

# **IVW - Schriftenreihe Band 61**

Institut für Verbundwerkstoffe GmbH - Kaiserslautern

---

**M. Alexander Roth**

**Strukturelles Nähen:  
Ein Verfahren zur Armierung  
von Krafteinleitungen für  
Sandwich-Strukturen aus  
Faser-Kunststoff-Verbund**

Bibliografische Information Der Deutschen Bibliothek

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

Bibliographic information published by Die Deutsche Bibliothek

Die Deutsche Bibliothek lists this publication in the Deutsche Nationalbibliografie; detailed bibliographic data is available in the Internet at <<http://dnb.ddb.de>>.

Herausgeber: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH  
Prof. Dr.-Ing. Alois K. Schlarb  
Erwin-Schrödinger-Straße  
TU Kaiserslautern, Gebäude 58  
67663 Kaiserslautern  
<http://www.ivw.uni-kl.de>

Verlag: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH

Druck: Technische Universität Kaiserslautern  
ZBT – Abteilung Foto-Repro-Druck

D 386

© Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Kaiserslautern 2006

Alle Rechte vorbehalten, auch das des auszugsweisen Nachdrucks, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe (Photographie, Mikroskopie), der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und das der Übersetzung.

Als Manuskript gedruckt. Printed in Germany.

ISSN 1615-021X  
ISBN 3-934930-57-3

**Strukturelles Nähen:  
Ein Verfahren zur Armierung von Krafteinleitungen  
für Sandwich-Strukturen aus Faser-Kunststoff-Verbund**

Vom Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik  
der Technischen Universität Kaiserslautern  
zur Verleihung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation

vorgelegt von  
Dipl.-Ing. Matthias Alexander Roth  
aus Griesheim

Tag der mündlichen Prüfung: 13. Dezember 2005

Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. A. K. Schlarb  
Berichterstatter: Priv.-Doz. Dr.-Ing. habil. N. Himmel  
Prof. Dr.-Ing. H. Schürmann



The only source of knowledge  
is experience...  
Albert Einstein



## **Inhaltsverzeichnis**

<b>ABKÜRZUNGS- UND SYMBOLVERZEICHNIS</b>	<b>V</b>
<b>VORWORT</b>	<b>IX</b>
<b>KURZFASSUNG</b>	<b>XI</b>
<b>ABSTRACT</b>	<b>XV</b>
<b>1 EINLEITUNG</b>	<b>1</b>
<b>2 MOTIVATION, ZIELSETZUNG UND AUFGABENSTELLUNG DER ARBEIT</b>	<b>5</b>
<b>3 EINFÜHRUNG IN DIE SANDWICH-BAUWEISE</b>	<b>7</b>
<b>3.1 Anekdote zum Begriff Sandwich</b>	<b>7</b>
<b>3.2 Aufbau, Funktionsprinzip und Eigenschaften von Sandwich-Strukturen</b>	<b>7</b>
<b>3.3 Sandwich-Komponenten</b>	<b>14</b>
3.3.1 Deckschichtmaterialien	14
3.3.2 Kernmaterialien	19
<b>3.4 Herstellungsverfahren</b>	<b>21</b>
<b>3.5 In Dickenrichtung armierte Sandwich-Strukturen</b>	<b>27</b>
3.5.1 Pin-verstärkte Sandwich-Strukturen	28
3.5.2 Gewickelte Sandwich-Strukturen	30
3.5.3 Vernähte Sandwich-Strukturen	31
<b>4 KRAFTEINLEITUNGEN FÜR SANDWICH-STRUKTUREN</b>	<b>35</b>
<b>4.1 Krafteinleitungskonzepte</b>	<b>35</b>
<b>4.2 Selbstschneidende Schraubverbindung und Nietverbindung</b>	<b>36</b>
<b>4.3 Aufgebrachte Krafteinleitungen</b>	<b>40</b>
<b>4.4 Eingebachte und die Deckschicht durchsetzende Krafteinleitung</b>	<b>41</b>
<b>4.5 Eingebachte und die Kernschicht substituierende Krafteinleitung</b>	<b>45</b>
<b>4.6 Zusammenführen der Deckschichten (ZdD)</b>	<b>47</b>
<b>4.7 Zusammenfassende Bewertung konventioneller Krafteinleitungen</b>	<b>49</b>
<b>5 ENTWICKLUNG EINES VERARBEITUNGSVERFAHRENS ZUR ARMIERUNG VON SANDWICH-KRAFTEINLEITUNGEN</b>	<b>51</b>
<b>5.1 Nähprozess</b>	<b>51</b>
<b>5.2 Eingesetzte Sandwich-Materialien</b>	<b>54</b>
5.2.1 Deckschichten	54
5.2.2 Kernwerkstoff	54
5.2.3 Matrixsystem	55
5.2.4 Nähfadenmaterialien	56

<b>5.3</b>	<b>Bestimmung von Nähparametern</b>	<b>57</b>
<b>5.4</b>	<b>Harzinfilitationsverfahren</b>	<b>58</b>
<b>5.5</b>	<b>Ergebnisse und Diskussion des Näh- und Harzinfilitationsprozesses</b>	<b>58</b>
5.5.1	Verarbeitbarkeit der eingesetzten Nähfadenmaterialien	58
5.5.2	Eigenschaften der Armierung im Kernmaterial	59
5.5.3	Nähfadenschädigungen	62
5.5.4	Verschlingung von Ober- und Unterfaden	63
5.5.5	Faservolumengehalt der Deckschichten und geometrische Größen der Sandwich-Struktur	65
5.5.6	Faserdesorientierung der Deckschichten durch den Nähprozess	66
<b>5.6</b>	<b>Mechanische Eigenschaften von vernähten Sandwich-Strukturen</b>	<b>67</b>
5.6.1	Zugprüfung senkrecht zur Deckschichtebene	67
5.6.2	Druckprüfung senkrecht zur Deckschichtebene	70
5.6.3	4-Punkt-Biegeprüfung	72
5.6.4	Widerstand gegen schälende Beanspruchung	74
5.6.5	Zusammenfassung	77
<b>6</b>	<b>MIKROMECHANIK VON IN DICKENRICHTUNG ARMIERTEN SANDWICH-STRUKTUREN</b>	<b>79</b>
<b>6.1</b>	<b>Begriffe</b>	<b>79</b>
<b>6.2</b>	<b>Eigenschaften der Armierung</b>	<b>80</b>
6.2.1	Faservolumengehalt $\varphi_{NF}$ des Nähfadens	80
6.2.2	Dichte $\rho_A$ der Armierung	81
6.2.3	Elastizitätsmoduln	82
6.2.4	Querkontraktionszahlen	84
6.2.5	Schubmoduln	85
<b>6.3</b>	<b>Eigenschaften des armierten Kernwerkstoffs</b>	<b>86</b>
6.3.1	Volumengehalt der Armierung im Kernwerkstoff	86
6.3.2	Dichte der armierten Kernschicht	86
6.3.3	Elastizitätsmoduln der armierten Kernschicht	86
6.3.4	Schubmoduln $G_{K, xz}^*$ und $G_{K, yz}^*$ der armierten Kernschicht	88
<b>6.4</b>	<b>Spannungsanalyse der Verschlingung zwischen Ober- und Unterfaden</b>	<b>90</b>
<b>7</b>	<b>METHODISCHE BAUWEISENENTWICKLUNG VON IN DICKENRICHTUNG VERNÄHTEN SANDWICH-KRAFTEINLEITUNGEN</b>	<b>97</b>
<b>7.1</b>	<b>Schraub- und Nietverbindungen</b>	<b>98</b>

---

7.2	<b>Aufgebrachte Krafteinleitungen</b>	<b>99</b>
7.3	<b>Eingebrachte und die Deckschicht durchsetzende Krafteinleitung</b>	<b>100</b>
7.4	<b>Eingebrachte und die Kernschicht substituierende Krafteinleitung</b>	<b>100</b>
7.5	<b>Zusammenführen der Deckschichten</b>	<b>101</b>
<b>8</b>	<b>HERSTELLUNG VON IN DICKENRICHTUNG VERNÄHTEN SANDWICH-KRAFTEINLEITUNGEN</b>	<b>103</b>
8.1	<b>Geometrie und Aufbau der Prüfkörper</b>	<b>103</b>
8.2	<b>Auswahl der untersuchten Krafteinleitungen</b>	<b>103</b>
8.2.1	Aufgebrachte Krafteinleitungen	104
8.2.2	Eingebrachte und die Deckschicht durchsetzende Krafteinleitung	109
8.2.3	Eingebrachte und die Kernschicht substituierende Krafteinleitung	110
8.2.4	Zusammenführen der Deckschichten	112
8.3	<b>Halbzeugherstellung</b>	<b>113</b>
8.4	<b>Preform-Technologie</b>	<b>114</b>
8.5	<b>Harzinfilitationsverfahren</b>	<b>116</b>
8.5.1	Säubern und Vorbereiten des Formwerkzeugs	116
8.5.2	Einlegen der Sandwich-Struktur und Abdichten des Formwerkzeugs	117
8.5.3	Präparation des Harzsystems	118
8.5.4	Infiltrationsprozess	119
8.5.5	Entformen ausgehärteter Platten	119
8.6	<b>Ergebnisse und Diskussion</b>	<b>119</b>
<b>9</b>	<b>PRÜFUNG VON UNVERNÄHTEN UND VERNÄHTEN SANDWICH-KRAFTEINLEITUNGEN</b>	<b>123</b>
9.1	<b>Zugprüfung senkrecht zur Sandwich-Plattenebene</b>	<b>123</b>
9.1.1	Prüfvorrichtung und -durchführung	123
9.1.2	Aufgebrachte Krafteinleitungen	124
9.1.3	Eingebrachte und die Deckschichten durchsetzende Krafteinleitung	141
9.1.4	Eingebrachte und die Kernschicht substituierende Krafteinleitung	143
9.1.5	Zusammenführen der Deckschichten	151
9.1.6	Statistische Auswertung der Prüfergebnisse	155
9.2	<b>Druckprüfung senkrecht zur Sandwich-Plattenebene</b>	<b>158</b>
9.2.1	Prüfvorrichtung und -durchführung	158
9.2.2	Prüfergebnisse der aufgebrachten Krafteinleitung	159
<b>10</b>	<b>FINITE-ELEMENTE-ANALYSE VON UNVERNÄHTEN UND VERNÄHTEN SANDWICH-KRAFTEINLEITUNGEN</b>	<b>163</b>

---

<b>11 DISKUSSION DER ERGEBNISSE</b>	<b>171</b>
<b>12 VERARBEITUNGS- UND GESTALTUNGSRICHTLINIEN</b>	<b>177</b>
12.1 Verarbeitungsrichtlinien	177
12.2 Gestaltungsrichtlinien	179
<b>13 ZUSAMMENFASSUNG</b>	<b>181</b>
<b>LITERATURVERZEICHNIS</b>	<b>185</b>
<b>ANHANG</b>	<b>195</b>
<b>A 1: Krafteinleitungen nach dem Stand der Technik</b>	<b>195</b>
A 1.1: Onsert	195
A 1.2: Insert	195
A 1.3: Zusammenführen der Deckschichten	195
<b>A 2: Krafteinleitungen nach dem IDAK-Prinzip</b>	<b>196</b>
A 2.1: Onsert	196
A 2.2: Insert	198
A 2.3: Zusammenführen der Deckschichten	200
<b>A 3: HARZINFILTRATIONSVERFAHREN</b>	<b>201</b>
A 3.1: Insert	201
A 3.2: Zusammenführen der Deckschichten	202
<b>LISTE DER BETREUTEN STUDIEN- UND DIPLOMARBEITEN</b>	<b>203</b>
<b>TABELLARISCHER LEBENS LAUF</b>	<b>205</b>

## Abkürzungs- und Symbolverzeichnis

### Abkürzungen

AF	Aramidfaser
CAI	Compression After Impact
CF	Kohlenstofffaser
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
DG	Durchgangsgewinde
DH	Durchgangshülse
DL	Durchgangsloch
EP	Epoxidharz
FB	Faserbruch
FE	Finite-Elemente
FEM	Finite-Elemente-Methode
FKV	Faser-Kunststoff-Verbund
GF	Glasfaser
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
I	Insert
IDAK	In Dickenrichtung armierte Krafteinleitung
ILSS	Interlaminar Shear Strength
LCM	Liquid Composite Moulding
MSV	Mehrschichtverbund
O	Onsert
PES	Polyester
PVC	Polyvinylchlorid
R <sup>2</sup>	Bestimmtheitsmaß
RTM	Resin Transfer Moulding
SRIM	Structural Reaction Injection Moulding
TR	Tailored Reinforcements
UD	Unidirektional
V	Variante
VARI	Vacuum Assisted Resin Infusion
VARTM	Vacuum Assisted RTM
ZdD	Zusammenführen der Deckschichten

Zfb                      Zwischenfaserbruch

### **Symbole**

$\eta$	Wirkungsgrad
A	Anstrengung oder Fläche
b	Breite
d	Abstand der neutralen Achsen der unteren und oberen Deckschicht
D	Biegesteifigkeit
E	Elastizitätsmodul
G	Schubmodul
h	Höhe
L, l	Länge
M	Moment
R	Festigkeit oder Radius
r	Koordinate in r-Richtung oder r-Richtung betreffend
s	Stichweite
t	Dicke
x	Koordinate in x-Richtung oder x-Richtung betreffend
y	Koordinate in y-Richtung oder y-Richtung betreffend
z	Koordinate in z-Richtung oder z-Richtung betreffend
$\alpha$	Winkel zwischen globaler x-Richtung und Faserrichtung
$\varepsilon$	Dehnung
$\varphi$	Koordinate in $\varphi$ -Richtung oder $\varphi$ -Richtung betreffend
$\kappa$	Schadensfaktor
$\nu$	Querkontraktionszahl
$\rho$	Dichte
$\sigma$	Normalspannung
$\tau$	Schubspannung

**Indizes**

$\perp, 2$	Senkrecht zur Faserrichtung in Laminalebene
$-$ , Druck	Druckbeanspruchung
$+$ , Zug	Zugbeanspruchung
1	Erste Hauptnormalspannungskomponente
2	Zweite Hauptnormalspannungskomponente
3	Dritte Hauptnormalspannungskomponente
A	Armierung
a	Außen
B	Biegung
Bruch	Bruch
D	Deckschicht
DG	Durchgangsgewinde
DL	Durchgangsloch
EF	Einzelfilament
eff.	Effektiv
F	Faser
FB	Faserbruch
ges.	Gesamt
i	Innen
I	Insert
II, 1	Parallel zur Faserrichtung
K	Kern
KE	Krafteinleitung
KS	Klebschicht
M	Matrixwerkstoff
max.	Maximal
monol.	Monolithisch
Nadel	Nadel
NF	Nähfaden
o	Obere
O-0	Unvernähte Onsert-Variante O-0
Onsert	Onsert

Pore	Pore eines polymeren Hartschaumstoffs
r	r-Richtung betreffend
S	Scheibchenmodell oder Schädigung
s	Stichweite
Steiner	Steiner-Anteil
SW	Sandwich
u	Untere
x	x-Richtung betreffend
y	y-Richtung betreffend
z	z-Richtung betreffend
z, 3	Senkrecht zur Faserrichtung und zur Laminebene
Zfb	Zwischenfaserbruch
$\varphi$	$\varphi$ -Richtung betreffend

## Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter in der Abteilung „Berechnung und Konstruktion“ der Institut für Verbundwerkstoffe GmbH (IVW) in Kaiserslautern im Zeitraum von Juli 1999 bis Juli 2004.

Mein ganz besonderer Dank gilt meinem Doktorvater und Gruppenleiter, Herrn Priv.-Doz. Dr.-Ing. habil. Norbert Himmel, der mir stets das notwendige Vertrauen entgegenbrachte und die entstandene Arbeit erst ermöglichte. Die kritischen sowie wertvollen Anregungen und Diskussionen waren für das Gelingen der Arbeit sehr bedeutend. Des Weiteren möchte ich mich bei Ihm für die Übernahme eines Gutachtens bedanken. Für die Übernahme des zweiten Gutachtens bedanke ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. H. Schürmann sehr herzlich. Herrn Prof. Dr.-Ing. A. K. Schlarb danke ich vielmals für die Übernahme des Vorsitzes in der Promotionskommission.

Ein weiterer Dank geht an meinen Abteilungsleiter Herrn Prof. Dr.-Ing. M. Maier für die grundsätzliche Ermöglichung der Arbeit und die wohlwollende Förderung.

Dem Geschäftsführer der IVW GmbH, Herrn Prof. Dr.-Ing. A. K. Schlarb sowie dem ehemaligen Geschäftsführer, Herrn Prof. Dr.-Ing. M. Neitzel, danke ich herzlich für die stets freundliche Unterstützung.

Allen Mitarbeitern der Abteilung „Berechnung und Konstruktion“, meinen Studien- und Diplomarbeitern, meinen Praktikanten sowie meinen wissenschaftlichen Hilfskräften danke ich für die fachliche Mitarbeit.

Des Weiteren bedanke ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. P. Mitschang sowie den Kollegen des Demonstrations- und Anwendungszentrums der IVW GmbH für die freundliche, fachliche und hilfreiche Unterstützung aller Arbeiten rund um die Preform- und Harzinfiltrationstechnik.

Ein ganz besonderer Dank gilt meiner gesamten Familie und ausdrücklich meinen Eltern, Ruth und Heinrich Roth, die mir diesen akademischen und beruflichen Werdegang ermöglicht haben. Meiner Ehefrau Anita Roth-Ehrlicher und meiner Tochter Ann-Kathrin Roth gilt der größte Dank für die tatkräftige, ausdauernde und moralische Unterstützung sowie das geduldige Ertragen der sich aus meiner Arbeit ergebenden Belastungen.



## Kurzfassung

In den letzten Jahren hat die Sandwich-Bauweise aufgrund eines gesteigerten Interesses für den strukturellen Leichtbau zunehmend an Bedeutung gewonnen. Insbesondere in der Luft- und Raumfahrt, im Fahrzeugbau, aber auch im Schiffsbau werden Sandwich-Strukturen bereits erfolgreich eingesetzt. Sandwich-Strukturen bestehen aus zwei dünnen und steifen, durch einen leichten Kern getrennte Deckschichten. Die Sandwich-Bauweise zeichnet sich durch herausragende gewichtsspezifische Biegeeigenschaften aus. Hauptproblempunkt von Sandwich-Strukturen ist, infolge des druck- und schubweichen Kerns geringer Festigkeit, die lokale Einleitung von punkt- oder linienförmigen Kräften. Um diese Belastungen in Sandwich-Strukturen einleiten zu können, müssen spezielle konstruktive Maßnahmen getroffen werden. Es existieren bereits zahlreiche Gestaltungsmöglichkeiten zur Einleitung von lokalen punktuellen Lasten. Jedoch haben all diese Krafteinleitungen gemeinsam, dass die einzelnen Sandwich-Komponenten unterschiedlich hoch belastet werden, wodurch das Potenzial der Krafteinleitung durch ihre schwächste Komponente innerhalb des Verbundes begrenzt wird.

Die in dieser Arbeit durchgeführte Analyse von nach dem Stand der Technik gefertigten Sandwich-Krafteinleitungen zeigt, dass die Versagenscharakteristik sehr vielfältig sein kann. Aufgrund der ungleichmäßig hohen Beanspruchung der einzelnen Sandwich-Komponenten versagen konventionelle Krafteinleitungen durch lokales Beulen der Deckschichten infolge geringer Kernstützwirkung, durch Kernversagen infolge geringer Zug-, Druck- und Schubfestigkeit, durch kohäsives oder adhäsives Versagen der Klebestelle beim Einsatz von Krafteinleitungselementen, durch Grenzschichtversagen zwischen Deckschicht und Kern oder durch frühzeitiges Versagen einer der beiden Deckschichten.

Aufbauend auf diesen Ergebnissen wurde eine Bauweisenanalyse durchgeführt und neuartige, in **Dickenrichtung** **armierte Krafteinleitungen (IDAK)** unter Verwendung eines morphologischen Kastens sowie ein geeignetes Verfahren zur Herstellung derartiger Krafteinleitungen entwickelt. Die neuartigen Sandwich-Krafteinleitungen sind dadurch charakterisiert, dass im Bereich der Krafteinleitungsstelle in Dickenrichtung der Sandwich-Struktur durchsetzende Armierungselemente eingebracht werden. Als Armierungselemente kommen Nähfäden zum Einsatz, die mithilfe der industriellen Nähtechnik in die noch nicht mit Harz imprägnierte Sandwich-Struktur appli-

ziert werden. Durch diese Nähfäden werden die obere Deckschicht, die Kernschicht und die untere Deckschicht kraft- und formschlüssig verbunden. Optional kann das Krafteinleitungselement mithilfe der Nähfäden an die Sandwich-Struktur angebunden werden.

Zur weiteren Untersuchung wurden aus der Vielzahl der entwickelten IDAK-Konzepte viel versprechende Varianten ausgewählt und hergestellt. Zu jedem dieser Gestaltungskonzepte wurde eine vergleichbare nach dem Stand der Technik hergestellte Krafteinleitung gefertigt, um die neuartigen mit den konventionellen vergleichen zu können. Als Prüfkörper kamen kreisförmige Sandwich-Platten mit mittiger Krafteinleitung zum Einsatz. Um die vernähten Sandwich-Krafteinleitungen am IVW herstellen zu können, erfolgte zunächst die Modifikation der vorhandenen Doppelsteppstich-Nähmaschine, die Entwicklung geeigneter Nähprogramme zur Erzielung einer hochwertigen Vernähung der gesamten Sandwich-Struktur und die Ermittlung geeigneter Nähparameter. Des Weiteren wurde eine Parameterstudie durchgeführt, um den Einfluss der Nähgeometrie, der Armierungsdichte und des Nähfadenmaterials auf die mechanischen Eigenschaften der Krafteinleitungsstelle zu ermitteln und die verschiedenen Gestaltungskonzepte miteinander zu vergleichen. Nach dem Nähprozess wurden die textilen Deckschichten und die Nähfäden im Harzinfiltrationsverfahren mit dem flüssigen polymeren Matrixwerkstoff imprägniert, wobei gleichzeitig die stoffschlüssige Anbindung des Kernwerkstoffs mit den Deckschichten erfolgte. Nach abgeschlossener Aushärtung der Sandwich-Struktur stellen die mit dem polymeren Matrixwerkstoff getränkten Nähfäden unidirektionale, faserverstärkte Zug-/Druck-Stäbe innerhalb des Kernwerkstoffs dar, die eine Verstärkung der Krafteinleitungsstelle, des Kernwerkstoffs und der gesamten Sandwich-Struktur bewirken.

Zur Bestimmung der mechanischen Eigenschaften und des Versagensverhaltens der untersuchten Krafteinleitungen wurden quasistatische Zug- und Druckprüfungen senkrecht zur Plattenebene durchgeführt. Anschließend wurden zusätzlich zerstörende und zerstörungsfreie Untersuchungen (Ultraschall) durchgeführt, um die Versagenscharakteristik der Krafteinleitungen zu analysieren. Mithilfe dieser Zug- und Druckprüfungen kann nachgewiesen werden, dass sich die vernähten Sandwich-Krafteinleitungen im Vergleich zu den konventionellen durch eine Erhöhung der Druck- und Zugfestigkeit, der Druck- und Zugsteifigkeit, der transversalen Schubfestigkeit, der Schälfestigkeit zwischen Deck- und Kernschicht sowie des Bruchenergie-

aufnahmevermögens auszeichnen. Des Weiteren weisen die IDAK-Konzepte durch die erhöhte Schälfestigkeit und durch die „Riss-Stopp-Funktion“ der einzelnen Nähfäden Fail-Safe-Verhalten auf.

Am Beispiel eines ausgewählten IDAK-Gestaltungskonzepts wurde ein halbempirisches Berechnungsmodell zur Abschätzung der Bruchkraft in Abhängigkeit von der Armierungsdichte entwickelt. Weiterhin wurden mittels der Finite-Elemente-Methode (FEM) vernähte und unvernähte Krafteinleitungen analysiert, womit die ermittelten Prüfergebnisse qualitativ und quantitativ bestätigt und die Ursache der verbesserten mechanischen Eigenschaften der IDAK-Konzepte ermittelt wurden. Die Materialeigenschaften des armierten Kernwerkstoffs, die für eine FE-Analyse notwendig sind, wurden mithilfe von mikromechanischen Modellen abgeschätzt.

Abschließend wurden mit den ermittelten Ergebnissen entlang der gesamten Wertschöpfungskette Verarbeitungs- und Gestaltungsrichtlinien für neuartige IDAK-Krafteinleitungen aufgestellt. Das entwickelte Verfahren zur Armierung von Sandwich-Krafteinleitungen kann problemlos in existierende Preform-/LCM-Prozessketten integriert werden.



## Abstract

Sandwich structures have acquired an important position in current lightweight construction in recent years. They are mainly and successfully used in aerospace, vehicle construction, shipbuilding and other transport applications. Sandwich panels consist of a thick, lightweight core bonded to an upper and a lower thin and stiff face sheet. Sandwich structures are characterised by high bending strength and stiffness to weight ratio. The stiff and strong face sheets are used to carry the in-plane stresses while the core is used to carry the shear stresses produced by transverse loads. Therefore, a sandwich construction is especially suitable for applications subject to bending and in-plane compression loads. There are however common disadvantages to introducing forces or moments into sandwich structures, caused by a combination of the thin face sheets and the weak core material. The face sheets, as well as the core material, might break due to the complex three dimensional stress conditions in the area of the load introduction. In order to distribute these local forces, it is necessary to utilise special load introduction concepts, following specific design guidelines with regard to the mechanical, material and manufacturing requirements. There are already a couple of different load introduction concepts for sandwich structures. But all these conventional load introduction types are characterised by non-uniform loading of the different sandwich components so that the potential of a load introduction is limited by the weakest component.

At first a study of conventional load introductions according to the state of the art were carried out. As a result of this analysis it can be shown that the failure mode and mechanical behaviour of these load introductions can be quite different. Due to the non-uniform loading of the different sandwich components conventional load introductions fail because of local stability problems of the thin face sheets as a result of the weak core material, core failure due to high stress concentration in conjunction with low strength property, cohesive or adhesive failure of the bonding of the load introduction element, debonding between face sheet and core material as well as premature failure of one of both face sheets. Therefore, the current load introduction concepts are not optimal.

That is why, new kinds of „through-the-thickness“ reinforced load introductions, so called IDAK, as well as a suitable manufacturing process are developed in this thesis. A couple of especially suitable reinforced force transmission concepts have been

chosen from the great variety of available IDAK concepts for further investigation. For each of the selected reinforced concepts, a comparable conventional load introduction was manufactured, in order to perform a comparison of the mechanical properties to new IDAK concepts. Circular sandwich panels including a central load introduction are used as test specimens for the experimental study. The new IDAK concepts are characterised by insertion of „through-the-thickness“ reinforcements in the area of the centralised load introduction. Threads are used as reinforcements, which are inserted into the non-resin impregnated sandwich structure using a conventional sewing machine. The modified, double locked stitch with the loop in the lower face sheet is used as stitching type. The needle inserts the upper thread into the sandwich structure and creates a hole in the used polymer foam. During the stitching process, the upper thread makes a loop with the bobbin thread on the lower side of the sandwich panel. As a result of this the sandwich components and, if necessary, the used load introduction element itself, are joined.

As a part of this process, the double locked stitch sewing machine located at IVW was modified, suitable geometries of seams were developed and programmed into the machine, as well as an analysis of the multiple sewing machine parameters was carried out to achieve a good quality of the reinforcements. Furthermore a couple of parameter studies were carried out to determine the influences of different stitched and unstitched load introduction concepts, the geometry of the seam, the density of the reinforcements and the used thread material, with regard to the mechanical properties for each load introduction concept. On completion of the sewing process, the sandwich structure is impregnated with resin using a liquid composite moulding (LCM) process. After the curing process the impregnated threads can be seen as unidirectional fibre reinforced plastic bars within the core material, which increase not only the mechanical properties of the core material, but also of the complete sandwich structure and, especially, of the load introduction.

Quasi-static tension as well as a compression test facilities were developed to determine the mechanical properties perpendicular to the load introduction. Besides destructive and non-destructive tests (ultrasonic) were carried out to investigate the failure behaviour and mode of the load introduction. The results of the tensile and compression tests have proved that the compression and tensile strength, compression and tensile stiffness, the transverse shear strength, the peel resistance between

the face sheets and the core material, as well as the ability to absorb the fracture energy are all superior in the stitched load introductions in comparison to conventional ones. Furthermore, the IDAK concepts are characterised by a good fail-safe behaviour, as a result of the higher peel-strength and the „crack-stop-function“ of the threads.

An analytical approach considering as example taken form of one special IDAK load introduction concept was developed to determine the pull-out force depending on the density of reinforcements.

In addition stitched and unstitched load introductions were analysed with the aid of the finite element method. Due to this analysis the experimental test results could be validated and the cause of the improved mechanical properties of the stitched load introduction was detected. The necessary material properties of the reinforcements, that would be necessary to perform a finite element analysis, were calculated with developed micro-mechanical models of approach.

Finally, the established results along the complete value-added chain of the new „through-the-thickness“ load introduction concepts were used to set up manufacturing and design guidelines.

The projected manufacturing process to reinforce load introductions of sandwich structures consisting of textile face sheet material and a polymer foam core can be integrated in existent preform-/LCM-processes easily.



## 1 Einleitung

In fast allen Bereichen der Technik finden heutzutage Prinzipien und Methoden des Leichtbaus Anwendung. Hierbei lassen sich durch Einsparung von Gewicht und Material technische, ökonomische und ökologische Verbesserungen hinsichtlich Produktherstellung und -nutzung erzielen. Durch die Kombination aus werkstofflichem und strukturellem Leichtbau mit hochgenauer Bauteildimensionierung können Strukturbauteile mit hoher Leichtbaugüte erzeugt werden. Die so genannte Sandwich-Bauweise beruht gerade auf diesen beiden Leichtbauprinzipien. Sandwich-Strukturen bestehen aus zwei dünnen, steifen und festen Deckschichten und einer Kernschicht mit geringer Dichte sowie geringer Steifigkeit und Festigkeit. Diese drei Einzelschichten werden mittels zweier Klebschichten stofflich miteinander verbunden [1]. Ein typischer Aufbau einer Sandwich-Struktur ist in Bild 1.1 schematisch dargestellt [2].

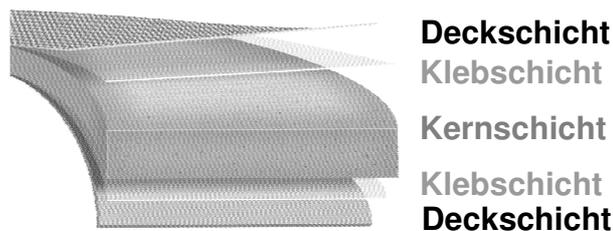


Bild 1.1: Sandwich-Aufbau [2]

Das Prinzip der Sandwich-Bauweise entstammt der Natur und ist dort beispielsweise bei Pflanzenstängeln [3] oder Knochen von Säugetieren, z. B. dem Schädel eines Elefanten [4], in ähnlicher Weise zu finden (Bild 1.2).



