sdv_theta)*pi/180) - pi/4)*two) )
StateNew(k,i_sdv_G13d) = G13
* * ( ((StateNew(k,i_sdv_etaG_Zfb_z) + one) / two)
B Subroutine Puck 109
* + ((one - StateNew(k,i_sdv_etaG_Zfb_z)) / two)
* * cos((StateOld(k,i_sdv_theta)*pi/180)*two) )
IF (stressOld(k,i_s33_Yz) .ge. zero) THEN
StateNew(k,i_sdv_G23d) = G23
* * ( ((StateNew(k,i_sdv_etaG_Zfb_z) + one) / two)
* + ((one - StateNew(k,i_sdv_etaG_Zfb_z)) / two)
* * sin(((StateOld(k,i_sdv_theta)*pi/180) + pi/2)*2) )
ELSE
StateNew(k,i_sdv_G23d) = G23

```

```

* * ( ((StateNew(k,i_sdv_etaG_Zfb_z) + one) / two)
* + ((one - StateNew(k,i_sdv_etaG_Zfb_z)) / two)
* * sin((StateOld(k,i_sdv_theta)*pi/180) + pi)*2) )
END IF
c druckbeanspruchte Ebene
ELSE
c E2, E3, nu12, nu13 und nu23 werden nicht abgemindert. Werte werden
beibehalten
StateNew(k,i_sdv_E2d) = StateOld(k,i_sdv_E2d)
StateNew(k,i_sdv_E3d) = StateOld(k,i_sdv_E3d)
StateNew(k,i_sdv_xnu12d) = StateOld(k,i_sdv_xnu12d)
StateNew(k,i_sdv_xnu13d) = StateOld(k,i_sdv_xnu13d)
StateNew(k,i_sdv_xnu23d) = StateOld(k,i_sdv_xnu23d)
c Abminderung G12, G13 und G23
StateNew(k,i_sdv_G12d) = G12
* * ( ((StateNew(k,i_sdv_etaG_Zfb_d) + one) / two)
* + ((one - StateNew(k,i_sdv_etaG_Zfb_d)) / two)
* * sin((StateOld(k,i_sdv_theta)*pi/180) - pi/4)*two) )
StateNew(k,i_sdv_G13d) = G13
* * ( ((StateNew(k,i_sdv_etaG_Zfb_d) + one) / two)
* + ((one - StateNew(k,i_sdv_etaG_Zfb_d)) / two)
* * cos((StateOld(k,i_sdv_theta)*pi/180)*two) )
IF (stressOld(k,i_s33_Yz) .ge. zero) THEN
StateNew(k,i_sdv_G23d) = G23
* * ( ((StateNew(k,i_sdv_eta_G23_Zfb_d) + one) / two)
* + ((one - StateNew(k,i_sdv_eta_G23_Zfb_d)) / two)
* * sin((StateOld(k,i_sdv_theta)*pi/180) + pi/2)*2) )
ELSE
StateNew(k,i_sdv_G23d) = G23
* * ( ((StateNew(k,i_sdv_eta_G23_Zfb_d) + one) / two)
* + ((one - StateNew(k,i_sdv_eta_G23_Zfb_d)) / two)
* * sin((StateOld(k,i_sdv_theta)*pi/180) + pi)*2) )
END IF
END IF
c
c Prüfung ob aktuell berechnete degradierte
c Elastizitaetskonstanten größer sind als im vorherigen
c Inkrement, wenn ja alten Stand beibehalten
c
IF (StateNew(k,i_sdv_E2d) .gt. StateOld(k,i_sdv_E2d)) THEN
StateNew(k,i_sdv_E2d) = StateOld(k,i_sdv_E2d)
StateNew(k,i_sdv_xnu12d) = StateOld(k,i_sdv_xnu12d)
StateNew(k,i_sdv_xnu23d) = xnu23 * (StateNew(k,i_sdv_E2d)
* / StateNew(k,i_sdv_E3d)) ** half
END IF
IF (StateNew(k,i_sdv_E3d)

```