Bild 1.2: Sandwich-Strukturen in der Natur [3], [4]

Die Vorteile der Sandwich-Bauweise wurden zum ersten Mal vom Franzosen Duleau im Jahre 1820 diskutiert [5]. Kurzzeitig später, im Jahre 1849, verwendete Fairbairn das Sandwich-Prinzip und konstruierte die Britannia and Conway Tubular Bridges in Nordwales [6]. Den Weg in die Massenfertigung fand die Sandwich-Bauweise jedoch erst in den 1930er-Jahren im Zuge der Erfindung und Ausbreitung struktureller Kleb-

stoffe. Ein bekanntes Beispiel hierfür ist der erfolgreiche Einsatz eines Sandwich-Aufbaus aus Furnierholz-Deckschichten und Balsaholzkern im englischen Jagdflugzeug DeHavilland Mosquito der späten 1930er-Jahre [5]. Zeigte schon die Kombination aus solch einfachen Materialien ein verbessertes Eigenschaftsprofil im Hinblick auf die gewichtsspezifische Festigkeit und Steifigkeit gegenüber einer monolithischen Struktur (vgl. Kapitel 3.2), so konnten die Vorteile einer Sandwich-Konstruktion durch jüngste Materialentwicklungen sowie Entwicklungen von neuen Fertigungsverfahren deutlich ausgebaut werden (vgl. Kapitel 3.4). So stehen neben Balsaholz seit den 1940er-Jahren Honigwabenstrukturen und seit den 1950er- und 1960er-Jahren verschiedene polymere Hartschaumstoffe zur Verfügung. In den 1950er-Jahren wurden erste analytische Berechnungsansätze für Sandwich-Strukturen erarbeitet [7], die für die Ausweitung der Sandwich-Bauweise gesorgt haben. Liegen jedoch komplexe Geometrien, Randbedingungen und Belastungen oder anisotropes bzw. nichtlineares Materialverhalten vor, ist es entweder ganz unmöglich, eine geschlossene analytische Lösung zu finden, oder aber sie ist aufgrund stark vereinfachender Annahmen zur Lösung der Differentialgleichungen relativ ungenau. Mit der Entwicklung und Verbreitung numerischer Berechnungsverfahren, z. B. der Finite-Elemente-Methode (FEM), in den letzten 20 Jahren können nun auch sehr schwierige Probleme ausreichend genau gelöst werden. Mithilfe der heutigen numerischen Berechnungsverfahren können Sandwich-Konstruktionen in der Regel sehr viel genauer berechnet werden als mit den meisten existierenden analytischen Lösungen [5]. All diese Entwicklungen haben dafür gesorgt, dass die Sandwich-Bauweise in Strukturbauteilen von Flugzeugen Anwendung findet. In Tabelle 1.1 ist die Entwicklung des Einsatzbedarfes von Sandwich-Konstruktionen in der Außenoberfläche von Flugzeugen der Fa. Boeing aufgezeigt [8]. Als Außenoberfläche ist die Fläche definiert, die beim Eintauchen des Flugzeuges in Wasser nass werden würde. Hieraus wird deutlich, dass der Verwendung der Sandwich-Bauweise im Flugzeugbau einer großen Bedeutung zukommt.

Tabelle 1.1: Prozentualer Einsatz von Sandwich-Konstruktionen in der Außenoberfläche von Flugzeugen der Fa. Boeing [8]

Flugzeugtyp	Außenoberfläche [%]
Boeing 707	8
Boeing 727	18
Boeing 747	36
Boeing 757 - 767	46

Jedoch nicht nur im Flugzeugbau, sondern vor allem und schon seit längerem werden Sandwich-Strukturen auch in den folgenden Branchen erfolgreich eingesetzt:

- Kraftfahrzeugbau, z. B. Dach [9], Bodenplatte der Corvette C 5 (Bild 1.3) [10]
- Schienenfahrzeugbau, z. B. Boden-Paneele [5], Frontend (Bild 1.3) [11]
- Schiffsbau, z. B. Boden-Paneele [5], Schiffsrumpf (Bild 1.3) [12]
- Luft- und Raumfahrt, z. B. Rotorblätter für Hubschrauber [11], Radome [11], Antennen [13], Druckkalotte (Bild 1.3) [11], Solar-Paneele [13], Raketenrumpf [11]
- Transportwesen, z. B. Behälter [8], Container (Bild 1.3) [12]
- Bauwesen, z. B. Hängebrücke (Bild 1.3) [12], Getriebe- und Generatorhäuser [13] sowie Rotorblätter von Windenergieanlagen [11]
- Medizin, z. B. Patientenliege [11], Orbitalbogen eines Robotersystems für CT-/MRT-gestützte Interventionen (Bild 1.3) [14]
- Freizeitportbereich, z. B. Bodenplatte eines Indoor-Karts (Bild 1.3) [15], Rennradrahmen [11], Tennisschläger [8], Skier [8]

Corvette C 5 [10]

Military RF  
Container 2611 [12]

Shinkansen E4 [11]



Hängebrücke [12]

Fast Patrol/Missile  
Torpedo Boat [12]GFK-Sandwich-  
Orbitalbogen [14]Airbus A340-600  
[11]

Indoor-Kart [15]



Bild 1.3: Anwendungsgebiete der Sandwich-Bauweise

Der Hauptvorteil der Sandwich-Bauweise im Vergleich zu monolithischen Strukturen liegt in den herausragend hohen gewichtsspezifischen Biegeeigenschaften (vgl. Kapitel 3). Sandwich-Strukturen stellen daher insbesondere bei Biegebelastungen eine optimale Leichtbaulösung dar. Demgegenüber reagieren Sandwich-Strukturen aufgrund der dünnen Deckschichten und des zug- und druckweichen Kernwerkstoffs grundsätzlich empfindlich auf örtlich eingeleitete Kräfte. Aus diesem Grund müssen im Bereich der Kräfteinleitungsstelle besondere konstruktive Gestaltungsmaßnahmen getroffen werden. Dies geschieht in den meisten Fällen durch zusätzliche ein- oder aufgebraute, meist metallische, Kräfteinleitungselemente (vgl. Kapitel 4), wodurch das Leichtbau-Potenzial der Sandwich-Bauweise infolge der Gewichtszunahme durch die

notwendigen Maßnahmen im Krafteinleitungsbereich beeinträchtigt wird. Der an der Krafteinleitungsstelle herrschende, mehraxiale Beanspruchungszustand kann meist nicht mehr von den ausschließlich auf Membranbelastungen ausgelegten Deckschichten ertragen werden (vgl. Kapitel 3). Des Weiteren kann aufgrund unzureichender Kernstützwirkung lokales Stabilitätsversagen der Deckschichten auftreten. Meist herrschen an der Krafteinleitungsstelle auch deutliche Spannungsüberhöhungen im Kernmaterial, wodurch dieses frühzeitig versagt [16], [17]. Somit werden im Krafteinleitungsbereich die einzelnen Sandwich-Komponenten nicht gleichmäßig hoch beansprucht, sodass dies im Sinne des Leichtbaus keine optimale Lösung darstellen kann [18]. Alle konventionellen Krafteinleitungskonzepte weisen daher zumindest einen oder mehrere der folgenden Nachteile auf [5], [19] - [24] (vgl. Kapitel 4):

- Ungleichmäßige Beanspruchung der einzelnen Sandwich-Komponenten
- Lokales Stabilitätsversagen der Deckschichten aufgrund unzureichender Kernstützwirkung
- Spannungsüberhöhungen im Übergangsbereich der Krafteinleitungsstelle zur ungestörten Sandwich-Struktur infolge einer un stetigen Steifigkeitsänderung
- Kohäsives oder adhäsives Versagen der Klebestelle bei Einsatz von zusätzlichen Krafteinleitungselementen
- Grenzschnittversagen zwischen Deckschicht und Kern
- Teilweise schlechtes Fail-Safe-Verhalten
- Hohes Gewicht

Hieraus folgt, dass die Tragfähigkeit einer Krafteinleitungsstelle von Sandwich-Strukturen bislang nicht optimal ausgenutzt werden kann.

Besondere Aufmerksamkeit erfahren in jüngster Zeit Entwicklungen auf dem Gebiet großflächig in Dickenrichtung verstärkter Sandwich-Strukturen (vgl. Kapitel 3.5). Als Verstärkungskomponenten werden verschiedene stabförmige Elemente (z. B. pultrudierte Pins oder mit Harz imprägnierte Nähfäden [25]) eingesetzt. Diese Elemente durchdringen den Kern und bilden mit den Deckschichten eine stoff- und ggf. auch formschlüssige Verbindung, wodurch die transversalen Eigenschaften des Kernmaterials und der gesamten Sandwich-Struktur, wie z. B. die Zug- bzw. Drucksteifigkeit und Druckfestigkeit in Dickenrichtung sowie der Widerstand gegen schälende Beanspruchung zwischen Deckschichten und Kern, deutlich gesteigert werden können [26], [27].

## 2 Motivation, Zielsetzung und Aufgabenstellung der Arbeit

Ansatzpunkt dieser Arbeit ist die Erkenntnis, dass herkömmliche Krafteinleitungskonzepte von Sandwich-Strukturen zahlreiche Nachteile aufweisen (vgl. Kapitel 4). Des Weiteren zeigen an in Dickenrichtung verstärkten Sandwich-Platten und -Balken durchgeführte Prüfungen (vgl. Kapitel 3.5), dass die mechanischen transversalen Eigenschaften des Kernmaterials sowie der kompletten Sandwich-Struktur deutlich gesteigert werden können. Hierbei können mitunter genau die Eigenschaften verbessert werden, die im Bereich der Krafteinleitungsstelle von Sandwich-Strukturen für das frühzeitige Versagen verantwortlich sind. Die neueste Entwicklung vor diesem Hintergrund und das Thema dieser Arbeit sind lokal in **Dickenrichtung** **armierte Krafteinleitungen (IDAK)** für Sandwich-Strukturen mit Deckschichten aus Faser-Kunststoff-Verbund (FKV) und einem Kernmaterial aus polymerem Hartschaumstoff [28] - [30]. Zielsetzung dieser Arbeit ist es, neuartige in Dickenrichtung armierte Bauweisenkonzepte für Sandwich-Krafteinleitungen zu entwickeln, mit denen es möglich ist, die erwähnten Nachteile konventioneller Krafteinleitungen in Sandwich-Strukturen deutlich zu minimieren. Diese Krafteinleitungskonzepte sollen sich hierbei vor allem durch eine beanspruchungsgerechte sowie durch eine werkstoff- und verarbeitungsgerechte Gestaltung auszeichnen. Im Rahmen dieser Arbeit werden weiterhin die Faktoren ermittelt, welche die Festigkeit der Krafteinleitung entscheidend beeinflussen, sodass sowohl Gestaltungs- als auch Verarbeitungsrichtlinien zur Verfügung gestellt werden können.

Als zweites Ziel kann formuliert werden, dass zur Herstellung dieser neuartigen Krafteinleitungen eine bereits etablierte Verarbeitungsprozesskette Anwendung finden soll. Hintergrund hierbei ist es, derartige Krafteinleitungen schnell und einfach in bereits vorhandene oder neue Strukturbauteile aus FKV in Sandwich-Bauweise wirtschaftlich anwenden zu können.

Die Aufgabenstellung dieser Arbeit beinhaltet die Entwicklung eines geeigneten Verarbeitungsverfahrens zur Herstellung derartig armierter Sandwich-Krafteinleitungen sowie die Untersuchung des Potenzials dieser neuartigen Krafteinleitungen im Vergleich zu konventionellen. Als Armierungsverfahren wird die in der FKV-Branche und am IVW bereits etablierte Nähtechnologie (vgl. Kapitel 3.4) ausgewählt. Diese Technologie dient bislang hauptsächlich zur Vorkonfektionierung der textilen Halbzeuge als Montagehilfe. Um die Krafteinleitungsstellen von Sandwich-Strukturen vernähen

zu können, wird hierzu die am IVW vorhandene und für dünne textilartige Strukturen konzipierte Nähmaschine entsprechend den neuen Anforderungen modifiziert sowie geeignete Verarbeitungsparameter zur Herstellung einer qualitativ hochwertigen Naht bestimmt. Mithilfe dieser Anlagentechnik und dem anschließenden Harzinfiltrationsverfahren werden verschiedene vernähte Krafteinleitungskonzepte in Form von kreisförmigen Prüfkörpern mit zentrischer Krafteinleitung hergestellt. Nach der Herstellung werden diese unter quasistatischer Zug- und Druckbeanspruchung senkrecht zur Plattenebene geprüft. Hierbei werden der Einfluss der Vernähung von verschiedenen Krafteinleitungskonzepten sowie der Einfluss des Nähfadensmaterials, der Armierungsdichte und der Nähgeometrie auf die mechanischen Eigenschaften der Krafteinleitungsstelle untersucht. Anhand dieser Prüfungen werden die Steifigkeit, die Kraft beim ersten Versagenseintritt, die Bruchkraft, die Bruchenergie, das Fail-Safe-Verhalten und die Versagensart der Krafteinleitung ermittelt sowie ein Vergleich zwischen den vernähten und den unvernähten Krafteinleitungskonzepten durchgeführt. Zusätzlich zu diesen Prüfungen werden ausgewählte Krafteinleitungen mithilfe der Finite-Elemente-Methode untersucht, um den Einfluss der Vernähung im Bereich der Krafteinleitungsstelle zu erklären. Zur Abschätzung der für die FE-Analyse notwendigen, mechanischen Kennwerte des armierten Kernwerkstoffs werden geeignete mikromechanische Modelle entwickelt.

### 3 Einführung in die Sandwich-Bauweise

#### 3.1 Anekdote zum Begriff Sandwich

John Montagu (1718 - 1792), Vierter Earl of Sandwich und Erster Lord der britischen Admiralität, gab seinen Namen einer Mahlzeit zwischen zwei Besprechungen, die er entweder aus Zeitmangel oder wegen seines gesunden Appetits zu sich nahm [1]. Eine andere Geschichte erzählt, dass er als leidenschaftlicher Billardspieler im Jahre 1762 ungefähr den ganzen Tag mit Billardspielen verbrachte und als einzige Mahlzeit seine Sandwichs direkt am Billardtisch verspeiste [7], [31]. Dieser archetypische Sandwich bestand aus zwei Brotscheiben mit einer Zwischenlage aus Fleisch [1].

#### 3.2 Aufbau, Funktionsprinzip und Eigenschaften von Sandwich-Strukturen

Die Sandwich-Bauweise für strukturelle Leichtbau-Anwendungen, die in dieser Arbeit betrachtet wird, ist ähnlich aufgebaut wie der archetypische Sandwich, nur anstelle der Brotscheiben kommen zwei dünne Platten aus festen und steifen Materialien, die als Deckschichten bezeichnet werden, zur Anwendung. Zwischen diesen beiden Deckschichten wird ein Material geringer Dichte angeordnet, das als Kernschicht bezeichnet wird. Diese drei Einzelschichten werden mittels zweier Klebschichten stoffschlüssig miteinander verbunden (Bild 1.1). Nach der DIN 53 290 wird für diese Art der Leichtbau-Bauweise anstelle der angelsächsischen Bezeichnung Sandwich der Begriff Kernverbund verwendet [32].

Die geometrischen Größen einer technischen, ebenen Sandwich-Struktur und die wesentlichen mechanischen Kennwerte der einzelnen Sandwich-Komponenten sind in Bild 3.1 dargestellt. Die Dicke der oberen und unteren Deckschicht wird mit  $t_{D, o}$  bzw.  $t_{D, u}$ , die Dicke der Kernschicht mit  $t_K$  und die Dicke der gesamten Sandwich-Struktur mit  $h$  sowie der Abstand der neutralen Achsen beider Deckschichten mit  $d$  gekennzeichnet. Die Länge in x-Richtung und die Breite in y-Richtung einer Sandwich-Platte bzw. eines Sandwich-Balkens wird mit  $l$  und  $b$  bezeichnet.

Am besten kann die Funktionsweise einer Sandwich-Struktur mit der eines Doppel-T-Trägers verglichen werden (Bild 3.1). Dabei übernehmen im Falle einer Biegebelastung um die y-Achse die obere und die untere Deckschicht die Funktion flächiger, insbesondere auf Zug und Druck beanspruchter Gurte, der Sandwich-Kern entspricht dem vornehmlich auf Schub beanspruchten Steg, der die beiden Deckschichten lediglich auf Abstand voneinander hält und somit das Flächenträgheitsmoment des ge-

samtent Aufbau gegen Biegung drastisch erhöht. Hier wird auch deutlich, dass der als Abstandhalter dienende Kern den größten Anteil des Bauteilvolumens auf sich vereint und deshalb eine möglichst geringe Dichte aufweisen sollte.

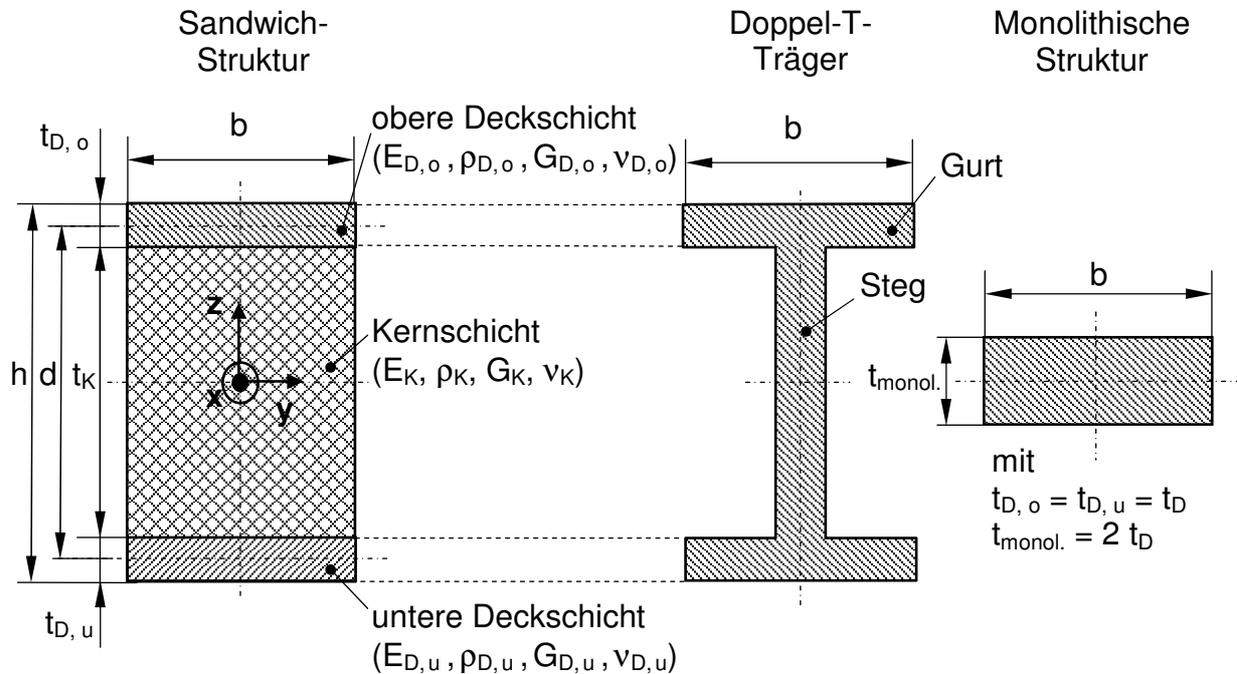


Bild 3.1: Vergleich der Sandwich-Bauweise mit einem Doppel-T-Träger und einer monolithischen Struktur

Ebenfalls interessant für strukturelle Leichtbau-Anwendungen ist der Vergleich zwischen einer Sandwich-Struktur und einer monolithischen Struktur. Die in Bild 3.1 dargestellte symmetrische Sandwich-Struktur besteht aus zwei gleich dicken Deckschichten  $t_D$  und einem Kernmaterial mit der Dicke  $t_K$ . Das Materialverhalten der Sandwich-Komponenten wird als isotrop angenommen. Die Dichte  $\rho_K$  des Kerns ist im Vergleich zur Dichte  $\rho_D$  der Deckschichten sehr viel geringer. Die monolithische Struktur stellt unter Verwendung desselben Deckschichtmaterials eine ebene Platte mit einer Dicke  $t_{\text{monol.}}$  gleich der doppelten Deckschichtdicke bei nahezu gleichem Gewicht wie die Sandwich-Struktur dar.

Die Biegesteifigkeit eines Sandwich-Balkens ergibt sich nach [5] zu

$$D_{\text{SW}} = 2 D_D + 2 D_D^{\text{Steiner}} + D_K = 2 \frac{E_D b t_D^3}{12} + 2 E_D b t_D \left( \frac{d}{2} \right)^2 + \frac{E_K b t_K^3}{12} \quad (3.1)$$

Hierbei stellt  $D_D$  die Eigenbiegesteifigkeit einer Deckschicht um die jeweilige neutrale Achse,  $D_D^{\text{Steiner}}$  den Steiner-Anteil einer Deckschicht um die neutrale Achse der Sandwich-Struktur und  $D_K$  die Eigenbiegesteifigkeit der Kernschicht dar.

In den meisten strukturellen Leichtbauanwendungen von Sandwich-Strukturen können in der Regel zwei Vereinfachungen getroffen werden. Als erste Vereinfachung kann eingeführt werden, dass die Deckschichten im Vergleich zur Kernschicht sehr viel dünner sind. Hierdurch können die Eigenbiegesteifigkeiten der beiden Deckschichten  $D_D$  im Vergleich zu den Biegesteifigkeiten der Deckschichten durch die Steiner-Anteile  $D_D^{\text{Steiner}}$  vernachlässigt werden. Diese Vereinfachung ist dann gültig, wenn die folgende Beziehung erfüllt ist:

$$\frac{D_D}{D_D^{\text{Steiner}}} < 0,01 \text{ wenn } 3 \left( \frac{d}{t_D} \right)^2 > 100 \text{ oder } \frac{d}{t_D} > 5,77 \quad (3.2)$$

Die zweite Vereinfachung stellt die Vernachlässigung der Steifigkeit des Kernmaterials  $D_K$ , auch als Kernweichheit bezeichnet, dar. Diese Vereinfachung ist zulässig, wenn die Beziehung

$$\frac{D_K}{2 D_D^{\text{Steiner}}} < 0,01 \text{ wenn } \frac{E_D t_D d^2}{E_K t_K^3} > 16,67 \quad (3.3)$$

gilt. Sind diese beiden Vereinfachungen erfüllt, so ergibt sich die einfache Beziehung der Biegesteifigkeit eines Sandwich-Balkens zu:

$$D_{\text{SW}} = \frac{E_D b t_D d^2}{2} \approx \frac{E_D b t_D t_K^2}{2} \quad (3.4)$$

Die Biegesteifigkeit des monolithischen Balkens kann wie folgt angegeben werden:

$$D_{\text{monol.}} = \frac{E_D b (2 t_D)^3}{12} \quad (3.5)$$

Der Vergleich der Biegesteifigkeit beider Bauweisen bei etwa gleichem Gewicht liefert dann folgenden Zusammenhang:

$$\frac{D_{\text{SW}}}{D_{\text{monol.}}} \approx \frac{3}{4} \left( \frac{t_K}{t_D} \right)^2 \quad (3.6)$$

Mithilfe der letzten Beziehung wird ersichtlich, dass mit der Sandwich-Bauweise im Vergleich zur monolithischen Bauweise die Biegesteifigkeit quadratisch mit zunehmender Kerndicke  $t_K$  bei nahezu gleichem Gewicht gesteigert werden kann (Bild 3.2).

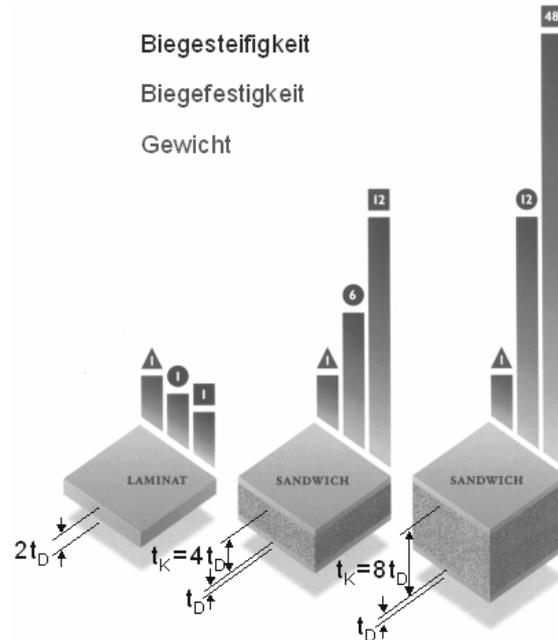


Bild 3.2: Vergleich zwischen Sandwich-Bauweise und monolithischer Bauweise hinsichtlich Gewicht, Biegesteifigkeit und -festigkeit [2]

Ebenso kann die Sandwich-Bauweise hinsichtlich der maximalen Biegespannungen mit der monolithischen Struktur verglichen werden. Bei einem Biegemoment  $M_{B,y}$  um die  $y$ -Achse ergeben sich für die monolithische Bauweise die Maximalspannungen auf der Ober- bzw. Unterseite der Struktur zu:

$$\sigma_{\text{monol., max.}} = \pm \frac{3}{2} \frac{M_{B,y}}{b t_D^2} \quad (3.7)$$

Den Normalspannungsverlauf innerhalb der Sandwich-Komponenten bei Biegebelastung ohne Vereinfachungen zeigt Bild 3.3, a. Bei Annahme der Biegeschlaffheit des Kerns können die Spannungen in der Kernschicht vernachlässigt werden (Bild 3.3, b). Liegen zusätzlich noch dünne Deckschichten vor, kann ein konstanter Normalspannungsverlauf über den Deckschichtdicken angenommen werden (Bild 3.3, c).

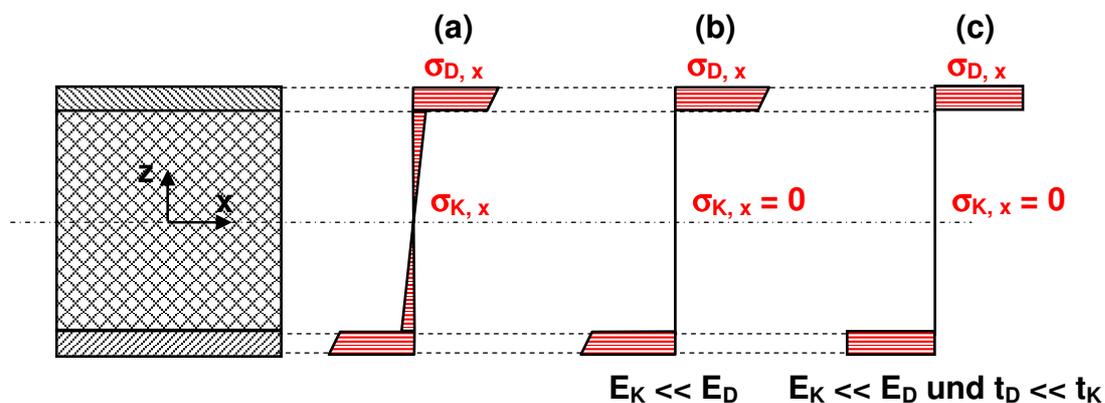


Bild 3.3: Spannungsverlauf bei Biegebelastung

Die Normalspannungen in den Deckschichten einer Sandwich-Struktur ergeben sich unter der Voraussetzung, dass beide Vereinfachungen erfüllt sind, zu

$$\sigma_{\text{SW}} = \pm \frac{M_{\text{B},y}}{b t_{\text{D}} h} \approx \pm \frac{M_{\text{B},y}}{b t_{\text{D}} t_{\text{K}}} \quad (3.8)$$

Den Vergleich bezüglich der maximalen Normalspannungen infolge eines Biegemoments zwischen beiden Bauweisenarten liefert dann folgende Beziehung:

$$\frac{\sigma_{\text{SW}}}{\sigma_{\text{monol., max.}}} \approx \frac{2 t_{\text{D}}}{3 t_{\text{K}}} \quad (3.9)$$

Hieraus wird ersichtlich, dass die Normalspannungen in den Deckschichten einer Sandwich-Struktur hyperbolisch mit zunehmender Kerndicke  $t_{\text{K}}$  reduziert werden können (Bild 3.2). Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass Sandwich-Strukturen im Vergleich zu monolithischen Strukturen höhere gewichtsspezifische Biegesteifigkeiten und -festigkeiten aufweisen (Bild 3.2). Somit stellt die Sandwich-Bauweise eine optimale Leichtbaulösung für Strukturbauteile bei Biegebeanspruchung dar.

Ohne Vereinfachungen tritt bei rein axialer Zug- oder Druckbelastung in x-Richtung der in Bild 3.4, a dargestellte Spannungsverlauf in den Sandwich-Komponenten auf. Hingegen zeigt b den Spannungsverlauf bei vernachlässigter Normalsteifigkeit des Kerns, woraus folgt, dass die Normalspannungen ausschließlich durch die Deckschichten aufgenommen werden. Daher weisen die beiden in Bild 3.1 dargestellten Bauweisen bei Zug- oder Druckbeanspruchung in Plattenebene, unter der Annahme der Kernweichheit und unter Vernachlässigung von Stabilitätsproblemen, dieselbe Steifigkeit und Festigkeit auf. Aufgrund der dünnen Deckschichten und des druck- und schubweichen Kernmaterials müssen jedoch bei Druckbeanspruchung zusätzlich zur Festigkeitsbetrachtung lokales und globales Stabilitätsversagen der Sandwich-Struktur berücksichtigt werden [1], [8], [33]. Bei Stabilitätsproblemen übernimmt der Kern die Aufgabe, beide Deckschichten gegen Beulen und Knicken zu stützen sowie auf konstantem Abstand zu halten [34], wobei ein hoher Elastizitäts- und Schubmodul transversal zur Plattenebene des Kernmaterials vorteilhaft sind [35] - [37].

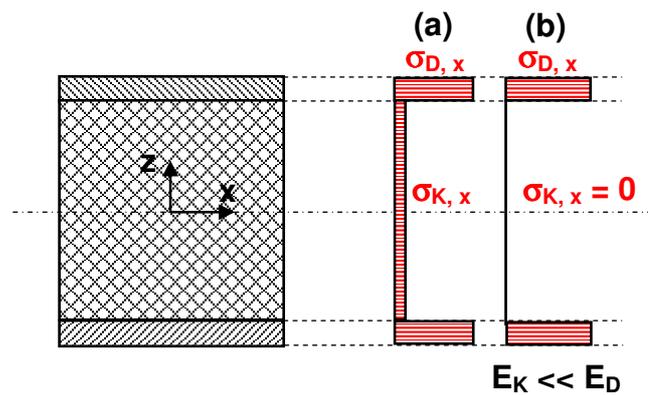


Bild 3.4: Spannungsverteilung bei reiner Zug- oder Druckbelastung in x-Richtung  
 Bei Querkrafteinleitung in z-Richtung der Sandwich-Struktur werden die Querkräfte in Form von Schubspannungen aufgenommen. Der Schubspannungsverlauf innerhalb der Sandwich-Komponenten ist in Bild 3.5 aufgezeigt. Hierbei gilt der Verlauf a ohne Annahme von Vereinfachungen, b bei Vorliegen der Kernweichheit und c bei zusätzlicher Vernachlässigung der Eigenbiegesteifigkeit der Deckschichten sowie bei dünnen Deckschichten.

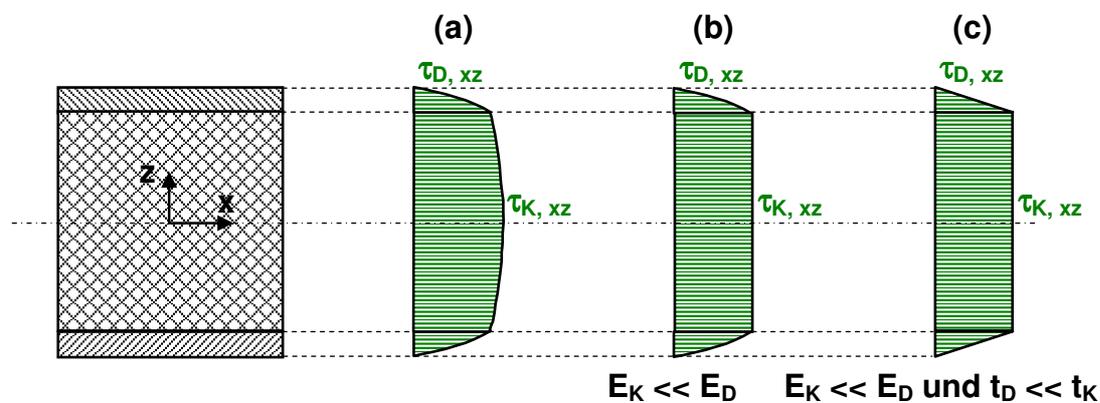


Bild 3.5: Schubspannungsverteilung aufgrund von Querkraftbeanspruchung  
 Sind die beiden Vereinfachungen gemäß den Beziehungen 3.2 und 3.3 erfüllt, kommt es innerhalb einer Sandwich-Struktur stets zu einer Aufgabenteilung zwischen den Deckschichten und der Kernschicht. Hierbei nehmen die Deckschichten die Normal- und Schubspannungen durch Scheibenbelastung sowie durch Biege- und Drillmomente sowie zum Teil die Schubspannungen durch Querkräfte in z-Richtung auf. Die Kernschicht hat die hauptsächliche Aufgabe, Querkräfte in Form von Schubspannungen und Drucklasten in z-Richtung aufzunehmen sowie die Deckschichten ausreichend zu stützen und auf Abstand zu halten [38].

Sandwich-Strukturen zeichnen sich zusätzlich zur hohen gewichtsspezifischen Biegefestigkeit und -steifigkeit durch die folgenden Vorteile aus [5], [34], [39]:

- Hohe Knick- und Beullasten bei Stabilitätsproblemen
- Hohe Ermüdungsfestigkeit
- Hohes Energieaufnahmevermögen
- Gutes Fail-Safe-Verhalten
- Sehr gute thermische und akustische Isolation
- Möglichkeit zur Funktionsintegration

Der Hauptnachteil der Sandwich-Bauweise ist, dass sie aufgrund der dünnen Deckschichten und des zug- und druckweichen Kernwerkstoffs grundsätzlich empfindlich auf örtlich eingeleitete Kräfte und Momentbelastungen reagiert. Die ausschließlich auf Membranbelastungen ausgelegten Deckschichten können den in der Regel an der Krafteinleitungsstelle herrschenden mehraxialen Beanspruchungszustand nicht standhalten. Weiterhin kann Stabilitätsversagen der Deckschichten infolge unzureichender Kernstützwirkung bei lokal konzentrierter, senkrecht zur Sandwich-Ebene angreifender Kraft auftreten. Direkt an der Krafteinleitungsstelle herrschen meist deutliche Spannungsüberhöhungen im Kernmaterial, wodurch dieses frühzeitig versagt. Somit werden die einzelnen Sandwich-Komponenten im Bereich der Krafteinleitungsstelle ungleichmäßig hoch beansprucht, sodass dies im Sinne des Leichtbaus keine optimale Lösung darstellt [18]. Aus diesen Gründen müssen im Bereich der Krafteinleitungsstelle in der Regel besondere konstruktive Gestaltungsmaßnahmen getroffen werden. Dies geschieht in den meisten Fällen durch zusätzliche Krafteinleitungselemente (vgl. Kapitel 4), wodurch das Leichtbau-Potenzial der Sandwich-Bauweise infolge der Gewichtszunahme durch die notwendigen konstruktiven Maßnahmen im Krafteinleitungsbereich beeinträchtigt wird. Zusätzlich zu dieser vorwiegenden Schwachstelle weisen Sandwich-Strukturen noch die folgenden allgemeinen Nachteile auf [5], [40], [41]:

- Hohe Empfindlichkeit bei schälender Beanspruchung der Deckschichten
- Geringe Wissensbasis bei Ingenieuren und Konstrukteuren
- Geringe Fertigungsautomatisierung
- Hoher Aufwand bei Wartung und Reparatur

### 3.3 Sandwich-Komponenten

#### 3.3.1 Deckschichtmaterialien

Für die Deckschichten einer Sandwich-Struktur kann jedes Material eingesetzt werden, das in dünnen Platten hergestellt und der Kontur der Sandwich-Struktur angepasst werden kann [42]. Hierbei werden in der Regel an die Deckschichtmaterialien die folgenden Anforderungen gestellt [5]:

- Hohe axiale Zug- und Drucksteifigkeit
- Hohe axiale Zug- und Druckfestigkeit
- Hoher Widerstand gegen dynamische Belastungen
- Gute Oberflächenqualität
- Hoher Widerstand gegen Umweltbelastungen, z. B. hohe Chemikalien-, UV- oder Temperaturbeständigkeit

Die zum Einsatz kommenden Deckschichtmaterialien können in die zwei Hauptklassen, metallische und nicht-metallische Materialien, unterteilt werden. In der metallischen Gruppe werden als typische Deckschichtmaterialien Stahl, Titan und sehr häufig Aluminium eingesetzt [1]. Als nicht-metallische Deckschichtmaterialien kommen verschiedenartige Hölzer sowie unverstärkte und verstärkte Kunststoffe zum Einsatz. Hier nehmen die faserverstärkten Kunststoffe eine dominierende Rolle ein, die im Folgenden weiter erläutert werden. Die Verstärkungsfasern können bezüglich des Faserdurchmessers  $D$  und der Faserlänge  $L$ , die die Verstärkungswirkung widerspiegelt, in drei Klassen unterteilt werden. Dies sind Kurz- ( $L \approx 0,1 - 1 \text{ mm}$ ), Lang- ( $L \approx 1 - 50 \text{ mm}$ ) und Endlosfasern ( $L > 50 \text{ mm}$ ;  $L/D \rightarrow \infty$ ) [43]. Alle drei Faserlängensklassen können in den Deckschichten für Sandwich-Konstruktionen verwendet werden. Als Verstärkung können viele verschiedene Faserarten verwendet werden, die sich als lasttragende Elemente eignen [43], [44]:

- Natürliche Fasern, wie z. B. Flachs, Sisal, Hanf
- Organische Fasern, wie z. B. Polyethylen, Polypropylen, Polyamid, Aramid (AF), Kohlenstoff (CF)
- Anorganische Fasern, wie z. B. Glas (GF)
- Metallische Fasern, wie z. B. Aluminium, Kupfer

Jedoch haben nur die Glas-, Kohlenstoff- und Aramidfasern einen nennenswerten Marktanteil bei den FKV erreicht, sodass diese hauptsächlich Anwendung als Verstärkungsstruktur in Deckschichten für Sandwich-Strukturen finden. Häufig werden

auch mehrere dieser drei Fasermaterialien innerhalb einer Deckschicht miteinander kombiniert. Mit einem so genannten Hybridaufbau können die Eigenschaften der Lamine beeinflusst werden, wie z. B. Steifigkeit, Festigkeit, Schlagzähigkeit, Energieabsorption, Impaktverhalten, elektrolytische Korrosionsbeständigkeit, Eigenspannungen, Kosten, und Gewicht [45], [46]. In Tabelle 3.1 sind die Eigenschaften dieser drei hauptsächlich verwendeten Fasermaterialien gegenübergestellt [44].

Tabelle 3.1: Eigenschaften von Glas-, Kohlenstoff- und Aramidfasern

<b>Glasfasern</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Hohe bis sehr hohe Zugfestigkeit (E-, R-, S-Glas)</li> <li>• Hohe Bruchdehnung</li> <li>• Geringe Steifigkeit</li> <li>• Relativ hohe Dichte</li> <li>• Geringe Materialkosten</li> </ul>
<b>Kohlenstofffasern</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Hohe bis sehr hohe Zugfestigkeit</li> <li>• Geringe Bruchdehnung</li> <li>• Sehr hohe Steifigkeit</li> <li>• Geringe Dichte</li> <li>• Hohe Materialkosten</li> </ul>
<b>Aramidfasern</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Hohe Zugfestigkeit, aber geringe Druckfestigkeit</li> <li>• Sehr hohe Bruchdehnung</li> <li>• Geringe Steifigkeit</li> <li>• Sehr geringe Dichte</li> <li>• Hohe Materialkosten</li> </ul>

Um die Deckschichten schneller und günstiger herstellen zu können, werden so genannte Faser-Halbzeuge, wie z. B. UD-Gelege, Multiaxialgelege, Gewebe, Flecht-schläuche etc., eingesetzt [47]. Mittels der Faser-Halbzeuge können in einem Arbeitsschritt verschiedene Faserrichtungen unter Verwendung einer einzigen Halbzeuglage erzeugt werden.

Als Matrixwerkstoff der Deckschichten können sowohl duromere Kunststoffe (z. B. Epoxid- (EP), Vinylesterharze) als auch thermoplastische Kunststoffe (z. B. Polypropylen, Polyamid) eingesetzt werden [44], [48].

FKV-Deckschichten einer Sandwich-Struktur bestehen in der Regel aus mehreren unterschiedlich orientierten Einzelschichten (Bild 3.6), auch Mehrschichtverbund (MSV) oder Laminat genannt. Das Grundelement eines MSV ist die einzelne unidirektionale Schicht (UD-Schicht). In dieser verlaufen die eingesetzten Endlosfasern parallel in eine Richtung, die als II- oder 1-Richtung definiert ist. Die Fasern sind gleichmäßig über dem Querschnitt der UD-Schicht im Matrixwerkstoff verteilt. Die  $\perp$ -

oder 2-Richtung steht senkrecht zur 1-Richtung innerhalb der Laminatenebene, und die z- oder 3-Richtung ergibt sich aus der Rechtenhandregel [49].

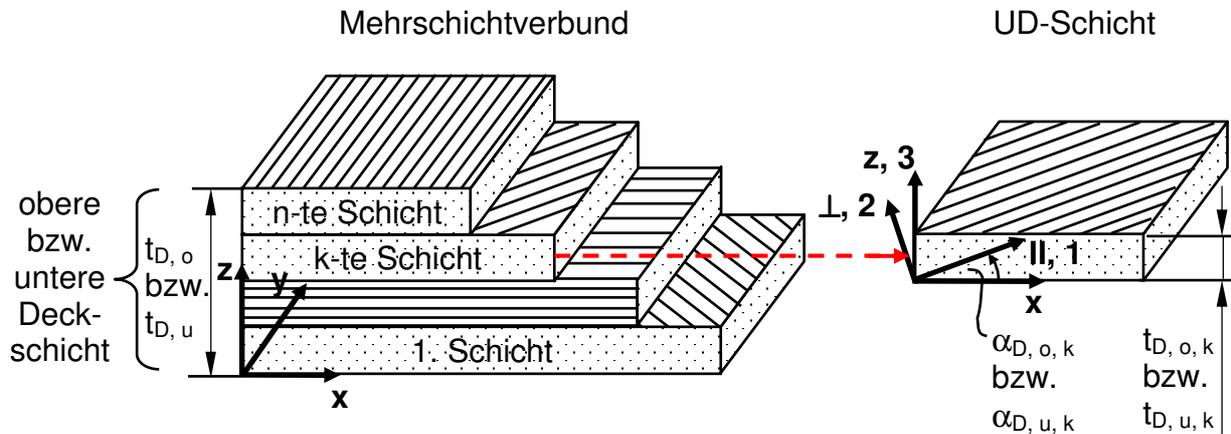


Bild 3.6: Mehrschichtverbund und UD-Schicht

Die UD-Schicht eines FKV gehört zu den transversal isotropen Werkstoffen [43]. Die transversale Isotropie stellt einen Sonderfall der Orthotropie dar, d. h., eine der Symmetrieebenen weist keine Vorzugsrichtung auf. Auf allen Schnitten senkrecht zu dieser Ebene liegen gleiche Eigenschaften vor, sie ist also isotrop. Die Ebene transversaler Isotropie liegt normal zur Faserlängsrichtung. Im Falle der transversalen Isotropie werden für den räumlichen Spannungszustand fünf unabhängige Grund-Elastizitätsgrößen, die mithilfe der Koordinatenachsen der Einzelschicht gekennzeichnet werden, benötigt. Dies sind die zwei Elastizitätsmoduln  $E_{||}$  und  $E_{\perp}$  ( $= E_z$ ), ein Schubmodul  $G_{\perp||}$  ( $= G_{z||}$ ), sowie zwei Querkontraktionszahlen  $\nu_{\perp||}$  und  $\nu_{\perp\perp}$ . Diese fünf Elastizitätsgrößen einer UD-Schicht lassen sich entweder experimentell bestimmen oder über mikromechanische Betrachtungen oder halbempirische Beziehungen aus den Elastizitätsgrößen der Ausgangskomponenten Faser und Matrix berechnen [43], [50] - [52]. Der Schubmodul  $G_{\perp\perp}$  lässt sich aus dem ebenen Elastizitätsgesetz und aus geometrischen Beziehungen sowie aus der Kenntnis von  $\nu_{\perp\perp}$  und  $E_{\perp}$  berechnen. Die Querkontraktionszahl  $\nu_{||\perp}$  kann mithilfe der Maxwell-Betti-Beziehung bestimmt werden. Des Weiteren werden für eine Festigkeitsanalyse von UD-Schichten sechs Festigkeitskennwerte benötigt. Diese sind die Zug- bzw. Druckfestigkeit in Faserrichtung  $R_{||}^+$  bzw.  $R_{||}^-$  und quer zur Faserrichtung  $R_{\perp}^+$  bzw.  $R_{\perp}^-$  ( $= R_z^+$  bzw.  $R_z^-$ ) sowie die beiden Schubfestigkeitskennwerte  $R_{\perp||}$  ( $= R_{z||}$ ) und  $R_{\perp\perp}$ . Die verwendete Indizierung

der Spannungen und die Beanspruchung, die notwendig ist, um die unterschiedlichen Versagensarten einer UD-Schicht mit den entsprechenden Festigkeiten auszulösen, sind in Bild 3.7 dargestellt [53]. Die Steifigkeits- und Festigkeitskennwerte sind sehr stark richtungsabhängig (z. B.  $E_{\parallel} \gg E_{\perp}$ ,  $R_{\parallel}^+ \gg R_{\perp}^+$ ,  $R_{\parallel}^- \gg R_{\perp}^-$ ), sodass die einzelnen UD-Schichten eines MSV durch schichtenweise Drehung um den Winkel  $\alpha$  gegenüber einem raumfesten  $x, y$ -Koordinatensystem je nach Beanspruchungsgröße und -art orientiert werden. Je nach Ausrichtung der UD-Schichten ändern sich die Steifigkeits- und Festigkeitseigenschaften der gesamten Deckschichten bzw. Sandwich-Struktur.

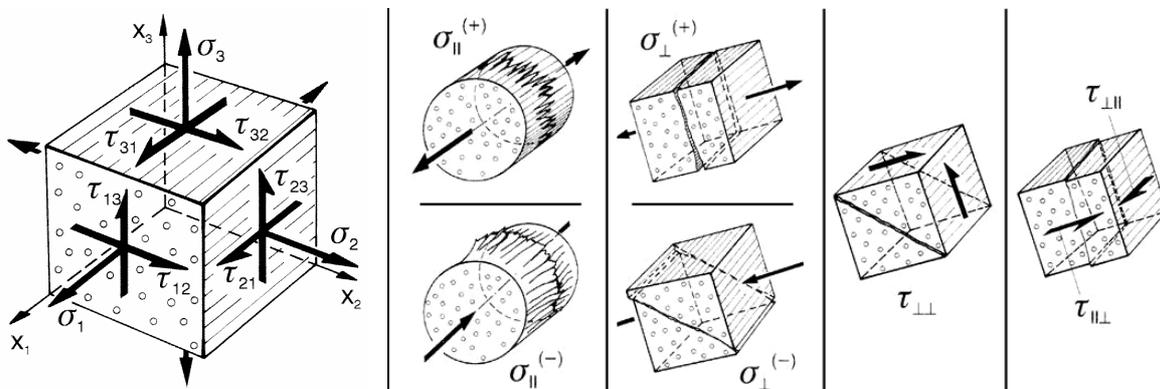


Bild 3.7: Indizierung der Spannungen und Beanspruchungen einschließlich der jeweiligen Versagensart [53]

Die Festigkeitsanalyse von anisotropen FKV ist wesentlich schwieriger als die von isotropen Werkstoffen. Die Gründe hierfür sind die genannten richtungsabhängigen Festigkeitskennwerte, die verschiedenen Versagensarten und die unterschiedlich hohe Beanspruchung der einzelnen Schichten, wodurch diese in der Regel nicht gleichzeitig versagen. Aus diesen Gründen sind die Festigkeitsanalysen für isotrope Werkstoffe nicht auf FKV übertragbar. Zur Durchführung der Festigkeitsanalyse von FKV existieren zahlreiche Bruchkriterien. Im Allgemeinen können diese in die zwei Hauptgruppen, Global- und Bruchtyp-Bruchkriterien, eingeteilt werden. Beim Global-Bruchkriterium wird der Vergleich zwischen den Spannungskomponenten und den Festigkeitskennwerten durch ein einziges Polynom beschrieben, sodass unterschiedliche Versagensformen, wie Faserbruch (Fb) und Zwischenfaserbruch (Zfb), nicht berücksichtigt werden [54]. Das bekannteste Global-Bruchkriterium stellt das Tsai/Wu-Kriterium dar [55]. Eine deutlich bessere Beschreibung des Versagensverhaltens von UD-Schichten (Fb und Zfb), kann mit dem Bruchtyp-Bruchkriterium nach Puck erfol-

gen. Eine ausführliche Beschreibung hierzu findet sich in [43], [53]. Mithilfe dieses Bruchkriteriums kann zwischen  $F_b$  und  $Z_{fb}$  sowie zwischen den verschiedenen  $Z_{fb}$ -Bruchmodi unterschieden werden. Als Bruchkurve bzw. als Bruchfläche wird die Kurve bzw. Fläche bezeichnet, an der bei einem bestimmten Spannungszustand Versagen auftritt. Im ebenen Spannungszustand  $(\sigma_1, \sigma_2, \tau_{21})$  umschließt diese Bruchfläche nach Puck einen zigarrenförmigen Körper (Bild 3.8). Diese Pucksche Bruchzigarre hat weder einen kreisförmigen noch einen elliptischen Querschnitt. Der Querschnitt setzt sich vielmehr aus der Überlagerung dreier Kurven zusammen und ist symmetrisch zur  $\sigma_1/\sigma_2$ -Ebene. Jede dieser Kurven beschreibt eine andere Versagensart. Diese Versagensarten werden mit den Bruch-Modi A, B, und C bezeichnet.

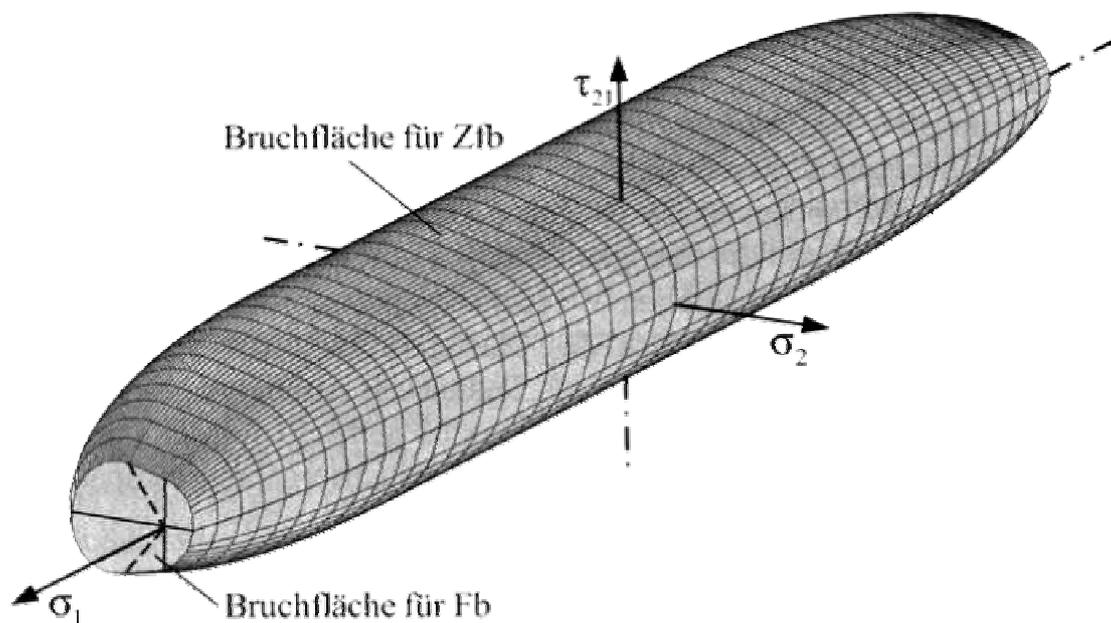


Bild 3.8: Pucksche Bruchzigarre für den ebenen Spannungszustand  $(\sigma_1, \sigma_2, \tau_{21})$  [43]

Die Zwischenfaserbrüche, die durch den Modus A charakterisiert sind, werden entweder durch eine Beanspruchung des Laminats mit Quer-Zugspannungen  $\sigma_{\perp}^{(+)}$  oder Quer-/Längs-Schubspannungen  $\tau_{\perp\parallel}$  erzeugt. In der von Puck verwendeten Indizierung entspricht dies einer Belastung mit den Spannungen  $\sigma_2$  und  $\tau_{21}$ . Die entstehenden Risse verlaufen in Dickenrichtung d. h. in der Wirkebene von  $\sigma_2$  und  $\tau_{21}$ . Aufgrund der Zugspannung haben diese Risse einen öffnenden Charakter (Bild 3.9). Im Modus B werden die Zwischenfaserbrüche durch Quer-Druckspannungen  $\sigma_{\perp}^{(-)}$  und Quer-/Längs-Schubspannungen  $\tau_{\perp\parallel}$  bewirkt. Im Gegensatz zu Modus A öffnen sich die Risse hier nicht und fördern somit auch nicht die weitere Rissbildung (Bild 3.9).

Wie in Modus B werden bei Modus C die Zwischenfaserbrüche durch Quer-Druckspannungen  $\sigma_{\perp}^{(-)}$  und Quer-/Längs-Schubspannungen  $\tau_{\perp\parallel}$  verursacht. Allerdings dominiert in diesem Fall die Druckspannung über der Schubspannung und der Riss entsteht unter einem Winkel  $\Theta$  zur Wirkebene. In Bild 3.9 werden die Gültigkeitsbereiche der einzelnen Bruchmodi in der  $\sigma_2/\tau_{12}$ -Ebene dargestellt [53].

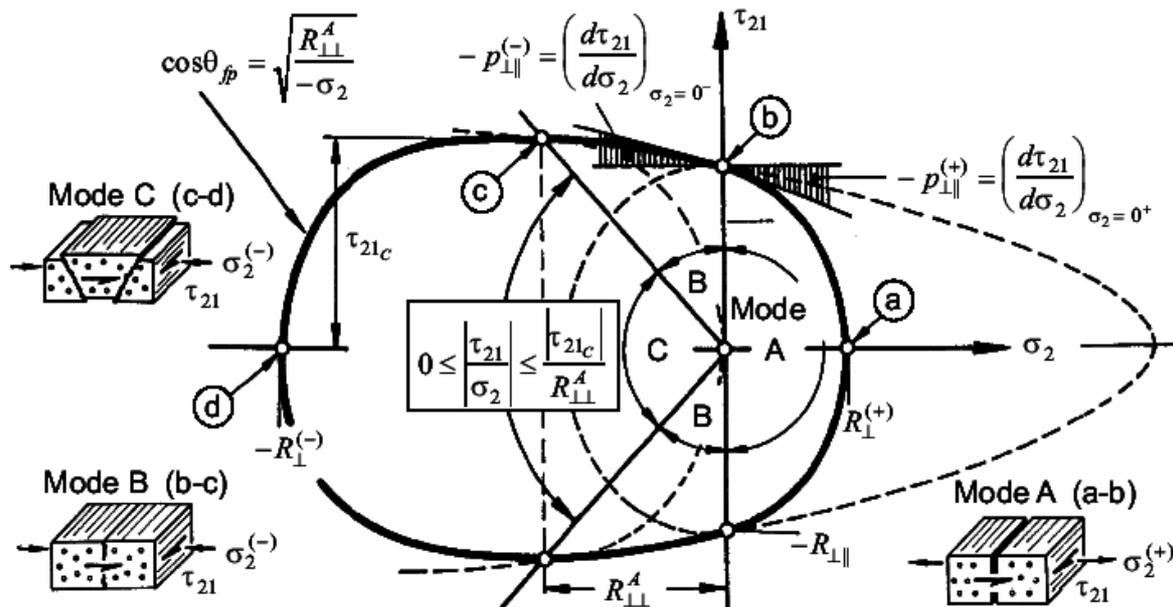


Bild 3.9: Zfb-Bruchkurve nach PUCK in der  $\sigma_2/\tau_{21}$ -Ebene bei  $\sigma_1=0$  [53]

In der Darstellung der Puckschen Bruchzigarre (Bild 3.8) kann zusätzlich zum Zfb-auch das Fb-Kriterium eingetragen werden. Dieses wird durch die beiden Ebenen dargestellt, die die Bruchzigarre in  $\sigma_1$ -Richtung bei  $R_{\parallel}^+$  und  $R_{\parallel}^-$  schneiden, und stellt ein Maximalspannungskriterium dar. Spannungszuständen auf diesen Ebenen ist Faserbruch zugeordnet [43]. Hierbei wird Faserbruch ausschließlich durch die  $\sigma_{\parallel}^+$ - und  $\sigma_{\parallel}^-$ -Beanspruchung ausgelöst (Bild 3.7).

### 3.3.2 Kernmaterialien

Kernmaterialien können in Anlehnung an [56] nach der Anbindungsart an die Deckschichten in die fünf Kategorien, wie Kernschicht mit homogener, punktueller, partiell örtlicher, unidirektionaler und multidirektionaler Stützung der Deckschichten, eingeteilt werden (Bild 3.10).

Klassische Kernschichtmaterialien nach Kategorie 1 sind Balsaholz sowie polymere Hartschaumstoffe. Die mechanischen Eigenschaften von polymeren Hartschaumstoff-

fen bei Zug- oder Druckbeanspruchung können im Gegensatz zu Balsaholz idealisiert als isotrop angesehen werden. Dagegen weist Balsaholz aufgrund des strukturellen Aufbaus transversal isotropes Materialverhalten auf. Die Richtung der Holzfasern von Balsaholz sind bei Sandwich-Strukturen meist senkrecht zur Platten-Ebene angeordnet, weshalb Hirnholz Anwendung findet. Die Ebene der transversalen Isotropie liegt somit normal zur z-Richtung. Polymere Hartschaumstoffe weisen im Allgemeinen geringere gewichtsspezifische mechanische Eigenschaften auf als Balsahirnholz [57]. Sie zeichnen sich jedoch durch bessere Ver- und Bearbeitungseigenschaften, wie z. B. Thermoformbarkeit und Direktaufschäumen, sowie durch sehr gute thermische und akustische Eigenschaften aus. In der Regel kommen nur geschlossenzellige Hartschaumstoffe für Sandwich-Strukturen zur Anwendung, um die Harzaufnahme des Kernmaterials und somit das Gewicht sowie die Kosten für das Harzsystem gering zu halten. Zusätzlich zu den oben genannten Vorteilen weisen geschlossenzellige Hartschaumstoffe noch eine geringere Feuchtigkeitsaufnahme bei der Lagerung und im Betrieb auf. Für Strukturbauteile in Sandwich-Bauweise können unterschiedliche polymere Hartschaumstoffe, z. B. bestehend aus Polyvinylchlorid- (PVC), Polyurethan- und Polymethacrylimid, eingesetzt werden.

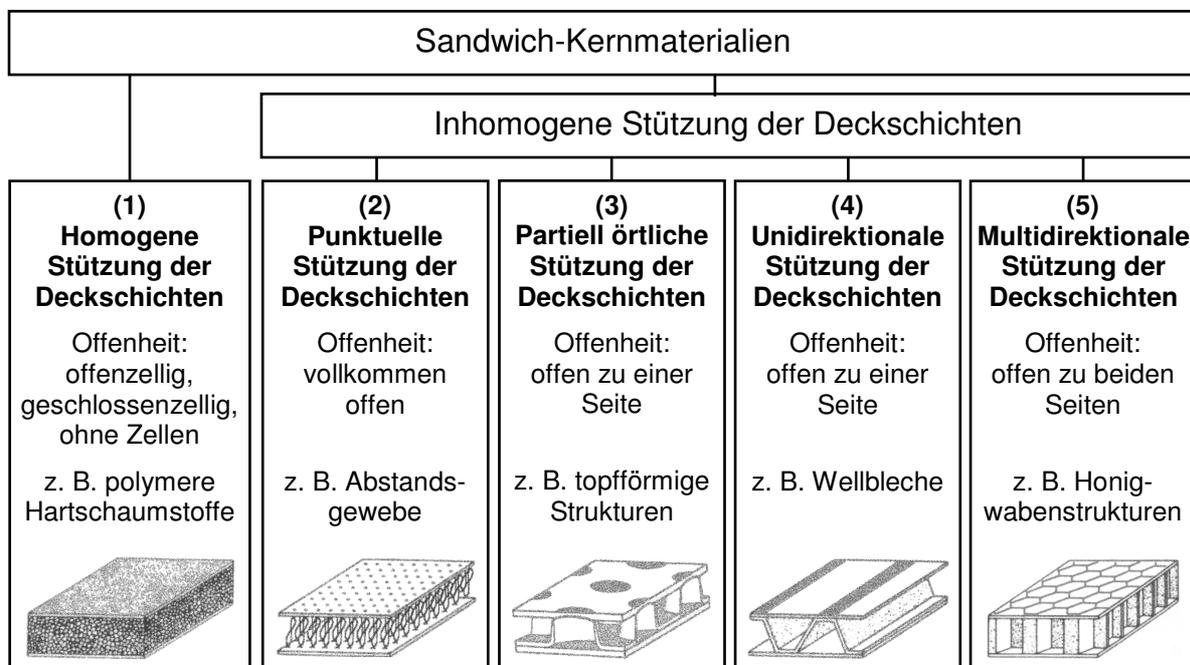


Bild 3.10: Einteilung verschiedener Kernschichten nach der Art der Anbindung an die Deckschichten

Strukturierte Kernmaterialien der Kategorien 2 bis 5 besitzen hervorragende gewichtsspezifische mechanische Eigenschaften. Jedoch sind sie in der Regel sehr

kosten- und arbeitsintensiv. Damit strukturierte Kernmaterialien zum Beispiel in einem Liquid Composite Moulding-(LCM-)Verfahren (vgl. Kapitel 3.4) verwendet werden können, müssen die Hohlräume (z. B. die Wabenzwischenräume) entweder abgedichtet oder mit einem Material niedriger Dichte versehen werden, sodass diese während der Infiltration bzw. Injektion nicht mit Harz gefüllt werden. Die Herstellung von Sandwich-Strukturen mit strukturierten Kernmaterialien und Deckschichten aus FKV erfolgt häufig in mehreren Prozessschritten. Hingegen besteht mit einem Kernmaterial aus Klasse 1 die Möglichkeit, Sandwich-Strukturen in einem Fertigungsschritt herzustellen. Bei den strukturierten Kernmaterialien, vor allem bei Honigwabenstrukturen, kann es weiterhin zu dem unerwünschten Telegrafmast-Effekt der Deckschichten kommen. Des Weiteren müssen die Hohlräume der Zellen im Rand- und Kraftereinleitungsbereich aus Festigkeits- und Stabilisationsgründen mit einer speziellen Füllmasse ausgefüllt werden, sodass dadurch ein höherer Arbeitsaufwand entsteht und das Gewicht der Sandwich-Struktur nachteilig beeinflusst wird. Für strukturierte Kerne können metallische (z. B. Aluminium) sowie nicht-metallische (z. B. unverstärkte oder verstärkte Kunststoffe) Materialien eingesetzt werden.