```

* .gt. StateOld(k,i_sdv_E3d)) THEN
B Subroutine Puck 110
StateNew(k,i_sdv_E3d) = StateOld(k,i_sdv_E3d)
StateNew(k,i_sdv_xnu13d) = StateOld(k,i_sdv_xnu13d)
StateNew(k,i_sdv_xnu23d) = xnu23 * (StateNew(k,i_sdv_E2d)
* / StateNew(k,i_sdv_E3d)) ** half
END IF
IF (StateNew(k,i_sdv_G12d)
* .gt. StateOld(k,i_sdv_G12d)) THEN
StateNew(k,i_sdv_G12d) = StateOld(k,i_sdv_G12d)
END IF
IF (StateNew(k,i_sdv_G13d)
* .gt. StateOld(k,i_sdv_G13d)) THEN
StateNew(k,i_sdv_G13d) = StateOld(k,i_sdv_G13d)
END IF
IF (StateNew(k,i_sdv_G23d)
* .gt. StateOld(k,i_sdv_G23d)) THEN
StateNew(k,i_sdv_G23d) = StateOld(k,i_sdv_G23d)
END IF
c
c Berechnung degradierte Steifigkeitsmatrix
c
xnu21d = StateNew(k,i_sdv_xnu12d) * StateNew(k,i_sdv_E2d)
* / E1
xnu31d = StateNew(k,i_sdv_xnu13d) * StateNew(k,i_sdv_E3d)
* / E1
xnu32d = StateNew(k,i_sdv_xnu23d) * StateNew(k,i_sdv_E3d)
* / StateNew(k,i_sdv_E2d)
ggd = one / ( one - StateNew(k,i_sdv_xnu12d) * xnu21d
* - StateNew(k,i_sdv_xnu23d) * xnu32d
* - xnu31d*StateNew(k,i_sdv_xnu13d)
* - two * xnu21d * xnu32d * StateNew(k,i_sdv_xnu13d) )
D1111d(k) = E1
* * (one - StateNew(k,i_sdv_xnu23d) * xnu32d) * ggd
D2222d(k) = StateNew(k,i_sdv_E2d)
* * (one - StateNew(k,i_sdv_xnu13d) * xnu31d) * ggd
D3333d(k) = StateNew(k,i_sdv_E3d)
* * (one - StateNew(k,i_sdv_xnu12d) * xnu21d) * ggd
D1122d(k) = E1
* * (xnu21d + xnu31d*StateNew(k,i_sdv_xnu23d)) * ggd
D1133d(k) = E1 * (xnu31d + xnu21d * xnu32d) * ggd
D2233d(k) = StateNew(k,i_sdv_E2d)
* * (xnu32d + StateNew(k,i_sdv_xnu12d)*xnu31d) * ggd
D1212d(k) = StateNew(k,i_sdv_G12d)
D1313d(k) = StateNew(k,i_sdv_G13d)
D2323d(k) = StateNew(k,i_sdv_G23d)

```

---

```

c
c Fall 3: Zfb-Anstrengung < 1 und keine vorherige Schädigung
c -> ursprüngliche Steifigkeitskennwerte beibehalten
c
ELSE
StateNew(k,i_sdv_fall) = 3
D1111d(k) = D1111
D2222d(k) = D2222
D3333d(k) = D3333
D1122d(k) = D1122
D1133d(k) = D1133
B Subroutine Puck 111
D2233d(k) = D2233
D1212d(k) = D1212
D1313d(k) = D1313
D2323d(k) = D2323
END IF
c
c Überprüfung degradierte Elastische Kennwerte Fall 1 und 2
c
IF (StateNew(k,i_sdv_fall) .ne. 3) THEN
IF ((E1 .le. zero) .or. (StateNew(k,i_sdv_E2d) .le. zero)
* .or. (StateNew(k,i_sdv_E3d) .le. zero)
* .or. (StateNew(k,i_sdv_G12d) .le. zero)
* .or. (StateNew(k,i_sdv_G13d) .le. zero)
* .or. (StateNew(k,i_sdv_G23d) .le. zero)
* .or. (StateNew(k,i_sdv_xnu12d)
* .gt. (E1 / StateNew(k,i_sdv_E2d)) ** half)
* .or. (StateNew(k,i_sdv_xnu13d)
* .gt. (E1 / StateNew(k,i_sdv_E3d)) ** half)
* .or. (StateNew(k,i_sdv_xnu23d) .gt.
* (StateNew(k,i_sdv_E2d)/StateNew(k,i_sdv_E3d))** half)
* .or. ((one / ggd) .le. zero)) THEN
PRINT *, '#_Elastische_Kennwerte_ungueltig!'
PRINT *, 'Materialkennwerte'
PRINT *, 'E1: ',E1, 'E2d: ',StateNew(k,i_sdv_E2d)
PRINT *, 'E3d: ',StateNew(k,i_sdv_E3d)
PRINT *, 'G12d: ',StateNew(k,i_sdv_G12d)
PRINT *, 'G13d: ',StateNew(k,i_sdv_G13d)
PRINT *, 'G23d: ',StateNew(k,i_sdv_G23d)
PRINT *, 'xnu12d: ',StateNew(k,i_sdv_xnu12d)
PRINT *, 'xnu13d: ',StateNew(k,i_sdv_xnu13d)
PRINT *, 'xnu23d: ',StateNew(k,i_sdv_xnu23d)
PRINT *, 'xnu21d: ',xnu21d, 'xnu31d',xnu31d, 'xnu32d',xnu32d
test1 = one / ggd
PRINT *, '1/ggd: ',test1

```