Anhand der Funktionsaufgaben des Kerns innerhalb des Sandwich-Verbunds muss die Kernschicht je nach den Fertigungs- und Einsatzbedingungen folgende allgemeine Anforderungen erfüllen:

- Ausreichend hohe transversale Schubsteifigkeit und -festigkeit
- Ausreichend hohe Drucksteifigkeit und Druckfestigkeit senkrecht zur Sandwich-Ebene
- Ausreichend hohe Schlagzähigkeit und Energieabsorption
- Gute thermische und akustische Isolation
- Geringe Dichte
- Gute Ver- und Bearbeitbarkeit
- Widerstand gegen Umweltbelastungen

### **3.4 Herstellungsverfahren**

Die Auswahl eines geeigneten Herstellungsverfahrens für Sandwich-Strukturen ergibt sich aus den eingesetzten Materialien der einzelnen Sandwich-Komponenten, der Geometrie des herzustellenden Bauteils und aus den Stückzahlen. Die Stückzahl bestimmt über die Einzelstückkosten den Grad der Automatisierung und so das aus

Wirtschaftlichkeitsaspekten geeignetste Verfahren. Die wichtigsten Herstellungsverfahren für Sandwich-Strukturen mit FKV-Deckschichten sind:

- Zusammenkleben der Einzelkomponenten [58]
- Handlaminierverfahren [47], [59]
- Autoklavverfahren [59]
- Liquid Composite Moulding (LCM) [47], [60]
- Wickelverfahren [61]
- Pressverfahren [5]
- Doppelbandpresse [5]

Eine genauere Beschreibung der oben aufgezählten Fertigungsverfahren kann den angegebenen Literaturstellen entnommen werden. Nachfolgend wird nur auf die verschiedenen Varianten der LCM-Verfahren näher eingegangen, da all diese geschlossene Verarbeitungsverfahren darstellen und gegenüber den konventionell offenen Methoden (z. B. Handlaminierverfahren) folgende zahlreiche Vorteile aufweisen. Mithilfe der LCM-Verfahren können leichtere Sandwich-Strukturbauteile aufgrund des höher erzielbaren Faservolumengehalts und mitunter auch wirtschaftlichere aufgrund des höheren Automatisierungsgrades bei gleichzeitig höherer Oberflächen- und Werkstoffqualität (z. B. geringere Luft einschüsse) sowie bei geringeren Emissionskennwerten hergestellt werden [62] - [64]. Infolge dieser Eigenschaften werden heutzutage LCM-Verfahren von der Industrie bevorzugt eingesetzt [65]. Die LCM-Verfahren bieten die Möglichkeit, hochreaktive und sehr niedrigviskose Harzsysteme zu komplexen Bauteilen zu verarbeiten. Hierbei werden die porösen, trockenen und textilartigen Verstärkungsstrukturen der Deckschichten mit einem möglichst optimalen, automatisierten Vorformprozess (Preform-Prozess) so vorbereitet, dass sie zusammen mit dem Kernwerkstoff direkt in die Kavität des Formwerkzeugs eingelegt werden können. Für diesen Preform-Prozess wird der Umstand genutzt, dass sich die textilartigen Verstärkungsstrukturen sehr gut drapieren lassen [47]. Im eigentlichen LCM-Verfahren erfolgt die Imprägnierung der porösen Verstärkungsstrukturen durch das flüssige Harzsystem. Nach Aushärtung des Harzsystems kann dann das fertige Bauteil entformt werden. Mit dieser Verfahrenstechnik erfolgt die Anbindung der Deckschichten an den Kern im Fertigungsprozess selbst, wobei der Matrixwerkstoff der Deckschichten gleichzeitig als Klebschicht fungiert.

Die verschiedenen Varianten der LCM-Verfahren können hinsichtlich der Dimension der Fließrichtung (2D oder 3D), der Druckdifferenz während der Imprägnierung der trockenen porösen textilen Faserhalbzeuge und der Prozessführung unterschieden werden. Zu den klassischen LCM-Verfahren gehört das RTM-Verfahren (Resin Transfer Moulding), das SRIM-Verfahren (Structural Reaction Injection Moulding), das VARTM-Verfahren (vacuum assisted RTM) und das VARI-Verfahren (Vacuum Assisted Resin Infusion = Vakuum- bzw. Harzinfiltrationsverfahren). Weiterhin existieren eine Fülle an modifizierten Varianten (z. B. Single Line Injektion), auf die nicht näher eingegangen werden soll. Beim SRIM-Verfahren wird das Harz unter hohem Druck ( $> 20$  bar) in die Kavität eines mehrteiligen Werkzeugs injiziert. Ein verbreiteteres Verfahren stellt das dem SRIM- ähnliche RTM-Verfahren (Bild 3.11) dar, mit welchem sehr hochwertige Bauteile mit einem Faservolumengehalt von ca. 40 bis 65 % gefertigt werden können. Bei diesem Verfahren wird das Harzsystem mit einem geringeren Druck von bis zu 6 bar in das mehrteilige Formwerkzeug injiziert. Mit zunehmender Fasermenge, d. h. abnehmender Durchdringbarkeit der Faserverstärkung (Permeabilität), und Fließlänge werden höhere Injektionsdrücke erforderlich, damit die Kavität des Formwerkzeugs in einer bestimmten Zeit mit Harz befüllt werden kann. Dabei ist zu beachten, dass mit steigendem Injektionsdruck eine massivere Auslegung des Formwerkzeugs und umfangreichere Maßnahmen zur Abdichtung der Kavität erforderlich werden. Zur Minimierung von Lufteinschlüssen und zur Beschleunigung des Injektionsvorganges kann vor der Injektion in der Kavität Vakuum erzeugt werden (VARTM).

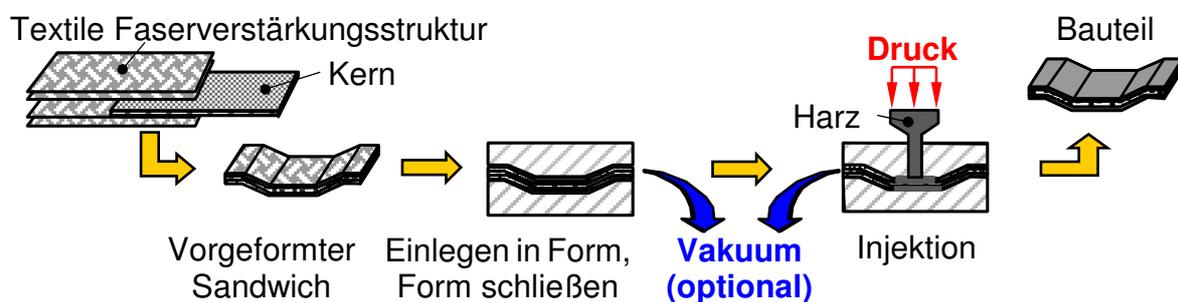


Bild 3.11: Prinzipieller Ablauf bei SRIM- und (VA) RTM-Verfahren

Das VARI-Verfahren ist dem RTM-Verfahren sehr ähnlich. Das Harz wird aber nicht mit Druck in die Kavität injiziert, sondern nur durch ein Vakuum, welches auf der Entlüftungsseite angebracht wird, durch die Verstärkungsstruktur gezogen. Dieses Verfahren ist anlagentechnisch weniger aufwändig als die beschriebenen Druckinjektio-

nen, da die zur Erzeugung des Injektionsdruckes erforderlichen Einrichtungen entfallen und die Formwerkzeuge lediglich auf die aus dem Vakuum resultierenden Beanspruchungen ausgelegt werden müssen. Das VARI-Verfahren benötigt nur auf einer Seite ein formstabiles Formwerkzeug, die andere Seite der Kavität kann durch eine flexible Struktur (Folie, Siliconmatte, Siliconkissen etc.) gebildet werden. Da die Werkzeugkosten im Vergleich zur SRIM- bzw. RTM-Technik, bei denen eine allseitig druckfeste Kavität benötigt wird, gering sind, sind der Bauteilgröße nahezu keine Grenzen gesetzt. Somit weist das VARI-Verfahren den geringsten anlagentechnischen Aufwand auf. Weitere Vorteile dieses Verfahrens sind die große Flexibilität sowie die Herstellung komplexer Geometrien [63]. Die einzelnen Arbeitsschritte sind in Bild 3.12 dargestellt.

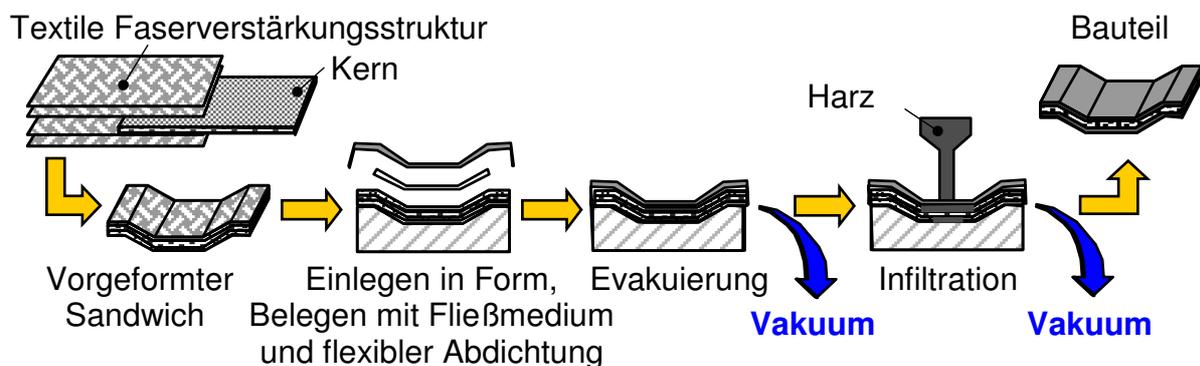


Bild 3.12: Prinzipieller Ablauf der Flüssigimprägnierung mithilfe des Vakuum-infiltrationsverfahrens mit flexibler Oberform

Wie bei den Druckinjektionsverfahren werden zunächst die einzelnen Sandwich-Komponenten in das Formwerkzeug eingelegt. Um die Infiltration zu steuern und insbesondere deren Dauer zu verkürzen, können optional Fließhilfen auf das Verstärkungshalbzeug einer Deckschicht aufgelegt werden. Anschließend kann die Abdeckung des Aufbaus durch die flexible Oberform, welche an den Rändern mit der Unterform diffusionsdicht verschlossen wird, erfolgen. Um eine vollständige und zügige Imprägnierung der dem Harzanguss abgewandten Deckschicht zu erzielen, müssen in der Regel Bohrungen oder Durchbrüche in das Kernmaterial eingebracht werden [66]. Durch Anlegen eines Vakuums zwischen der flexiblen und festen Formenhälfte werden das darin enthaltene Fasermaterial und der Kern durch den außen herrschenden Atmosphärendruck kompaktiert. Da trotz dieser Kompression Hohlräume zwischen den Fasern verbleiben, kann das Harzsystem in diese eindringen

und zusammen mit der Faserverstärkung der Deckschichten den Verbundwerkstoff sowie die Anbindung des Kernwerkstoffs bilden.

Bei Verwendung von LCM-Verfahren zur Herstellung von Sandwich-Strukturen ist stets zu beachten, dass durch den Einsatz eines Kernwerkstoffs mit geringer Festigkeit und Steifigkeit sowie Maßtoleranzen und Fehlstellen die in Bild 3.13 dargestellten Probleme auftreten können [60]. Diese möglichen Probleme müssen bei der Auswahl eines geeigneten Kernmaterials und Fertigungsverfahrens berücksichtigt werden.

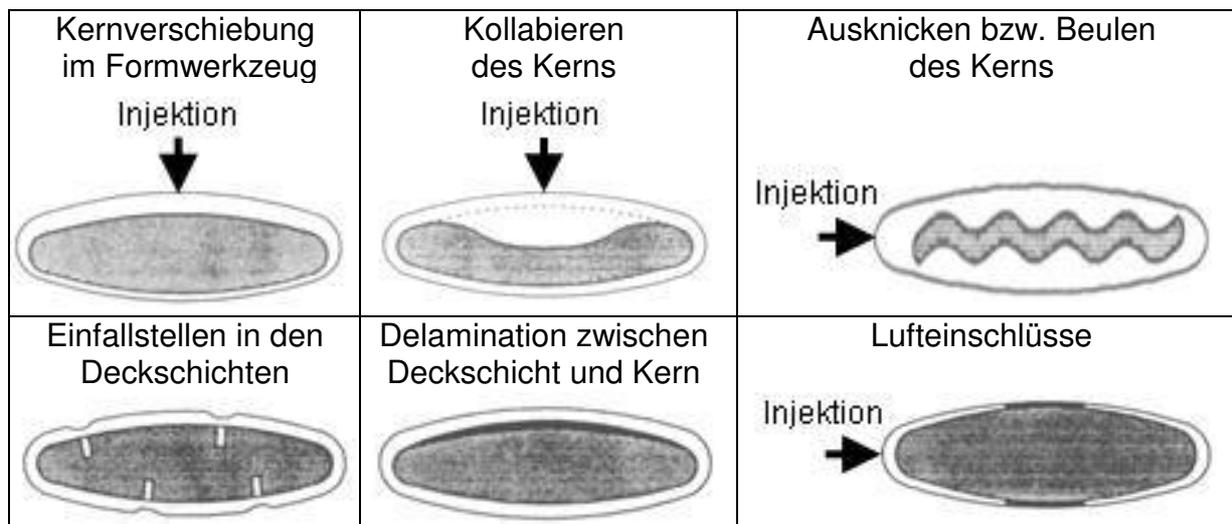


Bild 3.13: Mögliche Verarbeitungsfehler von Sandwich-Strukturen in LCM-Verfahren [60]

Bei allen LCM-Verfahrensvarianten besteht die Möglichkeit, Preform-Prozesse vorzuschalten. Hierbei werden die textilen Faserverstärkungen der Deckschichten zu einem Vorformling, der so genannten Preform, hergestellt. Ziel hierbei ist es, den Automatisierungsgrad des Fertigungsprozesses zu erhöhen, wodurch die Fertigungszeit und -kosten reduziert werden können. Des Weiteren kann die Wirtschaftlichkeit bei reproduzierbarer Qualität der FKV-Strukturbauteile gesteigert werden. Nach [67] werden die Verfahren zur Herstellung der Vorformlinge in die zwei Hauptgruppen, die direkte und die sequentielle Preformherstellung, eingeteilt, die wiederum zahlreiche Untervarianten beinhalten. Zu der Hauptgruppe der sequentiellen Preformherstellung gehört die bereits seit den Achtzigerjahren für monolithische FKV-Strukturen eingesetzte textile Konfektionstechnik auf der Basis des Nähens, auch unter Cut-and-Sew-Technik bekannt. Diese Technik beruht auf ebenen Zuschnitten eines Verstärkungshalbzeuges, die zu komplexen, endkonturnahen zwei- oder dreidimensionalen Vor-

formlingen montiert werden können [68], [69]. Diese vorgeformten Verstärkungsstrukturen der Deckschichten können dann zusammen mit dem Kern in das Werkzeug positionsgenau eingelegt und mit Harz getränkt werden. Die Konfektionstechnik zeichnet sich im Vergleich zu anderen Preforming-Konzepten, wie dem Faserspritzen, den 3D-Textilprozessen (z. B. Weben, Flechten und Stricken) und der Binder-Umform-Technik, durch die folgenden Vorteile aus [67], [70] - [73]:

- Hohe Endkonturgenauigkeit
- Erhöhung der transversalen mechanischen Eigenschaften
- Möglichkeit zur Integration von Funktionselementen und lokalen Verstärkungen
- Herstellung großer Bauteile bei hoher Komplexität der Geometrie

Somit stellt die textile Konfektionstechnik gerade für maßgeschneiderte, strukturelle Leichtbauanwendungen ein sehr geeignetes Preform-Verfahren dar [73] - [75]. Eine Weiterentwicklung der Cut-and-Sew-Technik stellt die Tailored Reinforcements- (TR-) Technologie dar [67]. In Bild 3.14 ist diese Fertigungsprozesskette für monolithische FKV-Strukturen dargestellt. Mithilfe der TR-Technologie kann die textile Konfektionstechnik in eine durchgängige, automatisierbare und somit wirtschaftliche Prozesskette überführt werden [67]. Hierbei werden zu Beginn die textilen flächigen Halbzeuge der Verstärkungsstruktur einschließlich möglicher lokaler Verstärkungen [76] oder Funktionselemente (z. B. Stringer, Krafteinleitungs- und Verbindungselemente) zu automatenfähigen, noch recht einfachen Preforms vernäht und ausgestanzt [77], [78]. Im Arbeitsschritt Preform-Montage werden dann die einzelnen Preforms in mehreren Stufen zu Sub-Preform-Assemblies bzw. Final-Preform-Assemblies montiert, wodurch sehr komplexe 3D-Geometrien erzeugt werden können. Diese der Bauteilgeometrie entsprechende endkonturnahe Preform wird dann dem LCM-Verfahren zugeführt und das Bauteil hergestellt [79]. Durch die TR-Technologie können sowohl die Qualität, die Reproduzierbarkeit als auch die Wirtschaftlichkeit der LCM-Verfahren und der auf diese Weise hergestellten FKV-Bauteile weiter gesteigert werden [67]. Mithilfe der in der Cut-and-Sew-Technik und in der TR-Technologie eingesetzten Nähtechnik können zudem die interlaminaren Eigenschaften von Laminaten (z. B. Delamination, ILSS oder CAI) verbessert werden [80] - [82]. Hingegen muss mit einer Reduzierung der In-Plane-Festigkeiten und -Steifigkeiten gerechnet werden [83], [84]. Diese Eigenschaftsbeeinflussung durch Vernähen ist bei monolithischen FKV-Strukturen bereits hinlänglich bekannt und im Vergleich zu Sandwich-Strukturen

ausführlich erforscht. Seit wenigen Jahren wird die Nähtechnik auch für Sandwich-Strukturen mit FKV-Deckschichten eingesetzt, um die transversalen mechanischen Eigenschaften von polymeren Hartschaumstoffen zu steigern [27]. Im nachfolgenden Kapitel werden verschiedene Möglichkeiten zur Steigerung der mechanischen Eigenschaften von Sandwich-Strukturen weiterführend behandelt.

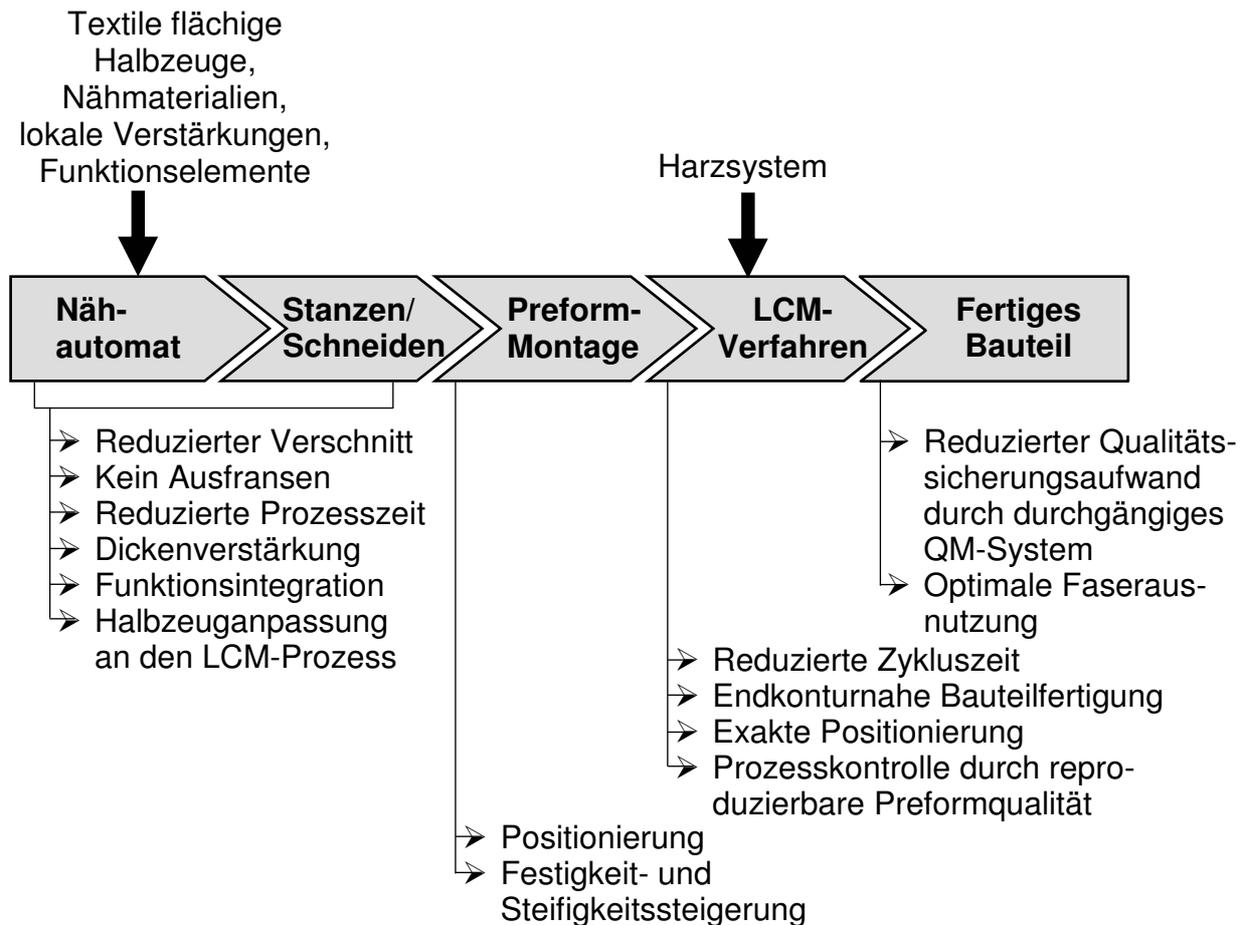


Bild 3.14: Prozesskette der Tailored Reinforcements- (TR-)Technologie [67]

### 3.5 In Dickenrichtung armierte Sandwich-Strukturen

Um die transversalen Eigenschaften des Kernmaterials zu verbessern, den Widerstand gegen Delamination zwischen Deckschicht und Kern zu erhöhen und den typischen Versagensarten von Sandwich-Strukturen entgegenzuwirken, werden seit kurzem verschiedene Verfahren eingesetzt. Allen Verfahren ist gemein, dass die Eigenschaftsverbesserung durch das Einbringen steifer und hochfester Komponenten in den Kernwerkstoff erfolgt [27], [85] - [90]. Analog zur Auslegung von FKV-Deckschichtlaminaten wird mit allen Verfahrensvarianten das Ziel verfolgt, die mechanischen Eigenschaften des Kernmaterials je nach Anforderungsprofil durch die

Anzahl der Armierungselemente pro Fläche, der so genannten Armierungsdichte, sowie durch die Wahl des Armierungswinkels bezogen auf die z-Achse optimal zu gestalten. Im Folgenden werden die Merkmale der wichtigsten Armierungsverfahren nach dem heutigen Stand der Technik herausgearbeitet.

### 3.5.1 Pin-verstärkte Sandwich-Strukturen

Bei den als K-Cor<sup>TM</sup>, X-Cor<sup>TM</sup> oder Z-Pin bezeichneten verstärkten Kernmaterialien werden stabförmige Elemente (Pins) entweder in die beiden Deckschichten und den dazwischen angeordneten polymeren Hartschaumstoffkern oder nur in den Kern eingebracht [25], [91] - [96]. Die Pins, die aus verschiedenen Materialien hoher Steifigkeit und Festigkeit (z. B. CFK, GFK, Keramik, Titan, Stahl, Nylon etc.) bestehen, ragen bei der X-Cor- und der Z-Pin-Anwendung beidseitig soweit aus dem Kernmaterial heraus, dass diese in die Deckschichten eindringen können (Bild 3.15) [97], [98]. Über den polymeren Matrixwerkstoff kommt es dann zu einer stoffschlüssigen Anbindung der Pins an die Deckschichten. Beim K-Cor, das auf dem X-Cor-Prinzip beruht, werden die herausragenden Pins auf die Kernoberfläche umgelegt, wodurch eine ebene Oberfläche entsteht. Infolge dieser ebenen Oberfläche zeichnet sich das K-Cor durch eine bessere Drapierbarkeit der Deckschichten sowie durch eine bessere Handhabung und Lagerung aus. Die durch Pins verstärkten Sandwich-Strukturen weisen im Vergleich zu unverstärkten deutlich verbesserte mechanische Eigenschaften auf (z. B. Zug- und Druckeigenschaften senkrecht zur Sandwich-Ebene, Schub-eigenschaften, höherer Widerstand gegen schälende Beanspruchung zwischen Deckschicht und Kern, höhere CAI-Kräfte, besseres Stabilitätsverhalten der Deckschichten; [97] - [100]). Das Kernmaterial K-Cor<sup>TM</sup> oder X-Cor<sup>TM</sup> stellt eine Alternative zu den Kernmaterialien der Kategorie 5 dar. Bei Einsatz von K-Cor<sup>TM</sup> oder X-Cor<sup>TM</sup> anstelle von Honeycombs können somit Sandwich-Strukturbauteile mit vergleichbaren mechanischen Eigenschaften bei einer Gewichtseinsparung von ca. 10 % und einer Kostenreduzierung von ca. 25 % hergestellt werden [97]. Als Pins kommen hauptsächlich pultrudierte Stäbchen aus GFK oder CFK mit einem Durchmesser von ca. 0,28 bis 0,7 mm zum Einsatz, die in einem automatisierten Fertigungsprozess in Winkeln zwischen  $\pm 45^\circ$  zur z-Achse der Sandwich-Struktur in einen polymeren Hartschaumstoff geringer Dichte sowie Festigkeit und Steifigkeit eingebracht werden können. Mit dieser Technologie kann über die Wahl des Winkels so-

wie über die Anzahl der eingebrachten Pins pro Fläche die mechanischen Eigenschaften einer Sandwich-Struktur je nach Anforderungsprofil konstruiert werden [101]. Bei der  $\pm 45^\circ$ -Orientierung werden hauptsächlich die Schub-, aber auch die transversalen Zug- und Druckeigenschaften des Kernmaterials gesteigert, hingegen erfolgt bei reiner  $0^\circ$ -Orientierung hauptsächlich eine Verbesserung der Zug- und Druckeigenschaften in Dickenrichtung. Zur Herstellung einer Sandwich-Struktur kann dieses neuartige Kernmaterial sowohl mit Prepreg-Deckschichten im Autoklavverfahren als auch mit textilartigen Deckschichten in einem LCM-Verfahren verarbeitet werden.

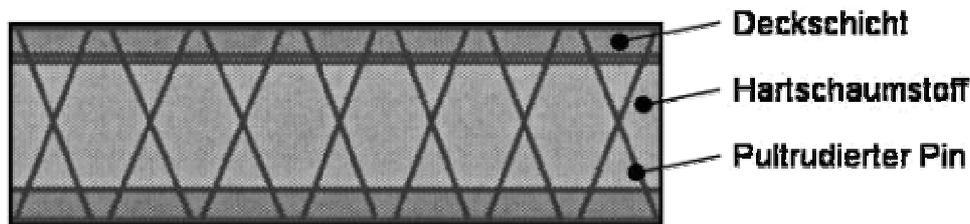


Bild 3.15: Schematische Darstellung eines X-Cor<sup>TM</sup>-Querschnitts [97]

Die Z-Pin-verstärkten Hartschaumstoffe beruhen auf demselben Prinzip der Armierungswirkung wie X- oder K-Cor<sup>TM</sup>. Anstelle von pultrudierten Kunststoffpins werden vorzugsweise metallische Stäbchen (z. B. Stahl, Titan) mit einem Durchmesser von ca. 0,5 bis 0,9 mm verwendet, die unter einem Winkel von  $\pm 10^\circ$  bis  $\pm 20^\circ$  zur z-Achse in den Kernwerkstoff eingebracht werden (Bild 3.16) [98] - [100].

Bei allen Pin-Verstärkungsvarianten kann der Hartschaumstoff nach der Herstellung der Sandwich-Struktur wieder entfernt werden, um Bauraum für die Unterbringung nichtstruktureller Komponenten, wie z. B. Elektroleitungen, zur Verfügung zu stellen oder um Gewicht zu reduzieren (Bild 3.16, rechts).

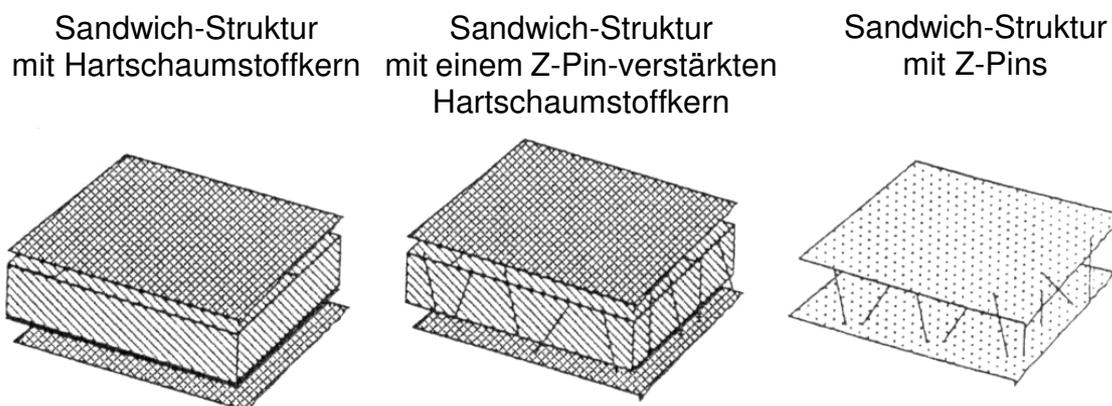


Bild 3.16: Schema einer Sandwich-Struktur mit Hartschaumstoffkern ohne Z-Pins, mit einem Z-Pin-verstärkten Hartschaumstoffkern und einer Sandwich-Struktur mit Z-Pins ohne Hartschaumstoffkern [99]

### 3.5.2 Gewickelte Sandwich-Strukturen

Unter TYCOR™ Fibre Reinforced Foam Core der Fa. WebCore Technologies versteht man einen polymeren Kern mit einer regelmäßigen Anordnung flächiger, stegförmiger (Webs) und stabförmiger Verstärkungen (Struts) in Längsrichtung und / oder in Querrichtung der Sandwich-Struktur (Bild 3.17) [102], [103].

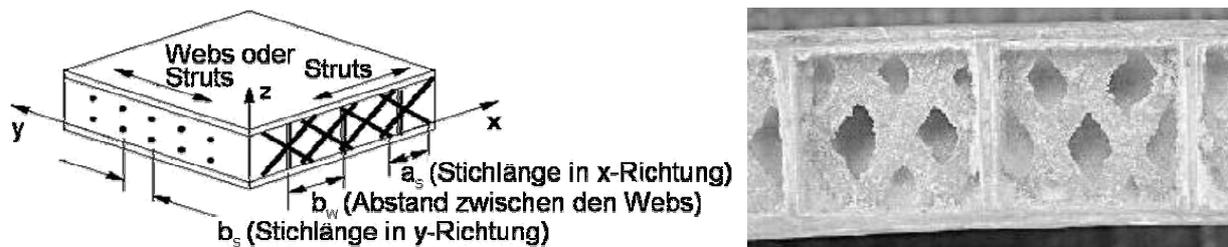


Bild 3.17: TYCOR™ schematisch (links) und nach Herauslösen des Kerns (rechts) [103]

Die stegförmigen Verstärkungen bestehen aus porösen textilartigen Verstärkungsstrukturen (z. B. Rovings aus Glas- oder Kohlenstofffasern), die durch Umwickeln einzelner Plattenstreifen aus polymerem Hartschaumstoff geringer Dichte hergestellt werden (Bild 3.18, linke Abbildung) [104]. Hierbei entstehen zusätzlich zu den in Dickenrichtung orientierten Webs flächige Verstärkungen auf der Ober- und Unterseite der Streifen, die somit einen Teil der Deckschichten bilden. Anschließend werden die Einzelstreifen zu großflächigen Platten zusammengefügt (Bild 3.18, mittlere Abbildung).

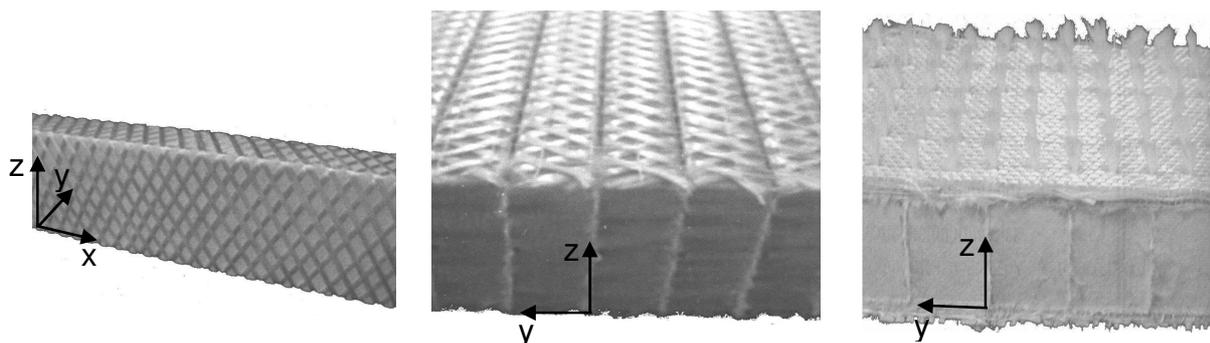


Bild 3.18: TYCOR™-Kernmaterialien

Zusätzlich können auch einzelne Rovings (Struts) mithilfe der Nähetechnik in den umwickelten Kern eingebracht werden (Bild 3.19, rechte Abbildung). Hierbei unterscheidet sich jedoch das eingesetzte Verfahren von der klassischen Nähetechnik (vgl. Kapitel 3.5.3). Beim TYCOR™ wird entweder nur der polymere Hartschaumstoff (Bild 3.19, linke Abbildung) oder der Kern einschließlich einer dünnen flächigen Verstärkungsstruktur vernäht (Bild 3.19, mittlere Abbildung). Im anschließenden Verar-

beitungsschritt werden erst die eigentlichen lasttragenden, textilartigen Deckschichten auf das TYCOR™-Kernmaterial aufgelegt. Im Gegensatz dazu werden bei der klassischen Nähtechnik in der Regel die kompletten Deckschichten und das Kernmaterial vernäht (Bild 3.19, rechte Abbildung). Das TYCOR™-Kernmaterial einschließlich der separaten Deckschichten lässt sich sehr gut in einem LCM-Verfahren verarbeiten und zeichnet sich durch verbesserte transversale mechanische Eigenschaften gegenüber einem unverstärkten Hartschaumstoff aus [103] - [106].

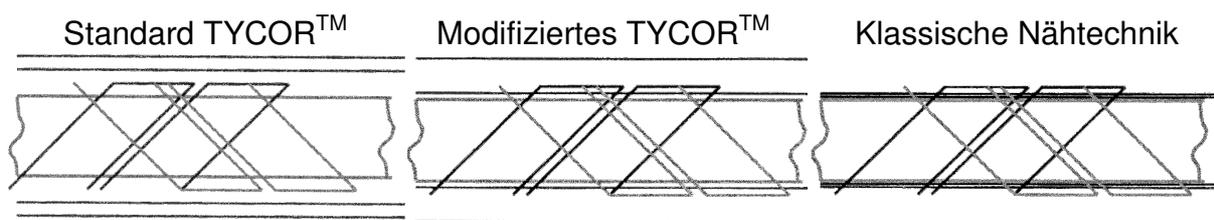


Bild 3.19: Gegenüberstellung der verwendeten Nähtechnik bei TYCOR™ im Vergleich zur klassischen Nähtechnik [26]

### 3.5.3 Vernähte Sandwich-Strukturen

Ein geeignetes Verfahren zur Steigerung der transversalen mechanischen Eigenschaften von Sandwich-Strukturen stellt die aus der Preform-Technologie bekannte und etablierte textile Konfektionstechnik auf Basis des Nähens dar [27]. Hierbei wird das Nähgut, die textilen Verstärkungsstrukturen der Deckschichten und der in der Regel verwendete polymere Hartschaumstoffkern, mithilfe eines Nähfadens verbunden. Die Verbindung durch das Nähen wird mittels Verschlingung oder Verkettung eines oder mehrerer Nähfäden im Nähgut hergestellt. Im Wesentlichen bestimmen Art, Lage und Anzahl der Verschlingungs- oder Verkettungspunkte im Nähgut die begriffsbildenden Merkmale der erzeugten Verbindung. Zur Herstellung der Verbindung kommen für den Einsatz von FKV hauptsächlich die folgenden Stichtypen Einfach- und Doppelkettenstich, Blindstich, OSS®-Stichtyp, Überwendlichkettenstich, Doppelsteppstich sowie das Tufting in Frage [107], [108]. In [67] wurden die einzelnen Stichtypen untersucht und hinsichtlich der FKV-Kompatibilität bewertet. Hierbei konnte festgestellt werden, dass der Doppelsteppstich als universell einsetzbarer Nähstich in Bezug auf die Realisierbarkeit und Effizienz einer konfektionstechnischen Herstellung von Preforms zahlreiche Vorteile (z. B. Vorbereitung und Herstellung von faserorientierungsoptimierten Halbzeugen, In-plane- und Out-of-plane-Assembly) gegenüber den anderen Stichtypen bietet. Zur Steigerung der transversalen Eigen-

schaften von Sandwich-Strukturen ist es wichtig, dass ein hoher Anteil des Nähfadens (NF) im Vergleich zur insgesamt eingebrachten Fadenmenge in Dickenrichtung, auch als Dickenverstärkungswirkungsgrad  $\eta_{NF, z}$  bezeichnet, orientiert wird. Hier weisen der Doppelsteppstich und das Tufting-Verfahren sehr hohe Wirkungsgrade auf [67]. Der Nachteil des Tufting-Verfahrens gegenüber dem Doppelsteppstich ist, dass nur auf einer Seite der Sandwich-Struktur eine kraft- und formschlüssige Verbindung zwischen dem Nähfaden und der Deckschicht entsteht. Zusammengefasst stellt somit der Doppelsteppstich für die häufigsten Preform-Anwendungen, im Sinne der erzielbaren mechanischen Eigenschaften, den geeignetsten Stichtyp dar, zumal er auch technologisch am weitesten entwickelt ist und die Möglichkeit zur Anpassung an FKV-spezifische Probleme bietet [67].

Beim Doppelsteppstich (Stichbildungstyp 301, [109]) erfolgt die Verbindung der textilartigen Verstärkungsstrukturen der beiden Deckschichten und des polymeren Hartschaumstoffkerns über die Verschlingung zweier Nähfäden. In Bild 3.20 ist die Nahtbildung am Beispiel einer monolithischen Struktur schematisch dargestellt [110]. In Phase 1 durchsticht die Nähnadel in der Abwärtsbewegung das Nähgut. Bei Verwendung eines polymeren Hartschaumstoffs entsteht während dieser Phase ein Durchgangsloch im Kernmaterial. Der Oberfaden wird durch das entstehende Stichloch in das Nähgut eingebracht. Nach Erreichen der tiefsten Stellung bildet die Nähnadel mit der Aufwärtsbewegung eine Oberfadenschlinge, die von der Greiferspitze aufgenommen wird (Phase 2). In Phase 3 wird durch die Drehbewegung des Greifers die Fadenschlinge vergrößert. Hierbei wird die Oberfadenschlinge um den Unterfadenvorrat herumgeführt (Phase 4), wodurch die Fadenverschlingung beginnt (Phase 5). In Phase 6 zieht der Fadengeber der Nähmaschine durch eine Aufwärtsbewegung den Oberfaden nach oben, wodurch sich die Schlinge um den aus dem Spulengehäuse heraustretenden Unterfaden schließt und diesen je nach eingestellter Ober- und Unterfadenspannung bis zu einem bestimmten Grad in das Nähgut hineinzieht. Nach abgeschlossener Verschlingung wird das Nähgut um die gewünschte Stichweite transportiert. Durch die Wiederholung dieses Vorgangs entsteht eine Naht. Infolge der Verschlingung der beiden Nähfäden, auch als Knotenbildung bezeichnet, werden die beiden textilen Deckschichten und der Kern kraft- und formschlüssig verbunden (Bild 3.21). Die Fadenverschlingung kann sich hierbei in der Mitte als auch auf der Nähgutoberseite oder -unterseite befinden (Bild 3.21) [27].

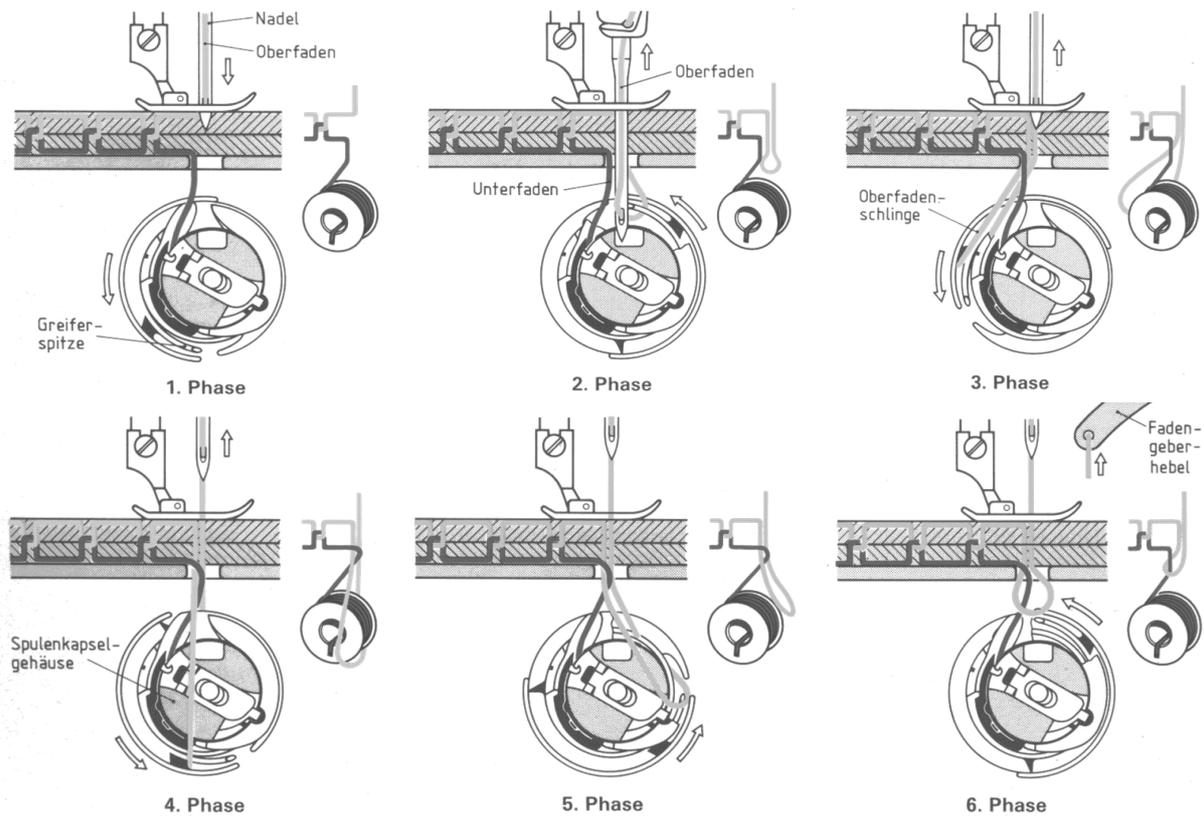


Bild 3.20: Nahtbildung bei Doppelstepstich-Nähmaschinen mit Horizontalgreifer

In der Bekleidungsbranche wird eine Verschlingung in der Mitte bevorzugt, um z. B. einen ungewünschten Kontakt zwischen dem Knoten und der Haut zu vermeiden. Hingegen wird in der Preform-Technik aufgrund eines gegenüber der Bekleidungsbranche unterschiedlichen Anforderungsprofils eine Fadenverschlingung auf einer Seite des Nähguts bevorzugt eingesetzt, wodurch es im Idealfall zu keiner Umlenkung des Ober- bzw. Unterfadens und so zu besseren mechanischen Eigenschaften des FKV kommt [67]. Da der Nähfadenvorrat des Unterfadens im Vergleich zum Oberfaden deutlich geringer ist und der Verbrauch des Unterfadens durch eine oberseitige Verschlingung ansteigt, wird in der Regel eine Verschlingung auf der Unterseite der Sandwich-Struktur eingesetzt. Des Weiteren müsste bei einer oberseitigen Verschlingung der Unterfaden um die doppelte Sandwich-Dicke eingezogen werden, wodurch zusätzliche und unnötige Reibung und eine evtl. Schädigung des Nähfadens oder der Sandwich-Komponenten auftreten könnte. Aus den vorgenannten Gründen wurde der Doppelstepstich mit einer Verschlingung auf der Unterseite des Nähguts, im Folgenden nur noch als modifizierter Doppelstepstich bezeichnet, für die weiterführenden Untersuchungen verwendet (siehe Bild 3.21, rechts). Hierbei befinden sich pro Einstich zwei Oberfadenstränge im Durchgangsloch des Kerns.

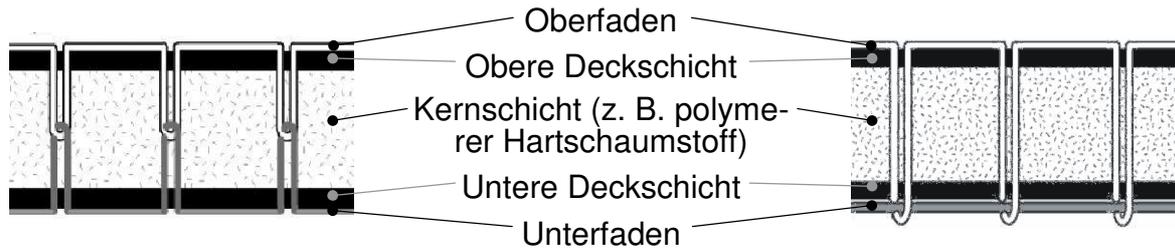


Bild 3.21: Fadenverschlingung in der Nähgutmitte und auf der Nähgutunterseite [27]

Mit dem Doppelsteppstich besteht auch die Möglichkeit, zusätzliche Funktionselemente, wie z. B. Krafteinleitungselemente, an das Nähgut anzubinden [28] - [30].

Ausgehend von der erhöhten Schadenstoleranz und dem verbesserten Delaminationsverhalten vernähter monolithischer FKV-Strukturen wurden in [27], [111] - [113] Untersuchungen hinsichtlich der mechanischen Eigenschaften und dem Schadensverhalten vernähter Sandwich-Strukturen durchgeführt. Die Vernähung erfolgte in Dickenrichtung oder, wie Bild 3.22 zeigt, unter einem Winkel von  $\pm 45^\circ$  zur z-Achse. Weiterhin wurde der Einfluss verschiedener Nähdichten betrachtet. Die mechanischen Prüfungen zeigten einen deutlichen Anstieg der maximalen Versagenslast bei den vernähten Proben unter Biege- und Scherbelastung sowie unter Zug und Druck normal zu den Deckschichten. Die Versagenslasten stiegen um bis zu 174 % bei Biegebelastung, 1659 % bei den Zugprüfungen, 473 % bei Scherbelastung und 158 % bei den Druckprüfungen, wobei tendenziell eine höhere Nähdichte zu größeren Versagenslasten führte. Die Vernähung unter einem Winkel von  $\pm 45^\circ$  zur z-Achse stellte sich als besonders effektiv bei transversaler Schubbelastung heraus. Die Untersuchungen zur Schadenstoleranz zeigten, dass eine Vernähung bei Stoßbelastung Delaminationen der Deckschichten und einem Eindringen des Kerns entgegenwirkt. Zudem ergaben sich bei vernähten Proben Steigerungen der CAI-Kräfte um bis zu 63 %.

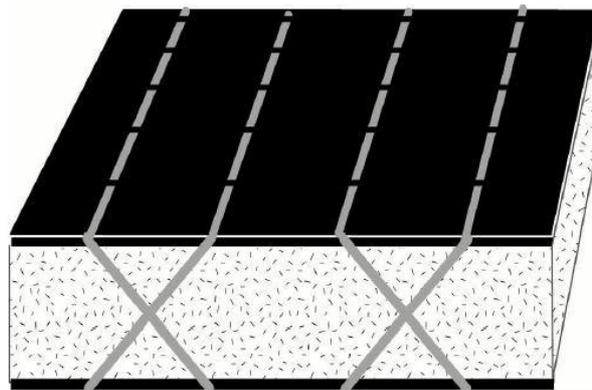


Bild 3.22: Skizze eines unter  $45^\circ$  vernähten Sandwichs [27]

## 4 Krafteinleitungen für Sandwich-Strukturen

### 4.1 Krafteinleitungskonzepte

Wie in Kapitel 3.2 bereits erwähnt, reagieren Sandwich-Strukturen grundsätzlich empfindlich auf lokal eingeleitete Kräfte oder Momente. Zusätzlich können an Krafteinleitungsstellen noch folgende allgemeine Probleme auftreten:

- Inkompatibilitäten zwischen der Krafteinleitungsstelle und der Sandwich-Struktur bezüglich der Steifigkeit und den thermischen Ausdehnungskoeffizienten
- Elektrolytische Korrosion bei einer CF/Al-Paarung
- Eintritt von Umgebungsmedien in den Kern
- Fertigungsaufwand und Gewicht einer Sandwich-Struktur werden in hohem Maße durch die Art der Krafteinleitung beeinflusst

Die Gestaltung und Auslegung einer Krafteinleitungsstelle hängt von den in Bild 4.1 dargestellten Einflussfaktoren ab [19], [114].

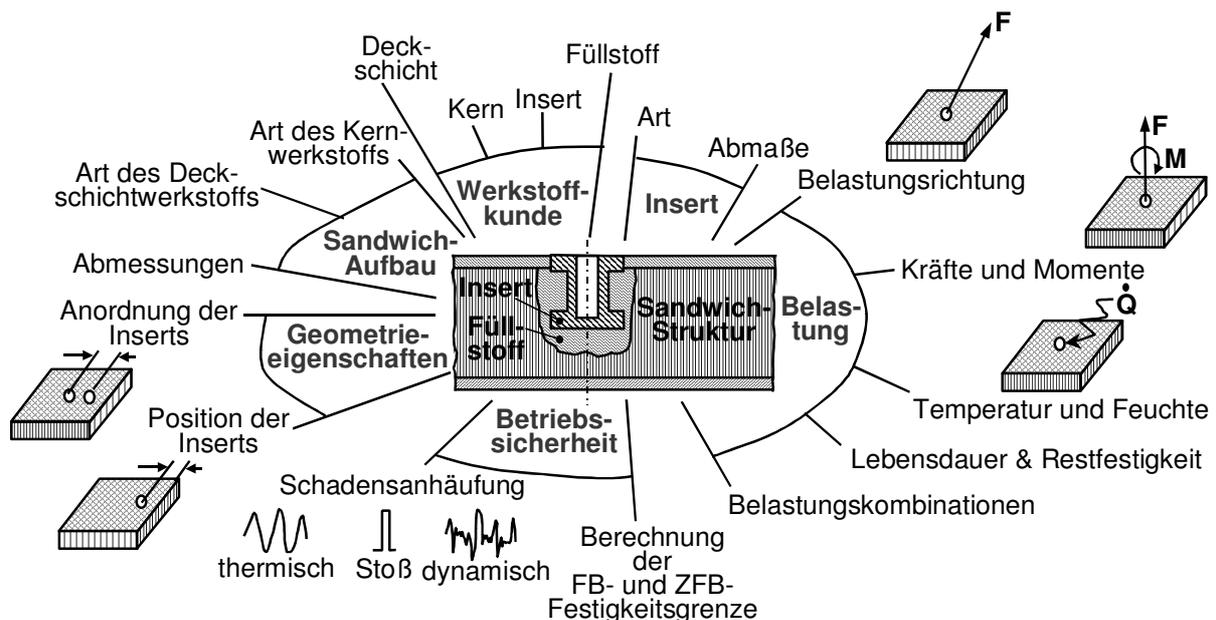


Bild 4.1: Einflussfaktoren auf die Gestaltung und Auslegung einer Krafteinleitungsstelle [19]

In Bezug auf die genannten Gründe muss die Krafteinleitungsstelle stets beanspruchungs-, werkstoff- und fertigungsgerecht ausgeführt werden. Allen konstruktiven Maßnahmen zur Einleitung von lokalen Kräften in Sandwich-Strukturen ist gemein, dass eine Herabsetzung des örtlichen Spannungsniveaus durch die Vergrößerung von Krafteinleitungs- und Querschnittsflächen bewirkt wird und gegebenenfalls der Kernwerkstoff durch ein festeres und steiferes Material ersetzt bzw. komplett entfernt

wird. Dies geschieht entweder durch zusätzliche auf- oder eingebrachte Krafteinleitungselemente oder durch gezielte Zusammenführung der Deckschichten. In Anlehnung an [19] können fünf verschiedene Gestaltungskonzepte für lokale Krafteinleitungen für Sandwich-Strukturen definiert werden (Bild 4.2). Innerhalb jeder dieser fünf Hauptgruppen existieren weitere zahlreiche abgewandelte Krafteinleitungskonzepte [115]. In den folgenden Kapiteln werden typische Versagensarten und Schwachstellen für die unterschiedlichen konventionellen Krafteinleitungskonzepte ausgearbeitet.

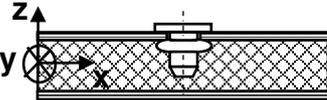
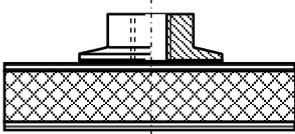
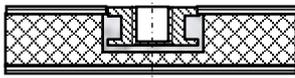
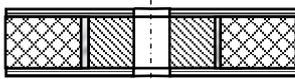
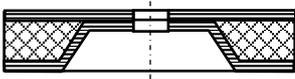
Krafteinleitungskonzepte	Kräfte $F_z$	Kräfte $F_x, F_y$	Biegemoment $M_{B,y}$	Bemerkungen
Selbstschneidende Schraubverbindung und Nietverbindung 	-	+	---	Vermeide Querkraftbeanspruchung Vermeide Biegemomente Zur Einleitung von geringen Kräften Geringer Fertigungsaufwand
Aufgebrachte Krafteinleitung (Onsert) 	+	+	--	Vermeide Querkraftbeanspruchung Vermeide Biegemomente Zur Einleitung von geringen Kräften Geringer Fertigungsaufwand
Eingebrachte, die Deckschicht durchsetzende Krafteinleitung (Insert) 	+	++	-	Vermeide Biegemomente Zur Einleitung von mittleren Kräften Mittlerer bis hoher Fertigungsaufwand
Eingebrachte, die Kernschicht substituierende Krafteinleitung (Insert) 	+++	+++	+++	Zur Einleitung von Biegemomenten Zur Einleitung von hohen Kräften Hoher Fertigungsaufwand
Zusammenführen der Deckschichten (ZdD) 	+++	++	++	Zur Einleitung von Biegemomenten Zur Einleitung von hohen Kräften Mittlerer bis hoher Fertigungsaufwand

Bild 4.2: Gestaltungskonzepte von Sandwich-Krafteinleitungen

## 4.2 Selbstschneidende Schraubverbindung und Nietverbindung

Die selbstschneidenden Schraubverbindungen und vor allem die Nietverbindungen, die in monolithischen FKV-Strukturen wegen des geringen Fertigungsaufwandes, des niedrigen Preises und der langjährigen Erfahrung häufig zum Einsatz kommen, sind für Sandwich-Strukturen nur bedingt geeignet [5]. In Bild 4.3 sind nach [115] einige typische Krafteinleitungsvarianten dieser ersten Hauptgruppe von Sandwich-

Krafteinleitungen dargestellt. Diese der ersten Hauptgruppe angehörigen Krafteinleitungen kommen nur für niedrig beanspruchte Krafteinleitungsstellen zum Einsatz. Sie dienen ausschließlich der Befestigung von Bauteilen auf Sandwich-Platten und auch nur dann, wenn an diesen Krafteinleitungsstellen keine weiteren signifikanten Belastungen auftreten [5].

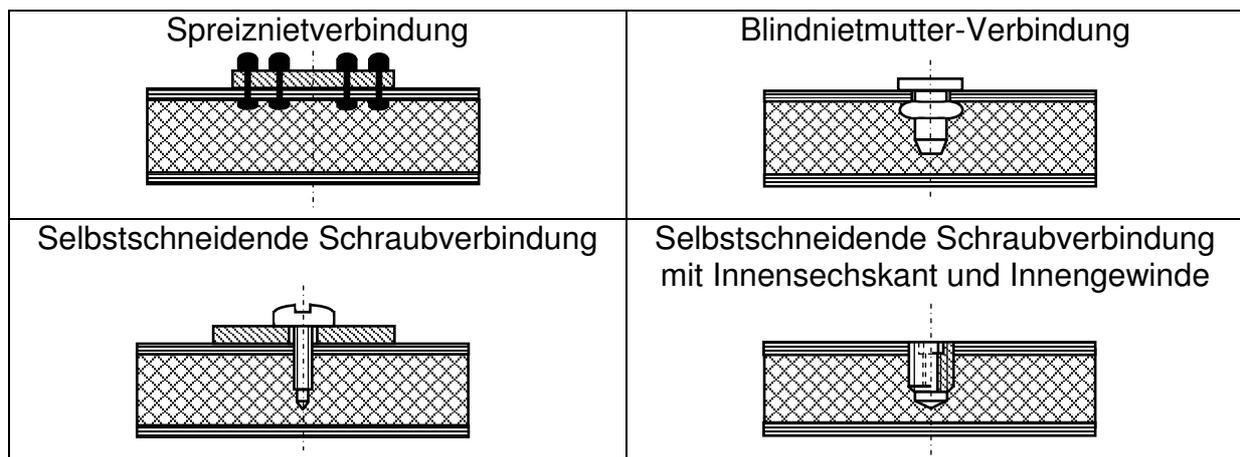


Bild 4.3: Typische selbstschneidende Schraubverbindungen und Nietverbindungen

Bei den Nietverbindungen werden die Kräfte und Momente nur in eine der beiden Deckschichten eingeleitet [117]. Im Gegensatz dazu kann bei den Schraubverbindungen zusätzlich der Kern in den Kraftfluss miteinbezogen werden (Bild 4.3 und Bild 4.5) [5]. Bei all diesen Krafteinleitungsvarianten kommt es zu einer Schädigung der Deckschicht, des Kerns und der Deckschicht/Kern-Grenzschicht. Kräfte senkrecht zur Plattenebene und Biegemomente sind stets zu vermeiden. Die möglichen Belastungs- und Versagensformen am Beispiel einer Blindnietmutter-Verbindung sind in Bild 4.4 schematisch dargestellt. Bei einer reinen Zugbeanspruchung senkrecht zur Plattenebene kann es zur Delamination zwischen Deckschicht und Kern oder zum Abscheren der Deckschicht infolge der Quer-Schubbeanspruchung kommen. Eine Druckkraft, ebenfalls senkrecht zur Plattenebene, kann eine Stauchung des Kerns oder ein Abscheren der Deckschicht bewirken. Ein Biegemoment um die x- oder y-Achse kann eine Stauchung des Kerns einschließlich Delamination auslösen. Des Weiteren können die Deckschichten infolge der Normalspannungen versagen.

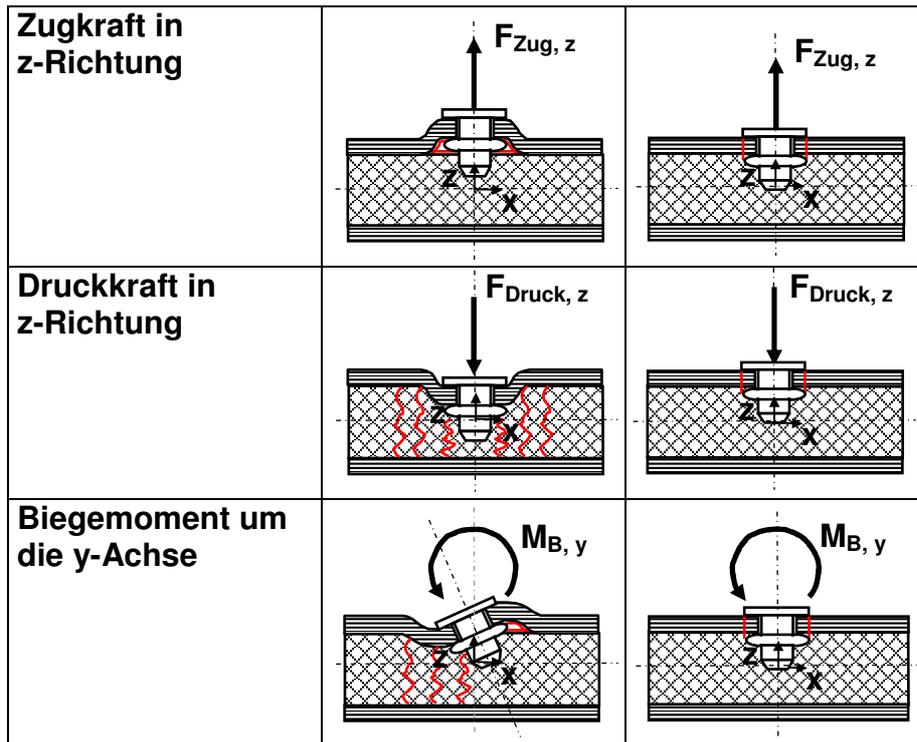


Bild 4.4: Mögliche Versagensformen einer Blindnietmutter unter verschiedenen Belastungen

Im Vergleich zu den Nietverbindungen versagen selbstschneidende Schraubverbindungen auf ähnliche Weise. In Bild 4.5 ist das Kraft-Weg-Diagramm und eine Abbildung des Versagensfalls einer Sandwich-Struktur mit einem selbstschneidenden Gewindeinsatz der Fa. Ensat unter einer Zugkraft in z-Richtung dargestellt [19]. Die Deckschichten der Sandwich-Struktur waren aus kohlenstoffaserverstärktem (CFK) und aus glasfaserverstärktem Kunststoff (GFK), einem so genannten Hybridaufbau, hergestellt. Der Anteil der GFK-Deckschichten betrug zwei Drittel der gesamten Deckschichtdicke von ca. 2,1 mm. Als Verstärkungsstruktur kam jeweils ein Köper-2-2-Gewebe mit einer Faserorientierung von  $0^\circ/90^\circ$  zur Anwendung. Als Kernmaterial wurde Balsahirnholz mit einer Dichte von  $150 \text{ kg/m}^3$  und einer Dicke von 25,4 mm eingesetzt. Die Sandwich-Struktur war symmetrisch zur Mittelebene aufgebaut. Der verwendete Gewindeinsatz wies ein M10-Innengewinde, einen Flankendurchmesser von 16 mm und eine Flankensteigung von 5 mm auf. Hierbei handelte es sich um einen Gewindeinsatz speziell für Weichhölzer. Als Prüfkörper kamen kreisförmige Sandwich-Platten mit einem Außendurchmesser von 250 mm und einer zentrisch angeordneten Krafteinleitung zur Anwendung.