```

PRINT *, 'Degradierung:'
PRINT *, 'Fall:', i_fall(k)
PRINT *, 'etaEz:', StateNew(k,i_sdv_etaE_Zfb_z)
PRINT *, 'etaE3z:', StateNew(k,i_sdv_etaE3_Zfb_z)
PRINT *, 'etaGz:', StateNew(k,i_sdv_etaG_Zfb_z)
PRINT *, 'etaGd:', StateNew(k,i_sdv_etaG_Zfb_d)
CALL xplb_exit
END IF
END IF

```

---

```

c Aktualisierung der bisher berechneten Größen
c Prüfung ob Degradierung eingetreten ist

```

---

```

IF (StateNew(k,i_sdv_fall) .ne. 3) THEN
c
c Berechnung Spannungstensor nach Degradierung
c
stressNew(k,i_s33_Xx) = D1111d(k) * stateNew(k,i_svd_StrainXx)
* + D1122d(k) * stateNew(k,i_svd_StrainYy)
* + D1133d(k) * stateNew(k,i_svd_StrainZz)
stressNew(k,i_s33_Yy) = D1122d(k) * stateNew(k,i_svd_StrainXx)
B Subroutine Puck 112
* + D2222d(k) * stateNew(k,i_svd_StrainYy)
* + D2233d(k) * stateNew(k,i_svd_StrainZz)
stressNew(k,i_s33_Zz) = D1133d(k) * stateNew(k,i_svd_StrainXx)
* + D2233d(k) * stateNew(k,i_svd_StrainYy)
* + D3333d(k) * stateNew(k,i_svd_StrainZz)
stressNew(k,i_s33_Xy) = two
* * D1212d(k) * stateNew(k,i_svd_StrainXy)
stressNew(k,i_s33_Yz) = two
* * D2323d(k) * stateNew(k,i_svd_StrainYz)
stressNew(k,i_s33_Zx) = two
* * D1313d(k) * stateNew(k,i_svd_StrainZx)
c
c Berechnung Faserbruchanstrengung und Elementdeaktivierung
c VDI Gl. (42)
c
IF (stressNew(k,i_s33_Xx) .ge. zero) THEN
stateNew(k,i_sdv_E_fb) = stressNew(k,i_s33_Xx)/R1z
ELSE
stateNew(k,i_sdv_E_fb) = abs(stressNew(k,i_s33_Xx))/R1d
END IF
IF (stateNew(k,i_sdv_E_fb) .ge. one) THEN
stateNew(k,i_svd_statusMp) = zero
ELSE
stateNew(k,i_svd_statusMp) = one

```

**END IF**

---

```

c
c Berechnung Zwischenfaserbruchanstrengung
c
pi = 3.14159265
stateNew(k,i_sdv_E_zfb_0) = zero
DO w = -90, 90, 10
c
c Transformationsmatrix, VDI Gl. (53)
c
theta = w * pi / 180
Trans(1,1:5) = (/ (cos(theta))**2, (sin(theta))**2,
* two*cos(theta)*sin(theta), zero, zero/)
Trans(2,1:5) = (/ -sin(theta)*cos(theta),
* sin(theta)*cos(theta),
* (cos(theta))**2-(sin(theta))**2, zero, zero/)
Trans(3,1:5) = (/ zero, zero, zero, sin(theta), cos(theta)/)
c
c Spannungsvektor
c (!!! Reihenfolge in Abaqus Explizit und Standard verschieden)
c Abaqus User Subroutines Reference Manual 1.2.17
c Komponente S12 anstelle von S21 verfuegbar -> Vorzeichenwechsel)
c
Spannvek(1,1) = stressNew(k,i_s33_Yy)
Spannvek(2,1) = stressNew(k,i_s33_Zz)
Spannvek(3,1) = stressNew(k,i_s33_Yz)
Spannvek(4,1) = stressNew(k,i_s33_Zx)
Spannvek(5,1) = (-one) * stressNew(k,i_s33_Xy)
c
c Berechnung Spannungen in der Bruchebene, VDI Gl. (53)
c
B Subroutine Puck 113
Spannebe = Matmul(Trans,Spannvek)
S_n = Spannebe(1,1)
S_nt = Spannebe(2,1)
S_n1 = Spannebe(3,1)
c
c Berechnung Winkel psi der resultierenden Schichtspannungen
c (Abfrage Grenzwert, da Arcustangens für unendl. Große Werte
c nicht definiert ist), Puck Abschnitt 9
c
IF (ABS(S_nt).gt.1E-6) THEN
psi = atan(S_n1/S_nt)
ELSE
psi = pi/2
END IF

```