Die Ermittlung des Versagens- und Tragverhaltens der Krafteinleitungsstelle bezüglich der in z-Richtung angreifenden Zugkraft wurde mithilfe einer quasistatischen

Ausreißprüfvorrichtung durchgeführt (siehe Bild 9.1). Die Prüfvorrichtung bestand aus einem Spannboden und -rahmen. Der Spannboden wurde mit der Nutenplatte des Prüffeldes verschraubt. Auf diesem Boden wurde der Prüfkörper aufgelegt und mithilfe des Spannrahmens fixiert. Um den Prüfkörper zwischen Spannboden und -rahmen einklemmen zu können, wurde der druckweiche Balsaholzkern im Bereich der Einspannung am Rand über den gesamten Umfang bis zu einer Tiefe von ca. 20 mm durch mit Aerosil angedicktes Epoxidharz ersetzt. Die Prüfkraft wurde mittels eines senkrecht eingebauten Hydraulikzylinders über ein Ringauge in die Sandwich-Krafteinleitungsstelle eingeleitet. Während der Prüfdurchführung wurde die Zugkraft  $F$  und die Verformung  $w$  gemessen. Die Prüfungsgeschwindigkeit betrug 2 mm/min. Die Prüfung wurde nach der vollständigen Zerstörung der Krafteinleitungsstelle abgebrochen.

Zu Beginn weist diese Krafteinleitung bis zu einer Kraft von ca. 1,25 kN ein lineares Kraft-Weg-Verhalten auf. Hierbei stellt die Steigung der eingezeichneten linearen Trendlinie ein Maß für die Steifigkeit des Prüfkörpers und somit der Krafteinleitungsstelle dar. Das Bestimmtheitsmaß  $R^2$  gibt die Zuverlässigkeit der linearen Trendlinie wieder und kann Werte von 0 bis 1 annehmen [116]. Hierbei ist die Trendlinie am zuverlässigsten, wenn der Wert  $R^2$  gleich 1 ist oder nahe bei 1 liegt. Die Krafteinleitung versagt infolge zu hoher Scherbeanspruchung in den Deckschichten und im Kern. Der anschließende degressive Verlauf der Kraft-Weg-Kurve resultiert aus den Reibkräften zwischen dem Gewindeeinsatz und der Sandwich-Struktur beim Herausziehen und fällt schließlich bis auf null ab.

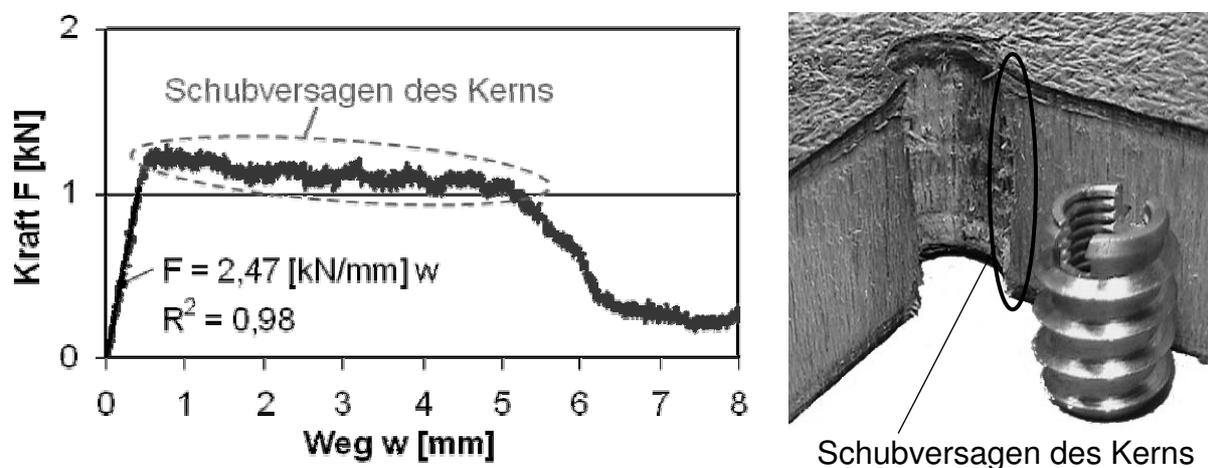


Bild 4.5: Kraft-Weg-Diagramm und Versagen einer selbstschneidenden Schraubverbindung [19]

### 4.3 Aufgebrachte Krafteinleitungen

Zur zweiten Hauptgruppe gehört die aufgebrachte bzw. aufgeklebte Krafteinleitung (Bild 4.6), auch Onsert genannt [13], [115]. Je nach Belastungsart und Anwendungsfall müssen noch zusätzliche konstruktive Maßnahmen getroffen werden. In einigen Fällen kann es erforderlich sein, den Kern im Bereich der Krafteinleitungsstelle durch ein anderes Material mit höheren mechanischen Eigenschaften zu substituieren. Des Weiteren empfiehlt sich, sofern höhere Lasten eingeleitet werden sollen, die Anbindung der der Krafteinleitung abgewandten Deckschicht [34], [39]. Durch eine angepasste Gestaltung des Klebeflanschs (Dicke und Durchmesser) können die Spannungsspitzen in der Klebezone drastisch reduziert werden, wodurch höhere Kräfte übertragen werden können [22], [23].

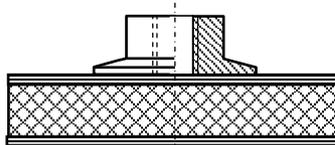


Bild 4.6: Aufgebrachte Krafteinleitung (Onsert)

In Bild 4.7 sind für eine Zug- und Druckkraft in z-Richtung sowie für ein Biegemoment um die y-Achse mögliche Versagensformen des Onserts schematisch dargestellt.

<b>Zugkraft in z-Richtung</b>	<p><math>F_{\text{Zug}, z}</math></p>	<p><math>F_{\text{Zug}, z}</math></p>	<p><math>F_{\text{Zug}, z}</math></p>
<b>Druckkraft in z-Richtung</b>	<p><math>F_{\text{Druck}, z}</math></p>		
<b>Biegemoment um die y-Achse</b>	<p><math>M_{B, y}</math></p>	<p><math>M_{B, y}</math></p>	

Bild 4.7: Mögliche Versagensformen einer aufgebrachten Krafteinleitung unter verschiedenen Belastungen

Bei reiner Zugbeanspruchung senkrecht zur Plattenebene kann es zu einem Zugversagen der Klebschicht zwischen Onsert und der oberen Deckschicht, zur Delamination zwischen Deckschicht und Kern oder zu Zug- und Schubversagen des Kerns kommen. Eine Druckkraft in z-Richtung kann Druckversagen des Kerns bewirken, sodass dieser kollabiert und zusammengestaucht wird. Ein Biegemoment um die y-Achse kann hingegen eine Stauchung des Kerns einschließlich Delamination auslösen. Des Weiteren kann das Onsert von der oberen Deckschicht abgeschält werden.

#### 4.4 Eingebachte und die Deckschicht durchsetzende Krafteinleitung

Die dritte Hauptgruppe ist dadurch charakterisiert, dass das eingebrachte, zumeist eingeklebte Krafteinleitungselement (Insert) mindestens eine der beiden Deckschichten durchsetzt und den Kernwerkstoff teilweise oder vollständig substituiert. In Bild 4.8 sind einige typische Vertreter dieser dritten Hauptgruppe dargestellt.

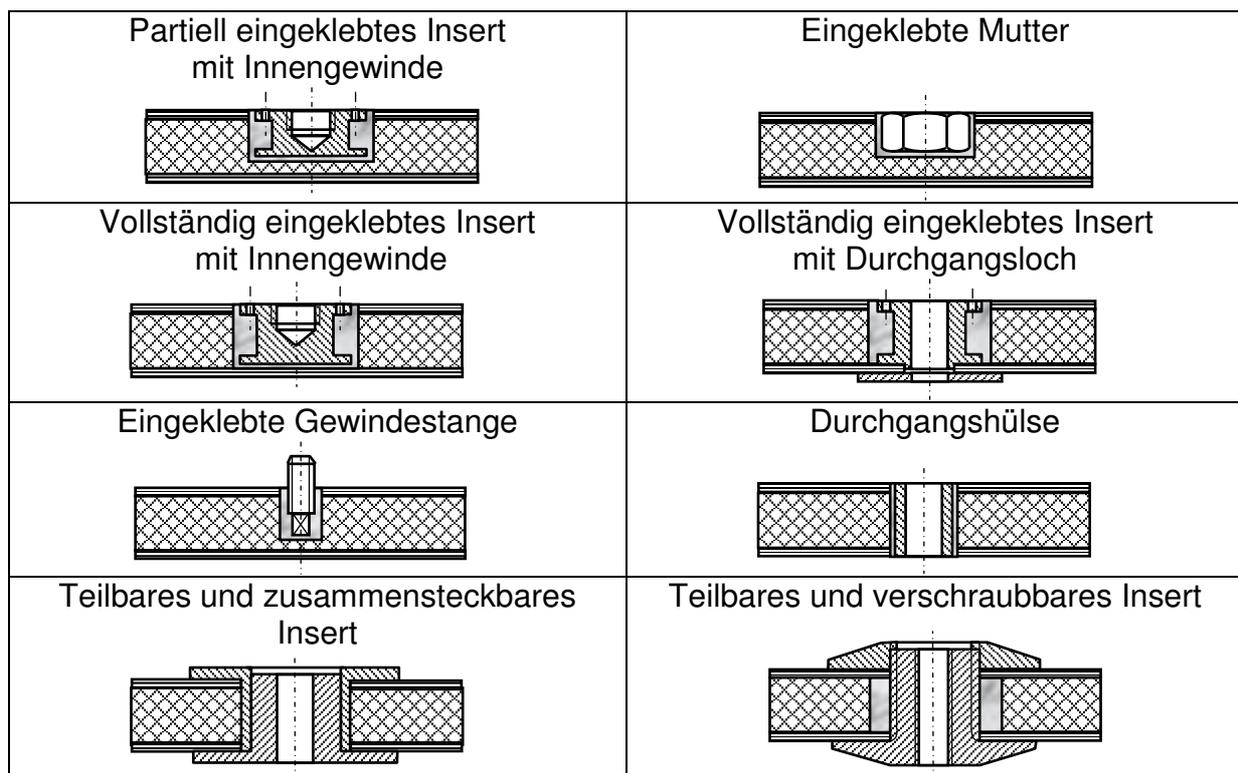


Bild 4.8: Typische eingebrachte und die Deckschicht durchsetzende Krafteinleitungsvarianten

Am häufigsten kommen hierbei die Krafteinleitungen zur Anwendung, die mit geeigneten Füll- bzw. Klebstoffen, so genannten Pottings, in den Kern eingeklebt werden. Diese Inserts können infolge einer Zug- oder Druckkraft in z-Richtung und eines Bie-

gemoments um die  $y$ -Achse auf verschiedene Arten versagen (Bild 4.9). Bei reiner Zugbeanspruchung senkrecht zur Plattenebene kann es zu einem Zug- und Schubversagen des Kerns mit einhergehender Delamination zwischen Deckschicht und Kern kommen. Eine Druckkraft in  $z$ -Richtung kann Druckversagen des Kerns auslösen, sodass dieser kollabiert und zusammengestaucht wird. Im Anschluss daran kann die der Krafteinleitung abgewandte Deckschicht vom Kern abgelöst werden. Ein Biegemoment um die  $x$ - oder  $y$ -Achse kann durch den zug- und druckweichen Kern nur schlecht aufgenommen werden, sodass die Krafteinleitung infolge der Kernnachgiebigkeit versagt.

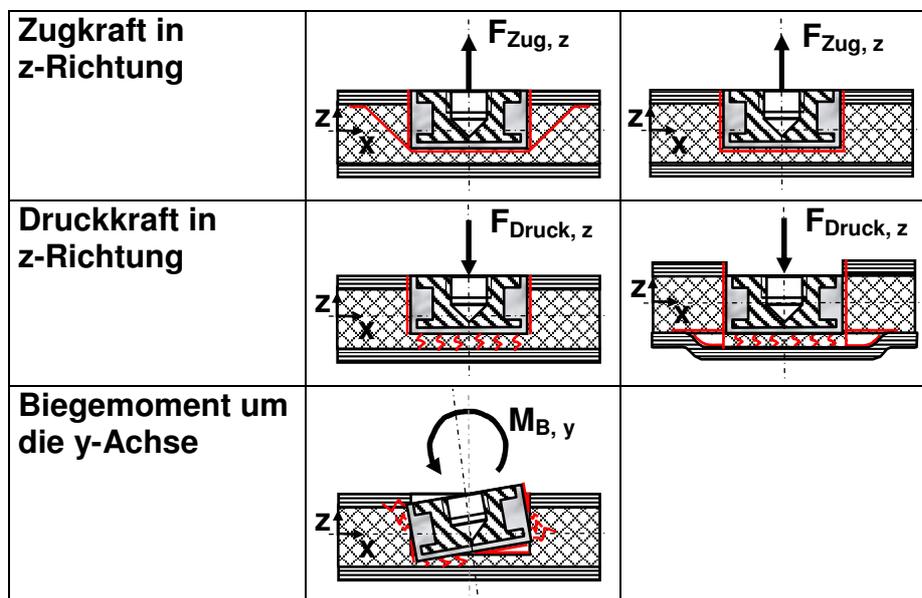


Bild 4.9: Mögliche Versagensformen eines eingeklebten und die Deckschicht durchsetzenden Inserts unter verschiedenen Belastungen

In den beiden folgenden Bildern werden die beiden Versagensfälle bei Zugbeanspruchung dargestellt. In Bild 4.10 besteht der Kernwerkstoff der Sandwich-Struktur aus einem polymeren Hartschaumstoff [5], [16]. Zu Beginn weist diese Krafteinleitung ein nahezu lineares Kraft-Weg-Verhalten auf. Ab einer Kraft von ca. 3 kN erfolgt am Punkt a ein erstes Versagen im Kern aufgrund von Spannungsüberhöhungen. In [21], [118] - [120] und in Kapitel 10 konnten derartige Spannungsüberhöhungen mithilfe von numerischen Berechnungen nachgewiesen werden. Senkrecht zur ersten Hauptnormalspannung kommt es in diesem Bereich zur Rissausbreitung unter  $45^\circ$  (Punkt b) in Richtung der oberen Deckschicht. Schließlich versagt die Krafteinleitung bei Punkt c, sodass das Insert vollständig herausgerissen wird.

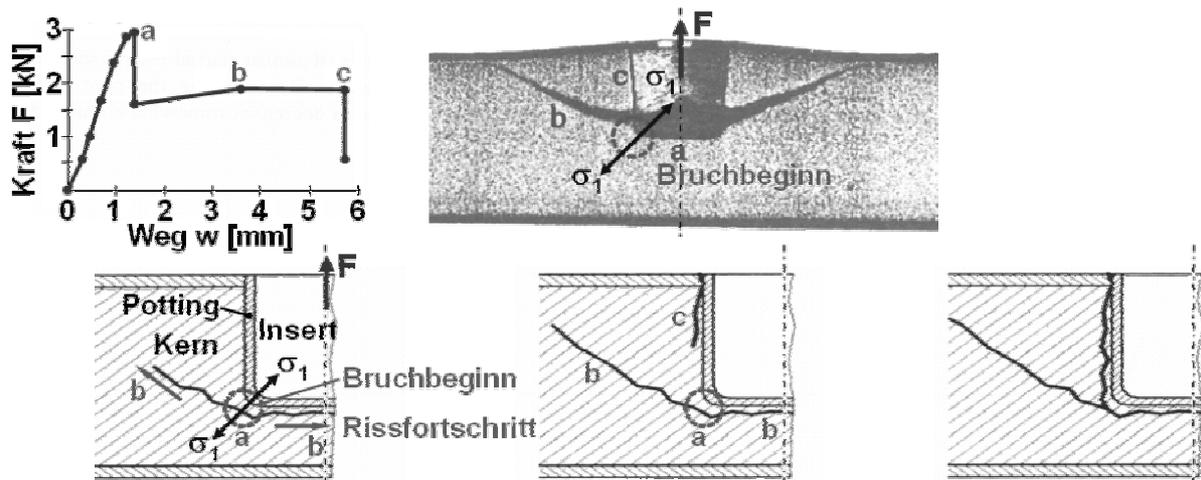


Bild 4.10: Kraft-Weg-Diagramm und Versagen eines eingeklebten, die Deckschicht durchsetzenden Inserts mit polymerem Hartschaumstoff als Kernmaterial bei Zugbeanspruchung [5], [16]

Die selbe Krafteinleitung in Balsahirnholz (Bild 4.11) versagt auf annähernd gleiche Weise, es folgt aber keine Rissausbreitung unter  $45^\circ$ , da hierfür einzelne Holzfasern getrennt werden müssten. Stattdessen verläuft der Riss zwischen den einzelnen Holzfasern senkrecht zur Plattenebene [19]. Der Aufbau des verwendeten Prüfkörpers sowie der Prüfaufbau und -durchführung kann Kapitel 4.2 und [19] entnommen werden.

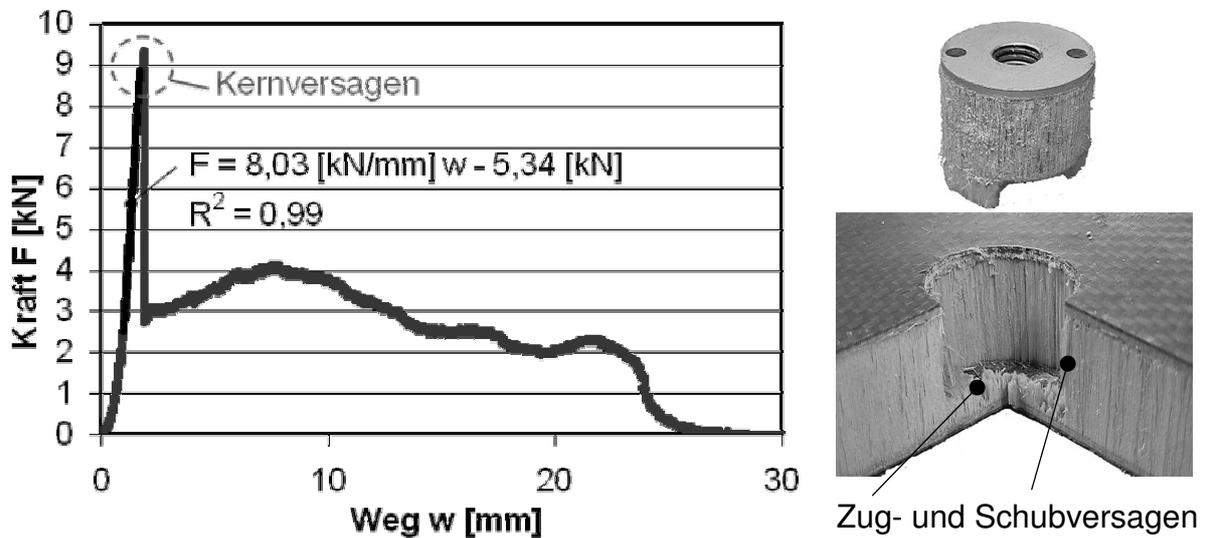


Bild 4.11: Kraft-Weg-Diagramm und Versagen eines eingeklebten und die Deckschicht durchsetzenden Inserts mit Balsahirnholz als Kern bei Zugbeanspruchung [19]

Die einzelnen Komponenten dieser Krafteinleitungsart, Deckschichten, Kern und Pottingmasse, werden bei verschiedenen Belastungsarten (Tabelle 4.1) unterschiedlich hoch beansprucht [114], wodurch das Potenzial der Krafteinleitung durch die höchstbeanspruchte Komponente, meist den Kern, begrenzt wird.

Tabelle 4.1: Qualitative Beanspruchung von Deckschicht, Kern und Pottingmasse bei einer eingeklebten und die Deckschicht durchsetzenden Krafteinleitung [114]

Art der Belastung	Beanspruchung der einzelnen Sandwich-Komponenten		
	Deckschicht	Kern	Pottingmasse
Zug- und Druckkraft in z-Richtung	gering	sehr hoch	sehr gering
Zug- und Druckkraft in x- oder y-Richtung	sehr hoch	sehr gering	sehr gering
Torsionsmoment um die z-Achse	gering	hoch	hoch
Biegemoment um die x- oder y-Achse	gering	sehr hoch	gering

In Bild 4.12 ist das Kraft-Weg-Diagramm einer eingeklebten Durchgangshülse, einer eingebrachten und die Deckschichten durchsetzenden Krafteinleitung, unter Zugbeanspruchung in z-Richtung dargestellt [19]. Hierbei kann die Geometrie und der Sandwich-Aufbau des Prüfkörpers sowie der Prüfaufbau und -durchführung Kapitel 4.2 bzw. [19] entnommen werden. Die Kraft wird hierbei über einen Bolzen, der von oben in die Hülse eingeführt und unterseitig mit einer Unterlegscheibe und Mutter verspannt wird, eingeleitet.

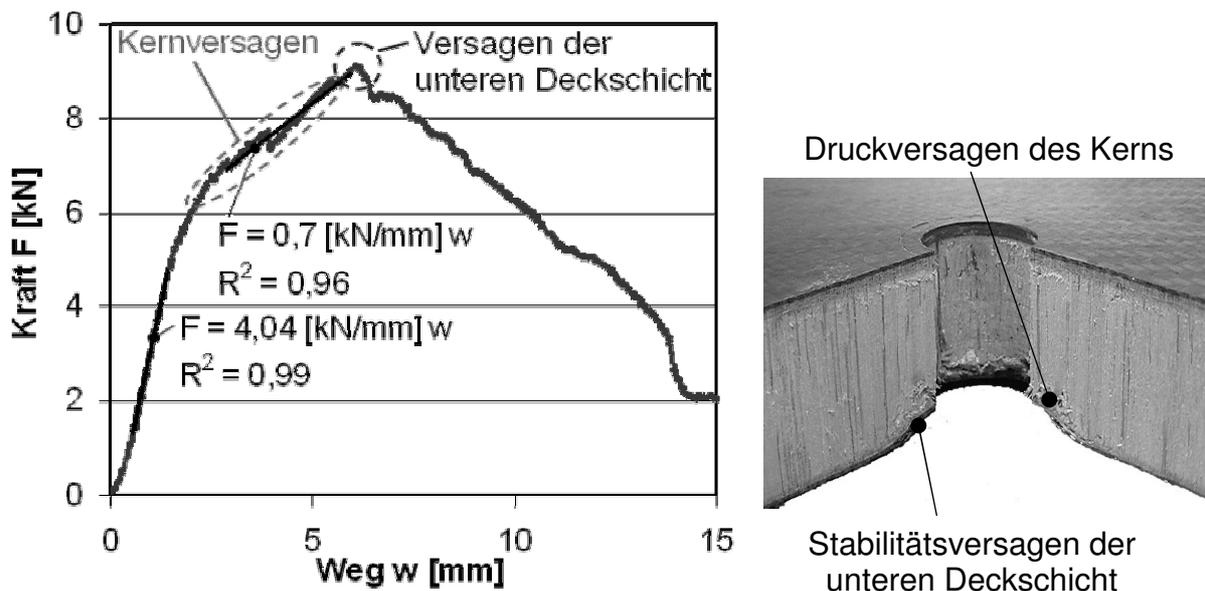


Bild 4.12: Kraft-Weg-Diagramm und Versagen eines eingeklebten, die Deckschichten durchsetzenden Inserts mit Balsahirnholz als Kern bei Zugbeanspruchung in z-Richtung [19]

Infolge der Zugbeanspruchung wird der Kern auf Druck belastet, wodurch dieser ab einer Kraft von ca. 6 kN kollabiert und die Deckschichten nicht mehr ausreichend stützen kann. Aufgrund der geringen Stützwirkung des Kerns versagt die untere Deckschicht bei ca. 9 kN schlagartig (siehe Bild 4.12, rechts), sodass die Unterleg-

scheibe durch die untere Deckschicht gezogen wird. Der anschließende degressive Kraft-Weg-Verlauf ergibt sich infolge der Reibkräfte zwischen Unterlegscheibe und Kern. Die Kraft fällt schließlich, nachdem die Bolzenverbindung komplett durch die Sandwich-Struktur gezogen wurde, auf null ab. Die teil- und zusammensteckbaren bzw. verschraubbaren Inserts versagen in der Regel ebenfalls durch Überschreitung der Druckfestigkeit des Kernmaterials bei Zugbeanspruchung.

#### 4.5 Eingebachte und die Kernschicht substituierende Krafteinleitung

Bei der vierten Hauptgruppe wird durch ein eingebrachtes Krafteinleitungselement ausschließlich der Kern substituiert und keine der beiden Deckschichten durchsetzt. In Bild 4.13 sind einige Krafteinleitungsvarianten dieser Gruppe aufgezeigt. Diese Krafteinleitungsarten finden immer dann Anwendung, wenn hohe Kräfte bzw. Momente in eine Sandwich-Struktur eingeleitet werden müssen [66]. So finden z. B. Inserts aus Prepreg, so genannte Hardpoints, im Flugzeugbau [121] oder metallische Inserts im Motorsport (z. B. Sandwich-Bodenplatte von Indoor-Karts, vgl. Kapitel 1) Anwendung [122], [123]. Generell muss hier zwischen einer Krafteinleitung mit Durchgangsloch und Innengewinde unterschieden werden [19]. Die Krafteinleitungen mit Durchgangsloch sind stets höher belastbar, da beide Deckschichten stoff-, kraft- und formschlüssig in den Kraftfluss miteinbezogen werden.

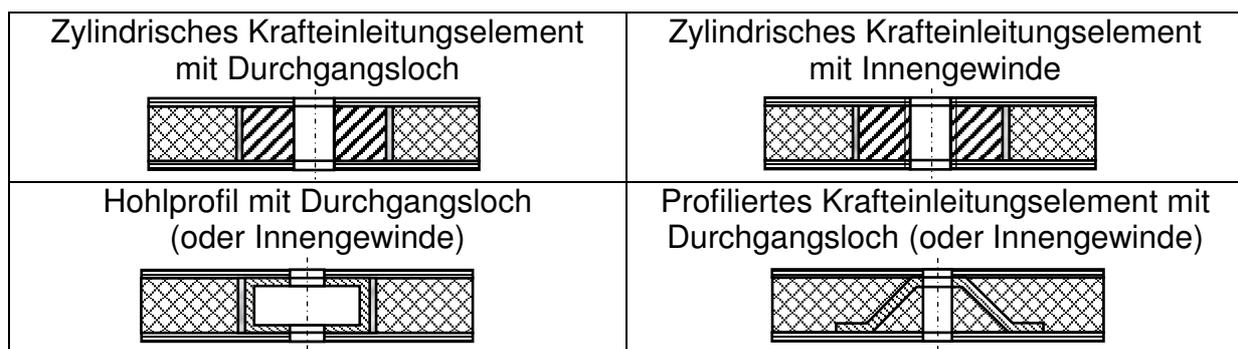


Bild 4.13: Typische eingebrachte und die Kernschicht substituierende Krafteinleitungsvarianten

In Bild 4.14 sind mögliche Versagensformen eines Inserts mit Innengewinde dargestellt. Krafteinleitungen mit Durchgangsloch versagen annähernd wie die in Bild 4.14 dargestellten Formen, nur dass bei Zugbeanspruchung zusätzlich die untere Deckschicht auf Scherung versagt.

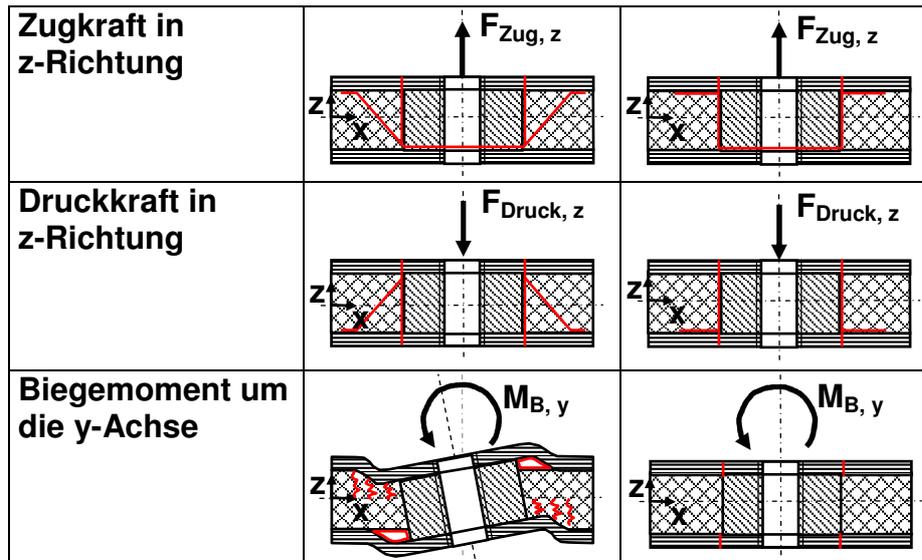


Bild 4.14: Mögliche Versagensformen eines eingebrachten und die Kernschicht substituierenden Inserts mit Innengewinde unter verschiedenen Belastungen

In Bild 4.15 sind ein typisches Kraft-Weg-Diagramm und die Versagenscharakteristik eines Inserts mit Innengewinde und mit Balsaholz als Kernmaterial bei Zugbeanspruchung dargestellt [19]. Der Aufbau des verwendeten Prüfkörpers und der Prüfvorrichtung sowie die Durchführung der Prüfung ist in Kapitel 4.2 bzw. [19] beschrieben. Zu Beginn liegt ein linearer Kraft-Weg-Verlauf vor, bis ein erstes Versagen im Bereich der Grenzschicht zwischen Insert und Kern eintritt, wodurch es zu einer Ablösung des Inserts von der unteren Deckschicht und zu einem deutlichen Kraftabfall kommt. Das Ablösen des Inserts bewirkt eine Aufhebung des Sandwich-Effekts im Bereich der Krafteinleitungsstelle, wodurch die Steifigkeit, erkennbar durch die geringere Steigung der Kraft-Weg-Kurve, stark abnimmt. Anschließend tritt Schubversagen der Kernschicht senkrecht zur Plattenebene mit einhergehender Delamination zwischen Deckschicht und Kern ein. Die Delamination zwischen der oberen Deckschicht und dem Kern ist typischerweise durch einen sägezahnförmigen Kraft-Weg-Verlauf charakterisiert. Totalversagen wird bei einer Bruchkraft von ca. 12 kN durch Schubversagen der oberen Deckschicht erreicht, wodurch das Insert komplett herausgezogen wird. Die Insert-Variante mit Durchgangsloch weist hierbei annähernd das gleiche Verhalten auf, nur dass die untere Deckschicht ebenfalls abgeschert wird, wodurch höhere Kräfte notwendig sind [19]. Kennzeichnend für beide Varianten ist das frühzeitige Versagen des Kernmaterials.

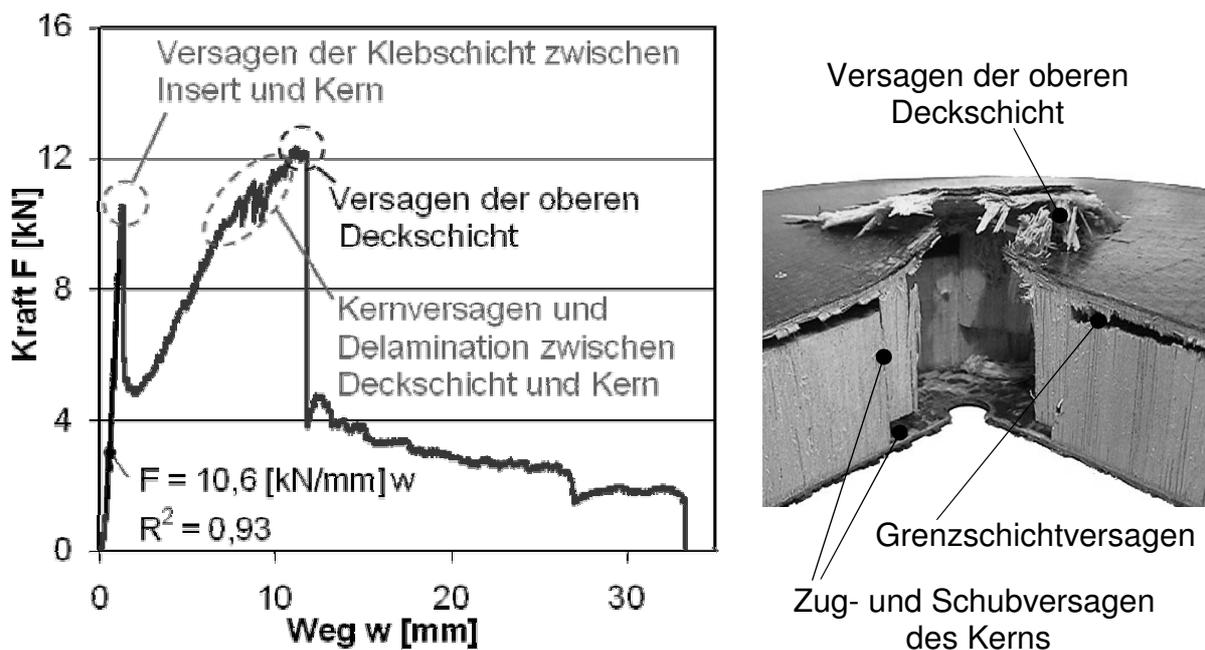


Bild 4.15: Kraft-Weg-Diagramm und Versagen eines eingeklebten und die Kernschicht substituierenden Inserts mit Innengewinde und mit Balsahornholz als Kern bei Zugbeanspruchung in z-Richtung [19]

#### 4.6 Zusammenführen der Deckschichten (ZdD)

Bei der fünften Hauptgruppe wird das Kernmaterial entweder entfernt oder zusammengestaucht [39], [124], [125]. Anschließend werden die Deckschichten zusammengeführt, wodurch ein monolithischer Krafteinleitungsbereich entsteht (Bild 4.2).

Mögliche Versagensformen dieser Krafteinleitungsart bei unterschiedlichen Belastungen sind in Bild 4.16 dargestellt.

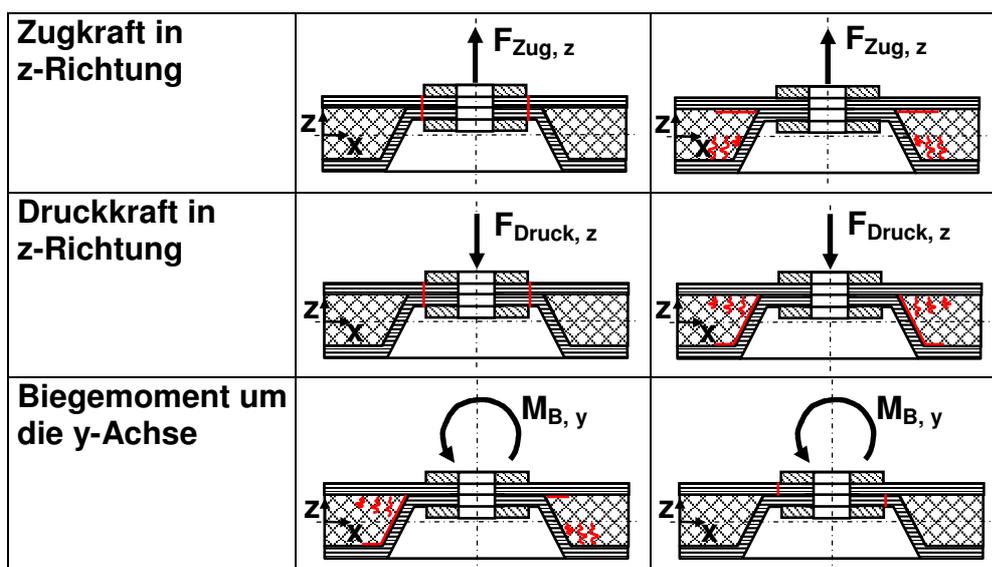


Bild 4.16: Mögliche Versagensformen einer ZdD-Variante unter verschiedenen Belastungen

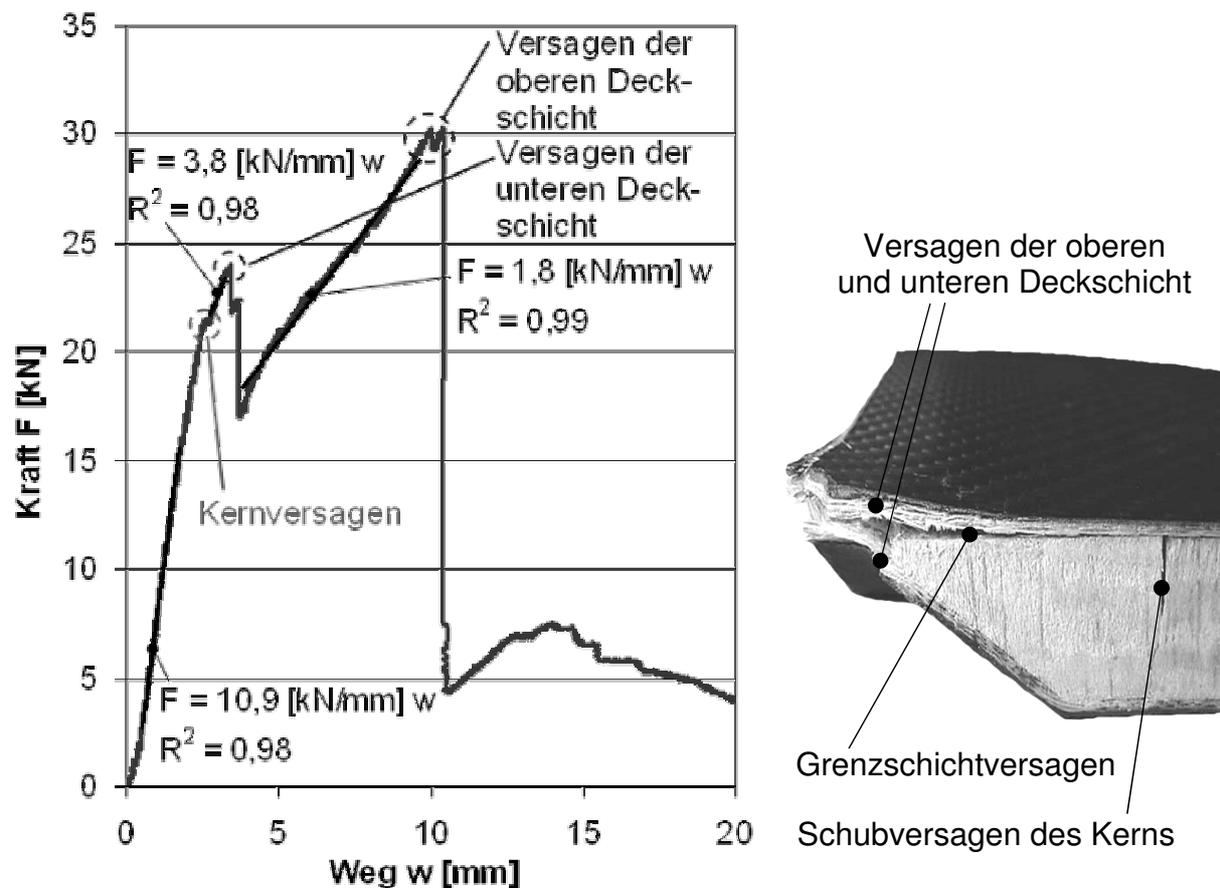


Bild 4.17: Kraft-Weg-Diagramm und Versagen einer ZdD-Variante mit Durchgangsloch und mit Balsahirnholz als Kern bei Zugbeanspruchung [19]

In Bild 4.17 ist exemplarisch das Kraft-Weg-Verhalten einer ZdD-Variante mit Durchgangsloch und Balsahirnholz unter Zugbeanspruchung in z-Richtung dargestellt. Die Geometrie und der Sandwich-Aufbau des verwendeten Prüfkörpers sowie der Prüfaufbau und die Prüfdurchführung kann Kapitel 4.2 bzw. [19] entnommen werden. Zu Beginn liegt annähernd ein lineares Kraft-Weg-Verhalten vor. Bei einer Kraft von ca. 22 kN tritt Schubversagen des Kerns ein, wodurch es zu einem geringfügigen Abfall der Steifigkeit kommt. Bei einem weiteren Kraftanstieg bis ca. 25 kN versagt die untere Deckschicht mit einhergehendem Grenzschichtversagen zwischen oberer Deckschicht und dem Kern. Die Bruchkraft wird bei ca. 30 kN erreicht und ist durch Versagen der oberen Deckschicht charakterisiert [19].

#### 4.7 Zusammenfassende Bewertung konventioneller Krafteinleitungen

Anhand der in den vorangegangenen Kapiteln dargestellten typischen Versagensarten und Schwachstellen von konventionellen Krafteinleitungskonzepten kann zusammengefasst werden, dass herkömmliche nach dem Stand der Technik hergestellte Krafteinleitungskonzepte von Sandwich-Strukturen folgende Nachteile aufweisen:

- Ungleichmäßig hohe Beanspruchung der Deckschichten, des Kerns, der Pottingmasse und ggf. des Krafteinleitungselements im Krafteinleitungsbereich
- Schlagartiges lokales Versagen der Deckschichten aufgrund unzureichender Kernstützwirkung
- Frühzeitiges Kernversagen durch Spannungsüberhöhungen im Krafteinleitungsbereich infolge Steifigkeitsänderung, z. B. bei Verwendung von metallischen Krafteinleitungselementen, und durch die geringe Festigkeit des Kernmaterials
- Kohäsives oder adhäsives Versagen der Klebestelle bei Verwendung von Krafteinleitungselementen (Inserts oder Onserts)
- Grenzschnittversagen zwischen Deckschicht und Kern
- Teilweise schlechtes Fail-Safe-Verhalten
- Hohes Gewicht

Hieraus folgt, dass das vollständige Potential der Tragfähigkeit von konventionellen Krafteinleitungsstellen bisher oftmals nicht genutzt werden kann [20]. Aufbauend auf diesen Ergebnissen erfolgt in den Kapiteln 5 und 8 die Auswahl und Entwicklung eines geeigneten Armierungsverfahrens sowie in Kapitel 7 eine methodische Bauweisenanalyse und -entwicklung von in Dickenrichtung armierten Krafteinleitungen. Diese neuartigen Krafteinleitungen zeichnen sich durch eine werkstoff-, fertigungs- und vor allem beanspruchungsgerechte Gestaltung aus, wodurch die genannten Nachteile der konventionellen Krafteinleitungen abgemildert und die mechanischen Eigenschaften gezielt verbessert werden können.



## 5 Entwicklung eines Verarbeitungsverfahrens zur Armierung von Sandwich-Krafteinleitungen

Anhand der Ergebnisse aus den Kapiteln 3.4, 3.5 und 4 wurde als Armierungsverfahren zur Herstellung der neuartigen Sandwich-Krafteinleitungen die Nähtechnik ausgewählt. Hiermit steht ein Verfahren zur Verfügung, welches sich in die etablierte Prozesskette der Preform-/LCM-Technologie wirtschaftlich integrieren lässt. Des Weiteren sollte hiermit die prinzipielle Möglichkeit bestehen, die existierenden Probleme konventioneller Krafteinleitungen zu lösen. Zunächst erfolgte die Entwicklung und Adaptierung der Nähtechnologie für Sandwich-Strukturen mit textilen Deckschichten und polymerem Kern sowie die Bestimmung geeigneter Nähparameter. Die vernähten Sandwich-Strukturen wurden sowohl vor als auch nach der Imprägnierung und Aushärtung des Harzes mikro- und makroskopisch untersucht, um die Eigenschaften der Armierung zu bestimmen. Danach wurden die mechanischen Eigenschaften, wie z. B. Zug-, Druck- und Schubfestigkeit sowie Schälwiderstand zwischen Deck- und Kernschicht, von vernähten und unvernähten Sandwich-Platten und -Balken untersucht. Mithilfe dieser Prüfungen werden das Potenzial der Nähtechnik sowie die Eignung dieses Verarbeitungsverfahrens zur Armierung von Sandwich-Krafteinleitungen aufgezeigt.

### 5.1 Nähprozess

Im Folgenden wird die Vernähung von Sandwich-Strukturen mithilfe der am IVW eingesetzten Doppelsteppstich-Nähmaschine mit Horizontalgreifer (Typ 3574-2/02) der Fa. G.M. PFAFF AG (Bild 5.1) beschrieben [126]. Diese Nähmaschine ist speziell für textile Nähgüter mit einer Dicke von bis zu 5 mm geeignet. Um Sandwich-Strukturen mit einem polymeren Hartschaumstoffkern und einer Gesamtdicke deutlich größer als 5 mm vernähen zu können, war es zu Beginn notwendig, die Nähmaschine zu modifizieren, geeignete Prozessparameter zu bestimmen sowie geeignete Sandwich-Materialien auszuwählen.

Im Nähprozess bleibt die Position der Nähnadel bezogen auf ein raumfestes Koordinatensystem stets unverändert. Die zur Nahtbildung erforderliche Bewegung erfolgt über den Transport des Nähguts. Hierbei werden das Nähgut, die textilen Verstärkungsstrukturen der Deckschichten und der polymere Hartschaumstoff zunächst in einem speziell konstruierten Nährahmen positioniert und fixiert (linkes Bild 5.1 und

Bild 8.4). Dieser Nährahmen wird an die Parallelkinematik der Nähmaschine angekuppelt und kann über die Steuerung in der xy-Ebene der Sandwich-Struktur um 180 mm bzw. 220 mm verschoben werden. Die Geometrie der zu erzeugenden Naht sowie die notwendigen Nähdaten (z. B. Stichweite und -geschwindigkeit) wurden mithilfe eines speziellen Nähprogramms auf einem separaten PC generiert und über eine Schnittstelle in die Steuerungseinheit der Nähmaschine übertragen.

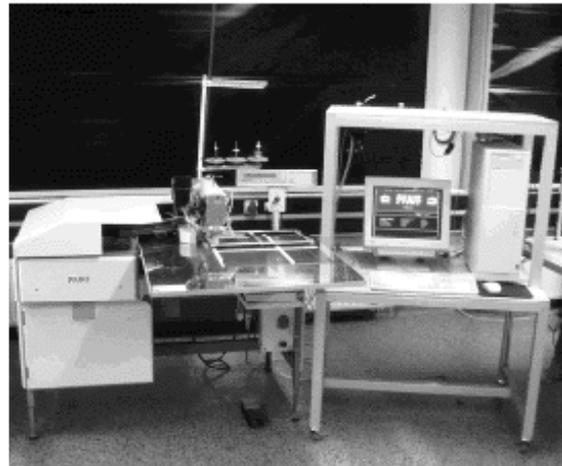
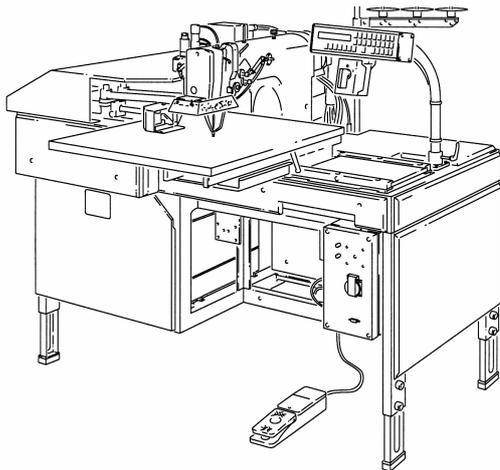


Bild 5.1: Eingesetzte Doppelstepstich-Nähmaschine

Die gewählte Fadenführung des Oberfadens ist in Bild 5.2 dargestellt. Zur besseren Darstellung ist der Fadenverlauf gestrichelt nachgezeichnet. Der Faden verläuft von der Garnrolle und der Garnrollenständerführung kommend durch den Fadenführungsstift, durch die Fadenvorspannung, die Fadenhauptspannung mit Fadenanzugsfeder, die Fadenumlenkung, den Fadengeber, den Fadenzieher, die Fadenklemme, die Nadelstangenfadenführung und schließlich durch das Nadelöhr. Auf die Verwendung des Nähfußes und des Drückerfußes, der das Nähgut beim Hochgehen der Nadel fixiert, wurde verzichtet, da Versuche gezeigt haben, dass durch den Druck des Drückerfußes das Kernmaterial plastisch verformt und zerstört wird. Aufgrund der festen Einspannung des Nähguts im Nährahmen und der ausreichenden Biegesteifigkeit des Kernmaterials kommt es durch den Aufwärts- und Abwärtshub der Nähnadel zu keinen nennenswerten Bewegungen der Sandwich-Komponenten in z-Richtung. Mithilfe dieser Maschineneinstellung war es möglich, Sandwich-Strukturen mit einer Dicke von bis zu 10 mm mit der zur Verfügung stehenden Doppelstepstich-Nähmaschine zu verarbeiten. Als Nähnadel wurde ein Nadelsystem 134-35 mit einer Nadelstärke von R120 (Durchmesser des Nähnadelschafts  $D_{\text{Nadel}} = 1,2 \text{ mm}$ ) ausgewählt, da mit dieser eine kontinuierliche Naht ohne häufigen Nadelbruch er-

zeugt werden konnte. Nähadeln mit noch größerem Durchmesser (z. B. R140) waren aus Festigkeitsgründen daher nicht notwendig und würden zusätzlich nur die Harzaufnahme des Kernmaterials negativ beeinflussen (vgl. Kapitel 5.5.2).

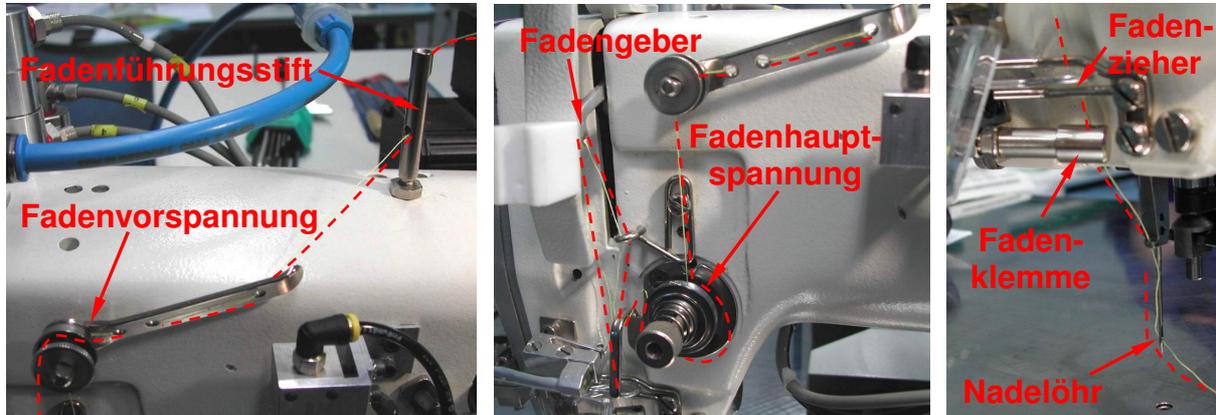


Bild 5.2: Fadenführung des Oberfadens

Die Fadenführung des Unterfadens ist in Bild 5.3 gezeigt. Der Unterfaden mit der endlichen Länge befindet sich aufgewickelt auf der Spule, die wiederum in der Spulenkapsel montiert ist. Um diese Spulenkapsel rotiert der Greifer, der für die Verschlingung des Oberfadens mit dem Unterfaden sorgt. Durch den in Kapitel 3.5.3 erläuterten Nähprozess werden bei einmaligem Einstechen der Nähadel zwei Oberfäden in das Durchgangsloch im Kernmaterial eingebracht (vgl. Bild 3.21).

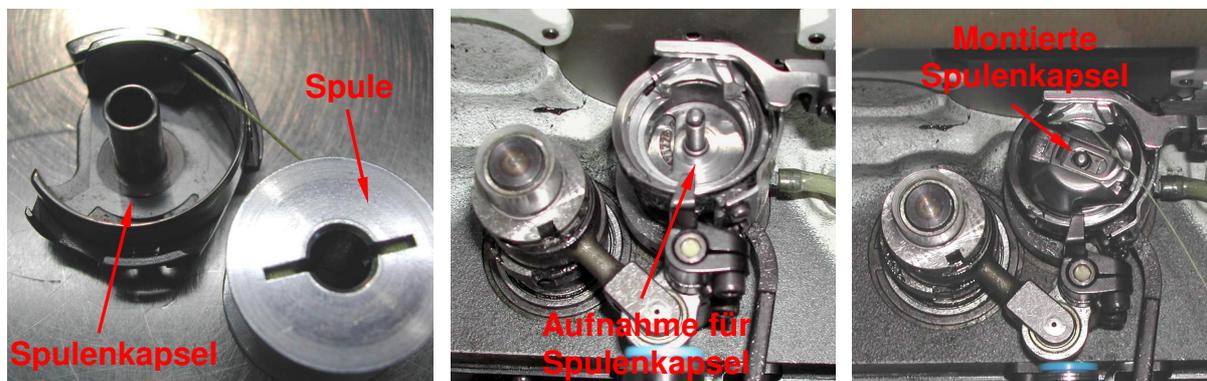


Bild 5.3: Fadenführung des Unterfadens

Nach [27] können die mechanischen Eigenschaften von vernähten Sandwich-Strukturen über die Wahl der Stichweite beeinflusst werden. Eine andere Möglichkeit, die mechanischen Eigenschaften bei konstanter Stichweite zu erhöhen, besteht darin, bereits vernähte Stellen noch mal zu vernähen, sodass im Durchgangsloch des Kernmaterials die Anzahl der Nähfäden pro Flächeneinheit, die so genannte Armierungsdichte, und somit auch der Volumengehalt des Fadens pro Einstichloch mit zunehmender Häufigkeit der Vernähung gesteigert werden kann.

## 5.2 Eingesetzte Sandwich-Materialien

In den nachfolgenden Unterkapiteln wird auf die eingesetzten Materialien, die im Rahmen dieser Arbeit untersucht wurden, näher eingegangen. Die Dicke der zu untersuchenden Sandwich-Struktur wird maßgeblich von der möglichen Stichtiefe der zur Verfügung stehenden Nähmaschine bestimmt. Um die beiden klassischen Annahmen von Sandwich-Strukturen, nämlich Kernweichheit und dünne Deckschichten (vgl. Kapitel 3.2), sowie die oben genannten fertigungsspezifischen Restriktionen zu erfüllen, kommen Halbzeuge mit einer Deckschichtdicke von jeweils 0,7 mm und einer Kerndicke von 8 mm zur Anwendung.

### 5.2.1 Deckschichten

Als Ausgangsmaterial für die Herstellung der Deckschichten wurde ein [0°/90°]-Biaxial-Glasfasergelege mit der Dicke von 0,7 mm mit der Typenbezeichnung E-LT 850 der Fa. COTECH<sup>®</sup> gewählt [127]. Das Flächengewicht des Geleges beträgt 850 g/m<sup>2</sup>, wobei beide Faserlagen mit einem Flächengewicht von je 425 g/m<sup>2</sup> gleich gewichtet sind. Die Verwendung eines Geleges hat gegenüber einer einzelnen UD-Lage den Vorteil der einfacheren Handhabung und der exakteren Ausrichtung der unterschiedlichen Laminatschichten zueinander sowie gegenüber einem Gewebe, dass die Materialkennwerte für Folgeuntersuchungen mithilfe mikromechanischer Modelle und halbempirischer Formeln besser abgeschätzt werden können. Glasfasern haben gegenüber den anderen technischen Fasern den Vorteil, dass durch die Transparenz die Qualität der Deckschichten sowie die Anbindung an den Kern optisch sehr gut bewertet werden kann.

### 5.2.2 Kernwerkstoff

Als Kernmaterial wurde ein geschlossenzelliger PVC-Hartschaumstoff HEREX<sup>®</sup> C70.55 der Firma Airex<sup>®</sup> mit einer Dichte von 60 kg/m<sup>3</sup> ausgewählt, der elastisch-plastisches Werkstoffverhalten aufweist. Die mechanischen Eigenschaften sind in Tabelle 5.1 aufgeführt [127]. Ein Schaumstoff mit einer geringeren Dichte (z. B. HEREX C70.40 mit  $\rho_K = 40 \text{ kg/m}^3$ ) konnte hingegen nicht eingesetzt werden, da es bei der Schlaufenbildung aufgrund der geringen Druckfestigkeit zum Kollabieren des Kerns kam. Hingegen wurden Schaumstoffe höherer Dichte und somit auch höherer Druckfestigkeit nicht verwendet, um häufigen Nadelbruch mit einhergehender diskon-

tinuierlicher Nahtbildung zu vermeiden. Der Einsatz eines geschlossenzelligen Schaumstoffs ist notwendig, da innerhalb der Prozesskette zur Herstellung von vernähten Sandwich-Krafteinleitungen die LCM-Technik Anwendung findet. Der Hartschaumstoff weist zudem eine feine Zellstruktur und eine gleichmäßige Zellgrößenverteilung auf. Der mittlere Zeldurchmesser beträgt nach Herstellerinformationen ca. 0,7 mm, der in nachfolgenden Untersuchungen bestätigt werden konnte. Aufgrund des geringen mittleren Zeldurchmessers wird die Harzaufnahme der an der Oberfläche vorhandenen offenen Zellen im Infiltrationsprozess vermindert und das Gewicht des Sandwichs reduziert. Im Hinblick auf die Vernähung ist eine feine Zellstruktur ebenfalls vorteilhaft, da beim Einstechen der Nähnadel die Zellwände der Poren des Schaumstoffs durchstoßen und beschädigt werden. Durch diese werden im Harzinfiltrationsprozess die Poren an der Oberfläche des Durchgangslochs mit Harz gefüllt. Diese entstehende Harzsäule stellt keine wesentliche Eigenschaftsverbesserung im Verhältnis zur textilen Armierung, aber stets eine Gewichtserhöhung dar und sollte daher einen möglichst geringen Durchmesser aufweisen. Die Zellstruktur polymerer Hartschaumstoffe kann häufig als mehrflächiger Körper mit engst möglicher Packung abgebildet werden [128].

Tabelle 5.1: Technische Daten des Hartschaumstoffs HEREX C70.55 [127]

<b>Eigenschaft</b>	<b>Prüfnorm</b>	<b>Einheit</b>	<b>Größe</b>
Nominale Rohdichte	ISO 845	kg/m <sup>3</sup>	60
Druck-E-Modul	DIN 53457	MPa	58
Druckfestigkeit	ISO 844	MPa	0,85
Zug-E-Modul	DIN 53457	MPa	45
Zugfestigkeit	DIN 53455	MPa	1,3
Schubmodul	ASTM C 393	MPa	22
Schubfestigkeit	ISO 1922	MPa	0,8
Schubbruchdehnung	ISO 1922	%	20
Wärmeformbeständigkeit	DIN 53445	°C	70
Zeldurchmesser		mm	0,7

### 5.2.3 Matrixsystem

Als Harz-Härter-System kommt ein kalthärtendes und sehr niedrigviskoses, für einen Harzinfiltrationsprozess bei Raumtemperatur geeignetes Epoxidharzsystem zum Einsatz. Gewählt wurde das Harzsystem RenLam<sup>TM</sup> LY 113 und die Härterkomponente Ren<sup>®</sup> HY 97 der Fa. Huntsman.

#### 5.2.4 Nähfadenmaterialien

Zur Untersuchung der Verstärkungswirkung von vernähten Sandwich-Krafteinleitungen in Bezug auf den Einfluss des Nähfadenmaterials und der Armierungsdichte wurden zu Beginn Polyester- (PES), Aramid- (AF), Glas- (GF) und Kohlenstoff-Nähfäden (CF) eingesetzt. Mit dem CF-Nähfaden konnte keine Naht erzeugt werden, da der Nähfaden aufgrund der geringen Querkzugfestigkeit und des spröden Werkstoffverhaltens sehr häufig im Bereich der Umlenkung im Nadelöhr gebrochen ist. Stattdessen wurde ein Hybridnähfaden aus Kohlenstoff- und Polyester-Nähfäden, ein so genannter CF/PES-Nähfaden, betrachtet. Im Allgemeinen weisen CF/PES-Nähfäden bessere Nähseigenschaften auf, da z. B. durch die Polyesterkomponente der Reibwiderstand herabgesetzt und der CF-Nähfaden geschützt sowie ein kompletter Fadenbruch infolge der Schädigung des empfindlichen CF-Nähfadens im Bereich des Nadelöhrs vermieden wird. Jedoch versagte bei diesem CF/PES-Nähfaden ebenso die komplette CF-Nähfadenkomponente im Bereich des Nadelöhrs, sodass die entstehende Naht nur aus PES bestand. Aus diesem Grund wurden sowohl der reine CF- als auch der CF/PES-Nähfäden in den weiterführenden Untersuchungen nicht weiter berücksichtigt.

Die Auswahl der Nähfäden unterschiedlicher Materialien (PES: Saba C 50, AF: Kevlar 50 und GF: Slide 150) erfolgte nicht, wie in der Bekleidungsbranche üblich [129], über das Längengewicht ( $\text{tex} = \text{g/km}$ ; Feinheit), sondern über die Querschnittsfläche des Nähfadens. Daher wurden Nähfäden unterschiedlicher tex-Zahlen, jedoch mit ähnlicher Querschnittsfläche ausgewählt, wodurch ein etwa gleicher Nähfadenvolumengehalt pro Durchgangsloch im Kernmaterial gewährleistet ist, sodass eine vergleichende Bewertung der Verstärkungswirkung unterschiedlicher Nähfadenmaterialien erfolgen kann. Die mechanischen Eigenschaften der untersuchten Nähfäden wurden mithilfe der Prüfnormen DIN EN ISO 2060 und DIN EN ISO 2062 ermittelt [130], [131]. Insgesamt wurden 20 Prüfungen je Nähfadenmaterial durchgeführt. Die relevanten Eigenschaften der Fäden sind in Tabelle 5.2 aufgeführt. Die Querschnittsfläche des Nähfadens wurde mithilfe der Gleichung 6.3 (S. 79) berechnet. Im Anschluss daran wurde, unter Verwendung der Querschnittsfläche und der ermittelten Zugkraft, die nominelle Festigkeit des Nähfadens ermittelt. Der E-Modul wurde aus der Anfangssteigung der Kraft-/Dehnungs-Kurve und der Querschnittsfläche ermittelt.