```

c
c Berechnung Bruchwiderstand der Wirkebene, VDI Gl. (58)
c
R22A = R2d / (two * (one + p22d))
c
c Berechnung Anstrengung Zwischenfaserbruch, (VDI Gl. 56a/b, 54, 55)
c
IF (S_n .ge. zero) THEN
fak_z = (p22z / R22A) * (cos(psi))**2
* + (p21z / R21) * (sin(psi))**2
teil1z = ((one / R2z - fak_z) * S_n)**2
teil2z = (S_nt / R22A)**2
teil3z = (S_n1 / R21)**2
E_fzb = sqrt(teil1z + teil2z + teil3z) + fak_z * S_n
ELSE
fak_d = (p22d / R22A) * (cos(psi))**2
* + (p21d / R21) * (sin(psi))**2
teil1d = (S_nt / R22A)**2
teil2d = (S_n1 / R21)**2
E_fzb = sqrt(teil1d + teil2d + (fak_d * S_n)**2)
* + fak_d * S_n
END IF
c
c Ermittlung maximale schnittwinkelabhaengige Zfb-Anstrengung,
c sowie der zugehörigen Spannungen und Bruchwinkels
c
IF (E_fzb .gt. StateNew(k,i_sdv_E_zfb_0)) THEN
StateNew(k,i_sdv_E_zfb_0) = E_fzb
StateNew(k,i_sdv_S_n) = S_n
StateNew(k,i_sdv_S_nt) = S_nt
StateNew(k,i_sdv_S_n1) = S_n1
StateNew(k,i_sdv_theta) = w
END IF
END DO
c
c -----
c Berücksichtigung des Einflusses einer faserparallelen Spannung
c -----
c Berechnung Koeffizienten; VDI Gl. (A7)
a = (1 - xs) / (1 - xm**2)
IF (stateNew(k,i_sdv_E_fb) .gt. 1E-6) THEN
c = stateNew(k,i_sdv_E_zfb_0) / stateNew(k,i_sdv_E_fb)
B Subroutine Puck 114
ELSE
c = 1E6
END IF
c

```

```

c Prüfung Gültigkeitsbereich VDI Gl. (A8)
c Bereich 1: keine Schwächung fw=1.0
c Bereich 2: Schwächung
c Bereich 3: keine Schwächung fw=1.0, da Fb eintritt
c
IF (c .le. (1/xs) .AND. c .ge. xm) THEN
fw_S1 =
* (c* (a* sqrt(c**2*(a**2-xs**2)+1) +xs)) / ((c*a)**2 + 1)
B_fw_S1 = 2
ELSE
fw_S1 = 1.0
B_fw_S1 = 1
IF (c .le. xm) THEN
fw_S1 = 1.0
B_fw_S1 = 3
END IF
END IF
c
c Berechnung Zfb-Anstrengung unter Einfluss der Schwächung
c
stateNew(k,i_sdv_E_zfb_1) =
* stateNew(k,i_sdv_E_zfb_0) / fw_S1
END IF
=====
c Ende Aktualisierung
=====
=====
c Berechnung (interne) Verzerrungsenergie
=====
stressPower = half * (
* ( stressOld(k,i_s33_Xx) + stressNew(k,i_s33_Xx) )
* * ( strainInc(k,i_s33_Xx) )
* + ( stressOld(k,i_s33_Yy) + stressNew(k,i_s33_Yy) )
* * ( strainInc(k,i_s33_Yy) )
* + ( stressOld(k,i_s33_Zz) + stressNew(k,i_s33_Zz) )
* * ( strainInc(k,i_s33_Zz) )
* + two * ( stressOld(k,i_s33_Xy) + stressNew(k,i_s33_Xy) )
* * strainInc(k,i_s33_Xy)
* + two * ( stressOld(k,i_s33_Yz) + stressNew(k,i_s33_Yz) )
* * strainInc(k,i_s33_Yz)
* + two * ( stressOld(k,i_s33_Zx) + stressNew(k,i_s33_Zx) )
* * strainInc(k,i_s33_Zx) )
enerInternNew(k) = enerInternOld(k) + stressPower/density(k)
END DO
END IF
RETURN

```

**END**