Tabelle 5.2: Eigenschaften der eingesetzten Nähfäden

Eigenschaft	Einheit	PES	PES	PES	AF	GF
Fadenmaterial		Polyester	Polyester	Polyester	Para-Aramid	S-Glas
Handelsname		Amann Saba C50	Amann Saba C150	Amann Saba 150	Amann Kevlar 50	Slide 150
Konstruktion		Umspinnzwirn	Umspinnzwirn	Advanced Technology	Reißstapelzwirn	Umspinnzwirn
Feinheit (DIN EN ISO 2060)	[tex = g/km]	68,7 (3 x 22,9)	22,0 (2 x 11,0)	23,2 (1 x 23,2)	62,1 (3 x 20,7)	141,2 (4 x 35,3)
Dichte	[kg/m <sup>3</sup> ]	1370	1370	1370	1450	2490
Querschnittsfläche	[mm <sup>2</sup> ]	0,050	0,016	0,017	0,043	0,057
Zugkraft (DIN EN ISO 2062)	[N]	32,1	10,3	8,67	77,1	114,4
Zugfestigkeit	[MPa]	638,6	641,4	512	1800	2016
Bruchdehnung (DIN EN ISO 2062)	[%]	19,1	15,6	16,7	3,7	3,3
Zug-E-Modul	[MPa]	4977	5535	5368	73253	70488

### 5.3 Bestimmung von Nähparametern

Zur Erzielung des modifizierten Doppelsteppstichs wurde für alle untersuchten Nähfäden eine Parameterstudie der Ober- und Unterfadenspannung durchgeführt. Die Oberfadenspannung ergibt sich im Wesentlichen aus der Fadenführung von der Spule bis zur Nadel und den vorgenommenen Einstellungen an Reibstellen, wie z. B. dem Fadenspanner. Die Unterfadenspannung resultiert aus der Fadenführung aus der Spulenkapsel heraus und der Einstellung der integrierten Widerstandsschraube. Die Messung der Fadenspannungen erfolgte mit dem Zugspannungsmessgerät DTM 500 der Fa. Hans Schmidt & Co. GmbH, Schmidt Control Instruments, und der applizierten Umlenkrolle für Ober- und Unterfaden (Bild 5.4) [132]. In Tabelle 5.3 sind die im Rahmen der Arbeit ermittelten Nähparameter der eingesetzten Nähfäden zusammengefasst.

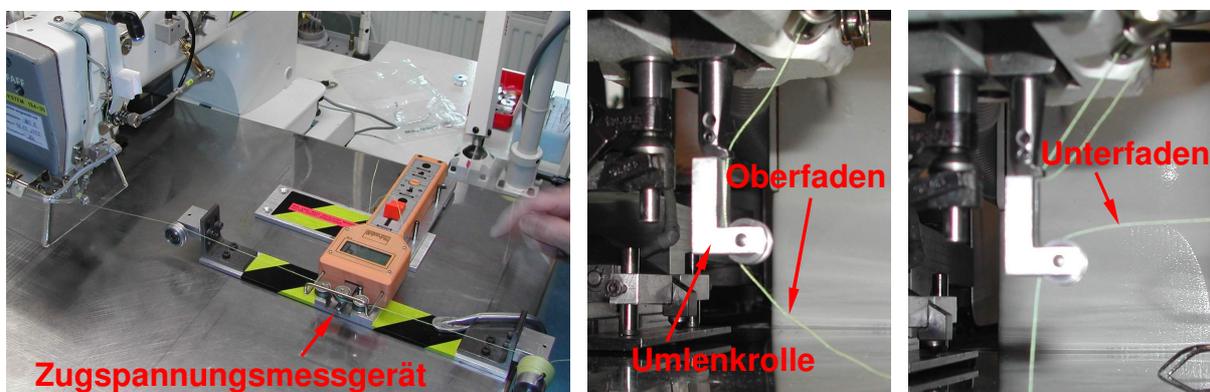


Bild 5.4: Messung der Fadenspannung für Oberfaden (Mitte) und Unterfaden (rechts)

Tabelle 5.3: Nähparameter der eingesetzten Nähfäden

Eigenschaft	Einheit	PES Saba C 50	PES Saba C 150	PES Saba 150	AF Kevlar 50	GF Slide 150
Oberfaden- spannung	[cN]	130	100	100	270 - 310	230
Unterfaden- spannung	[cN]	80	55	55	100	170

#### 5.4 Harzinfiltrationsverfahren

Nach der Vernähung der Sandwich-Struktur erfolgt die Imprägnierung der Deckschichten und der Nähfäden im Harzinfiltrationsverfahren mit dem flüssigen Matrixwerkstoff, wobei gleichzeitig die stoffschlüssige Anbindung des Kernwerkstoffs erfolgt. Nach abgeschlossener Aushärtung der Sandwich-Struktur stellen die mit dem polymeren Matrixwerkstoff getränkten Nähfäden unidirektionale, faserverstärkte Zug/Druck-Stäbe innerhalb des Kernwerkstoffs dar, die eine Verstärkung des Kernwerkstoffs und der gesamten Sandwich-Struktur bewirken. Als geeignetes Verarbeitungsverfahren wurde im Rahmen dieser Arbeit das bereits in Bild 3.12 dargestellte VARI-Verfahren mit einer festen, unteren Formhälfte und einer oberen flexiblen Folie aufgrund der hohen Flexibilität ausgewählt. Die hohe Flexibilität des Fertigungsverfahrens ist notwendig, da im Rahmen der Untersuchung vernähter und unvernähter Krafteinleitungen verschiedene Geometrien untersucht werden.

#### 5.5 Ergebnisse und Diskussion des Näh- und Harzinfiltrationsprozesses

Im Folgenden Abschnitt werden die ermittelten Ergebnisse aus dem Herstellungsprozess dargestellt und diskutiert.

##### 5.5.1 Verarbeitbarkeit der eingesetzten Nähfadenmaterialien

Zur Erzielung eines modifizierten Doppelstepstichs kann festgestellt werden, dass sich die verschiedenen Nähfadenmaterialien sehr unterschiedlich verarbeiten lassen. Bei der Vernähung der Polyester-Nähfäden kann stets eine sehr gute Nahtqualität bei sehr hoher Prozesssicherheit erzielt werden, sodass eine kontinuierliche Nahtbildung auch bei geringen Störungen im Nähprozess erzeugt werden kann. Mit den AF- und GF-Nähfäden kann ebenfalls der geforderte modifizierte Doppelstepstich mit guter Qualität erzeugt werden. Jedoch reagieren beide, ganz besonders jedoch der GF-Faden, sehr sensibel auf geringe Veränderungen im Nähprozess oder auf eine geänderte Fadenspannung, sodass beide Nähfadenmaterialien im Vergleich zum PES ein kleineres Verarbeitungsfenster aufweisen.

### 5.5.2 Eigenschaften der Armierung im Kernmaterial

Durch den Nähprozess hinterlässt die Nähnaedel im polymeren Hartschaumstoff ein Durchgangsloch einschließlich der eingebrachten Oberfäden. Hierbei kann festgestellt werden, dass zwischen dem entstehenden Durchmesser des Durchgangslochs  $D_{DL}$  im Kern und dem verwendeten Nähnaedeldurchmesser  $D_{Nadel}$  eine nahezu lineare Abhängigkeit besteht (Bild 5.5). Es zeigt sich beim Einstechen der Nähnaedel ohne Verwendung eines Nähfadens, dass der Kernlochdurchmesser aufgrund der elastischen Deformation des Kerns stets kleiner ist als der Nähnaedeldurchmesser. Durch das Einstechen der Nähnaedel in den Kernwerkstoff verformt sich der polymere Hartschaumstoff zunächst infolge elastischer und plastischer Deformation auf die Größe des Nähnaedeldurchmessers. Beim anschließenden Herausziehen der Nähnaedel sorgen die elastischen Verformungsanteile der Zellwände dafür [128], dass der Kernlochdurchmesser wieder kleiner als der Nähnaedeldurchmesser wird. Bei Verwendung eines Nähfadens, z. B. AF, kann festgestellt werden, dass sich der Kerndurchmesser etwa um die Querschnittsfläche der beiden Nähfäden vergrößert (Bild 5.5).

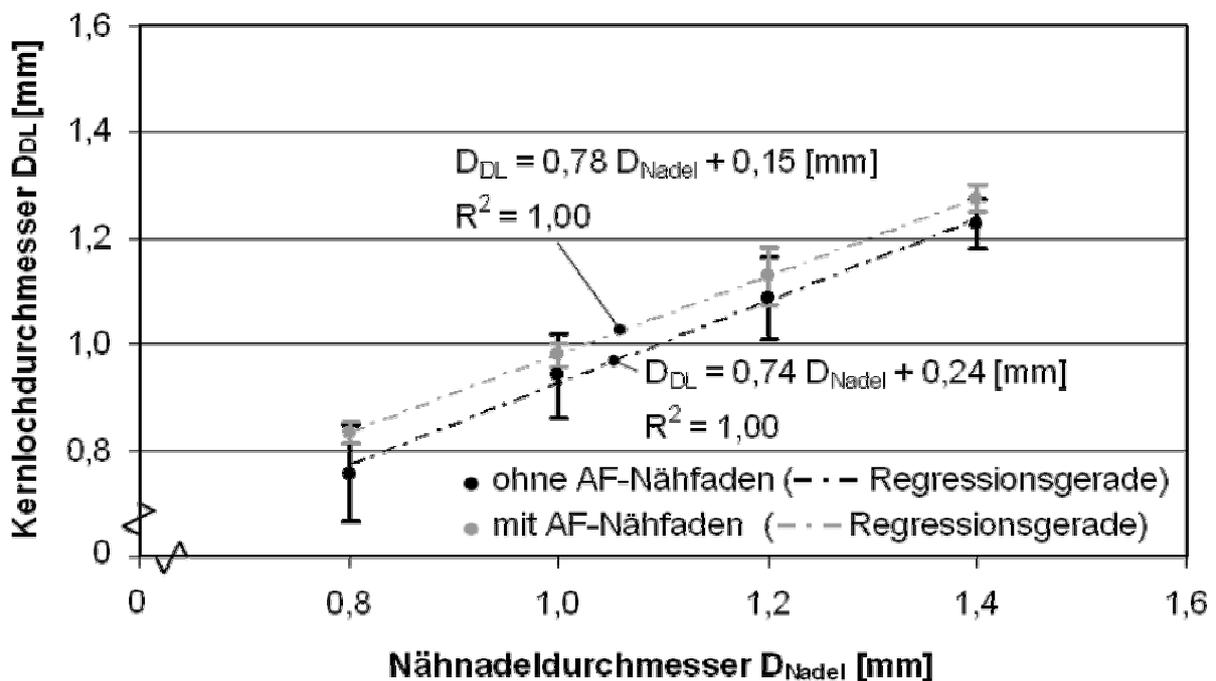


Bild 5.5: Einfluss des Nähnaedeldurchmessers ohne und mit AF-Nähfaden auf den entstehenden Kernlochdurchmesser

Nach der Imprägnierung der Sandwich-Struktur mit dem flüssigen Matrixwerkstoff und anschließender Aushärtung wurden mithilfe mikroskopischer Untersuchungen der Kernlochdurchmesser sowie der Volumengehalt des Nähfadens im Kernloch be-

stimmt. Es ist zu erkennen, dass der Durchmesser der entstehenden Harzsäule im Kernmaterial größer ist als der ermittelte Kernlochdurchmesser einer nicht imprägnierten Sandwich-Struktur. Der Grund hierfür ist, dass durch das Einstechen der Nähnadel benachbarte Zellwände im Bereich des Nähnadeldurchmessers zerstört werden. Im anschließenden Infiltrationsprozess kann in diese nun offenen Poren Harz eindringen (Bild 5.6).

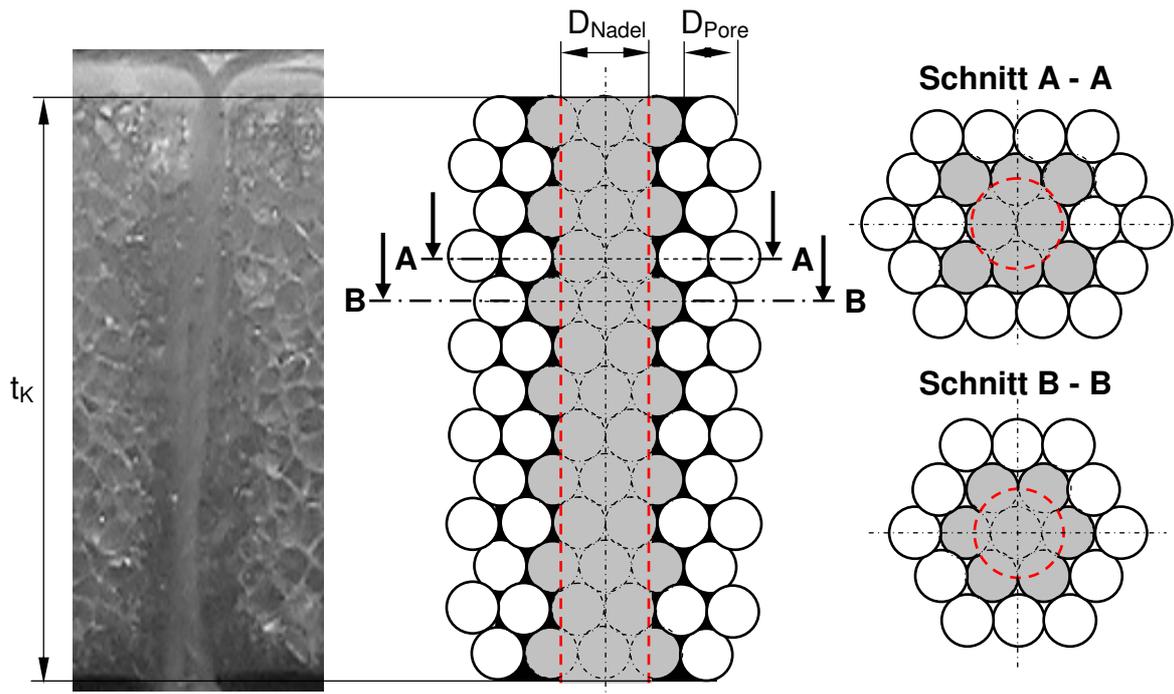


Bild 5.6: Harzsäule im polymeren Hartschaumstoff

Zum Nachweis dieser Beobachtung und zur Abschätzung des Durchmessers der Harzsäule wird die Zelle des polymeren Hartschaumstoffs als kugelförmige Pore mit einem Durchmesser  $D_{\text{Pore}} = 0,7 \text{ mm}$  und höchster Packungsdichte abgebildet (Bild 5.6). In diesem Kernwerkstoff zerstört die Nähnadel mit einem Durchmesser  $D_{\text{Nadel}} = 1,2 \text{ mm}$  beim Einstechen die Zellwände benachbarter Poren. Das Volumen der mit Harz gefüllten Poren kann mithilfe von Berechnungsgleichungen für Kugelabschnitte nach [133] bestimmt werden. Über das Gesamtvolumen der Harzsäule und die Kenntnis der Kerndicke  $t_K$  kann dann der mittlere Durchmesser der Harzsäule zu  $1,79 \text{ mm}$  ermittelt werden. Anhand von mikroskopischen Untersuchungen konnte ein mittlerer Durchmesser der Harzsäule von  $1,73 \text{ mm} (\pm 0,1 \text{ mm})$  bestimmt werden, sodass eine sehr gute Übereinstimmung zwischen dem experimentell und dem nach

dem beschriebenen Modell ermittelten Durchmesser vorliegt. Die sich ergebende Abweichung liegt bei lediglich + 3,5 %.

Um den Nähfadenvolumengehalt innerhalb eines Durchgangslochs und somit die Armierungswirkung zu erhöhen, können bereits vernähte Stellen mehrmals vernäht werden. Mithilfe von mikroskopischen Untersuchungen wurde festgestellt, dass mit dieser Methode der Nähfadenvolumengehalt nicht proportional zur Anzahl der Einstiche gesteigert werden kann, wie dies zu erwarten wäre. Grund hierfür ist, dass der Durchmesser des Kernlochs mit zunehmender Anzahl an Einstichen und eingebrachten Nähfäden nicht konstant bleibt, da sich der Kernlochdurchmesser durch das zusätzliche Einbringen von Nähfäden um ungefähr die Fadenquerschnittfläche vergrößert (Bild 5.7, blaue Trendlinie). Jedoch wurde ebenfalls noch festgestellt, dass der ermittelte Kernlochdurchmesser in Abhängigkeit von der Einstichanzahl (Bild 5.7, rote Trendlinie) dieser Modellvorstellung erst bei einer relativ hohen Anzahl an Einstichen nachkommt. Dagegen vergrößert sich der Durchmesser des Kernlochs schon bei einer geringen Einstichanzahl überproportional. Grund hierfür ist die Positionierungenauigkeit der Nähmaschine. Wird eine Position, die nochmals vernäht werden soll, erneut angefahren, so sticht die Nähnaedel nicht genau zentrisch in das bereits vorhandene Loch, sondern im Rahmen der Positioniergenauigkeit ein wenig daneben, wodurch sich das Kernloch überproportional vergrößert. Nach etwa achtmaligem Einstechen in dasselbe Kernloch ist dieses so stark aufgeweitet, dass die Nähnaedel in das vorhandene Loch ohne zusätzliche Zerstörung von Zellenwänden trifft. Bei weiteren Einstichen erfolgt die Aufweitung nur noch durch die zusätzlich eingebrachten Nähfäden.

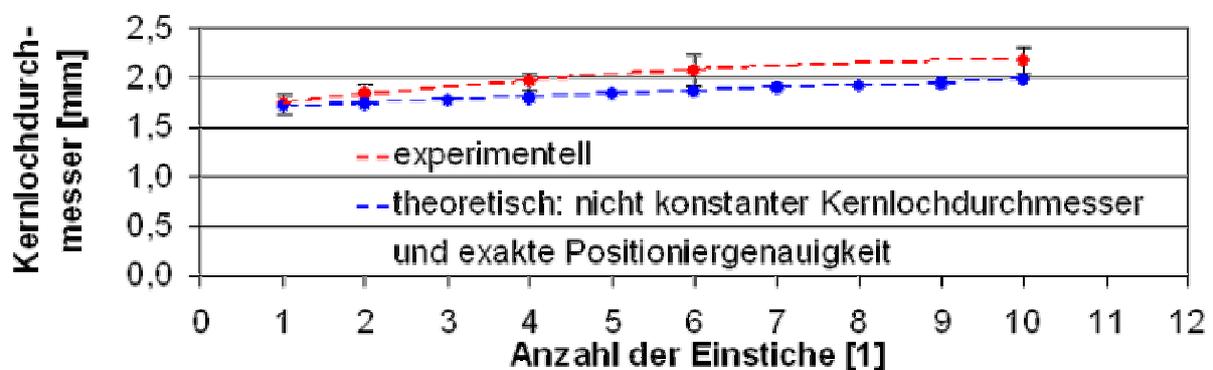


Bild 5.7: Abhängigkeit zwischen der Anzahl der Einstiche und dem Kernlochdurchmesser bei Verwendung von AF-Nähfäden

In Bild 5.8 ist die mögliche Steigerung des Nähfadenvolumengehalts mit zunehmender Anzahl an Nähfäden im Kernloch dargestellt. Die schwarze Gerade beschreibt die proportionale Steigerung des Nähfadenvolumengehalts bei konstantem Kernlochdurchmesser, die blaue Trendlinie nach der oben genannten Annahme mit exakter Positioniergenauigkeit und Vergrößerung des Kernlochdurchmessers durch die zusätzlich eingebrachten Nähfäden und die rote Trendlinie den wahren Nähfadenvolumengehalt in Abhängigkeit von der Anzahl an Nähfäden. Bei einmaligem Einstechen kann lediglich ein Faservolumengehalt von ca. 3,2 % erzielt werden, der durch bis zu 10-maliges Einstechen auf ca. 20 % erhöht werden kann. Der Faservolumengehalt eines einzelnen Nähfadenstrangs beträgt hingegen ca. 58 % (Bild 5.8).

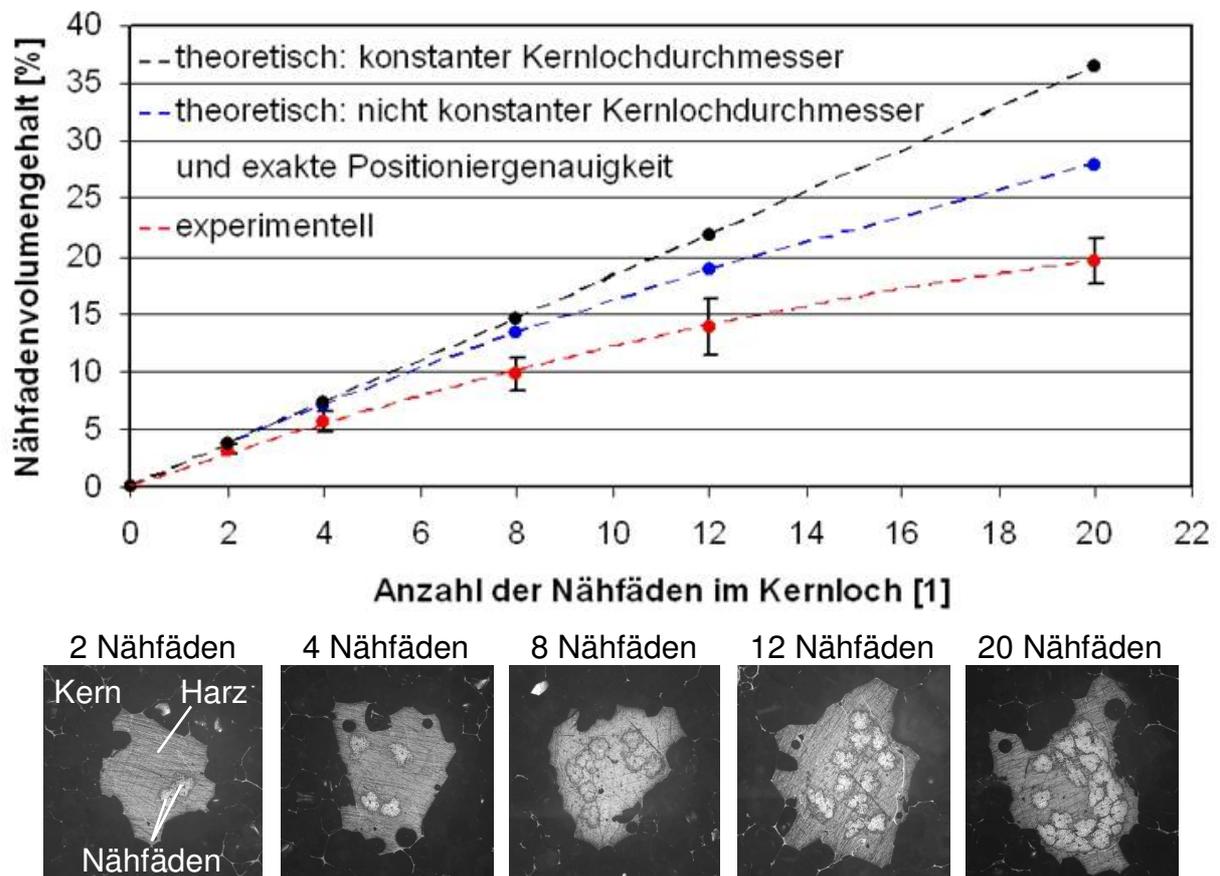


Bild 5.8: Abhängigkeit zwischen der Anzahl der Nähfäden und dem Nähfadenvolumengehalt im Kernloch bei Verwendung von AF-Nähfäden

### 5.5.3 Nähfadenschädigungen

Um eine eventuelle Beschädigung eines sich bereits in einem Kernloch befindlichen AF-Nähfadens durch erneutes Einstechen der Nähnadel zu ermitteln, wurden nach dem Vernähen die Nähfäden wieder aus dem Kern entfernt und unter dem Lichtmik-

roskop ausgewertet. Hierbei wurde ein neuwertiger, nicht vernähter Faden zum Vergleich hinzugezogen. In Bild 5.9 ist deutlich zu erkennen, dass die Schädigungen eines bereits im Kernloch befindlichen Nähfadens mit steigender Anzahl an Einstichen im Vergleich zum unvernähten Faden zunehmen. Auf eine quantitative Bestimmung der Fadenschädigung mithilfe von Zugprüfungen wurde verzichtet, da die experimentelle Durchführung aufgrund der geringen Länge (ca. 8 mm) und des geringen Durchmessers des Fadens sowie der Einspannproblematik in die Spannvorrichtung der Prüfmaschine nur wenig Erfolg versprechende Ergebnisse liefern würde. Dagegen wird in Kapitel 9 ein halbempirisches Modell zur näherungsweise Beschreibung der Schädigung entwickelt.



Bild 5.9: Schädigung des zuerst eingebrachten AF-Nähfadens durch mehrmaliges Einstechen in dasselbe Kernloch

#### 5.5.4 Verschlingung von Ober- und Unterfaden

In Bild 5.10 ist die Verschlingung des Oberfadens mit dem Unterfaden am Beispiel des PES-Nähfadens Saba C 50 perspektivisch dargestellt. Hierbei deuten die roten und die blauen Pfeile den Verlauf des Ober- und Unterfadens an. Da der Oberfaden im Nähprozess durch den Fadengeber nach oben gezogen wird, schmiegt sich dieser an den Unterfaden an und verliert den ursprünglichen kreisförmigen Querschnitt. In diesem Bereich kann der Querschnitt des Oberfadens idealisiert als Ellipse beschrieben werden (Bild 5.11). Hingegen behält der Unterfaden seinen kreisförmigen Querschnitt mit Radius  $r_i$  nahezu bei. Die Geometrie der Ellipse kann mithilfe der beiden Hauptachsen, der Höhe  $H$  ( $= r_a - r_i$ ) und der Breite  $B$ , definiert werden. In Tabelle 5.4 sind die ermittelten werkstofflichen und geometrischen Größen der Verschlingung des PES-Nähfadens Saba C 50 dargestellt.

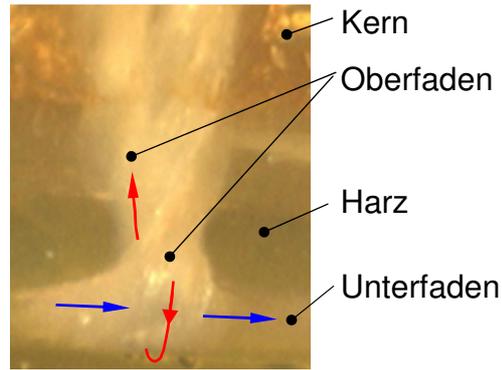
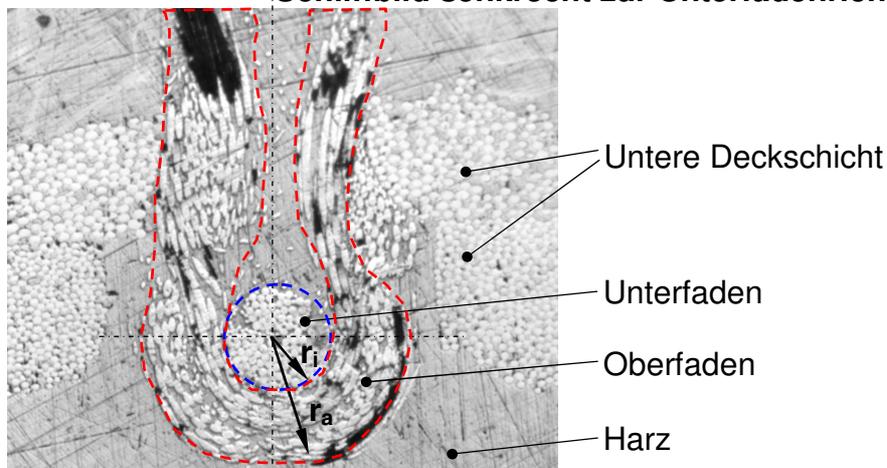


Bild 5.10: Verschlingung von Ober- und Unterfaden (PES-Nähfaden Saba C 50) auf der Unterseite der Sandwich-Struktur

**Schliffbild senkrecht zur Unterfadenrichtung**



**Schliffbild parallel zur Unterfadenrichtung**

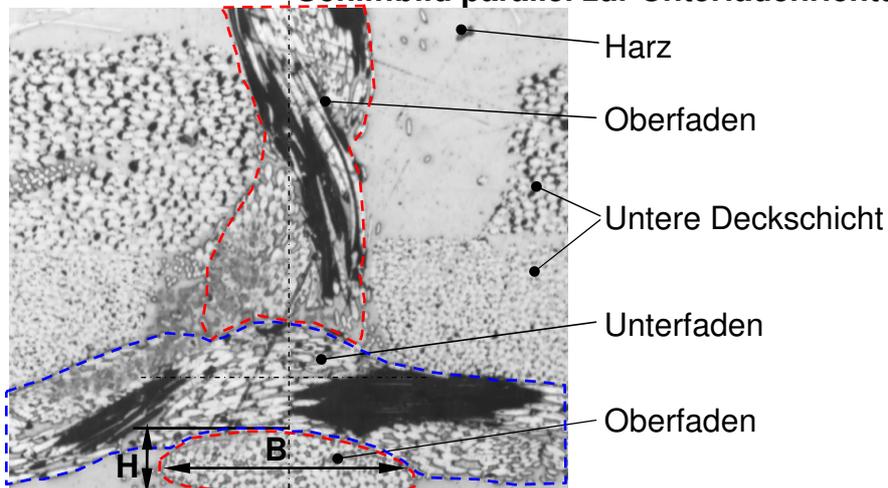


Bild 5.11: Schliffbilder der Verschlingung von Ober- und Unterfaden (PES-Nähfaden Saba C 50)

Tabelle 5.4: Geometrische Größen der Verschlingung des PES-Nähfadens Saba C 50

Innenradius des Oberfadens $r_i$ [mm]	$0,143 \pm 0,006$
Außenradius des Oberfadens $r_a$ [mm]	$0,317 \pm 0,025$
Breite des Oberfadens $B$ [mm]	$0,528 \pm 0,055$
Faservolumengehalt des Oberfadens [%]	$54,3 \pm 2,3$
Faservolumengehalt des Unterfadens [%]	$56,2 \pm 2,8$

### 5.5.5 Faservolumengehalt der Deckschichten und geometrische Größen der Sandwich-Struktur

Zur Bestimmung der mechanischen Eigenschaften der Deckschichten, die für die numerische Berechnung der Krafteinleitungen benötigt werden, wurde der Faservolumengehalt der Deckschichten mithilfe von mikroskopischen Untersuchungen zu 46,9 % ( $\pm 4,7$  %) ermittelt. Die Dicke der Deckschichten  $t_D$  betrug 0,766 mm. Des Weiteren wurde noch die mittlere Dicke der Klebschicht  $t_{KS}$  bestimmt (Bild 5.12). Die Klebschicht besteht aus dem Matrixwerkstoff und stellt eine Zwischenschicht zwischen den Verstärkungsfasern der Deckschicht und dem Kern dar. Aufgrund der geschlossenzelligen Struktur des Schaumstoffs kann Harz nur in die offenen Poren der Kernoberfläche eindringen. Infolge der unregelmäßigen Anordnung der Zellstruktur ergibt sich keine konstante Klebschichtdicke (Bild 5.12). Die experimentell ermittelte mittlere Dicke beträgt 0,372 mm, die ungefähr der Hälfte des Porendurchmessers entspricht. Die Gesamtdicke  $h$  der infiltrierten und ausgehärteten Sandwich-Struktur beträgt 9,6 mm. Aus der Deckschicht-, Klebschicht- und Gesamtdicke konnte die wahre Dicke des Hartschaumstoffkerns  $t_K$  zu 7,324 mm bestimmt werden. Aufgrund der genannten geometrischen Größen kann festgestellt werden, dass die untersuchte Sandwich-Struktur die Bedingungen 3.1 und 3.2 erfüllt, wodurch die Annahme von Kernweichheit und dünnen Deckschichten gerechtfertigt ist.

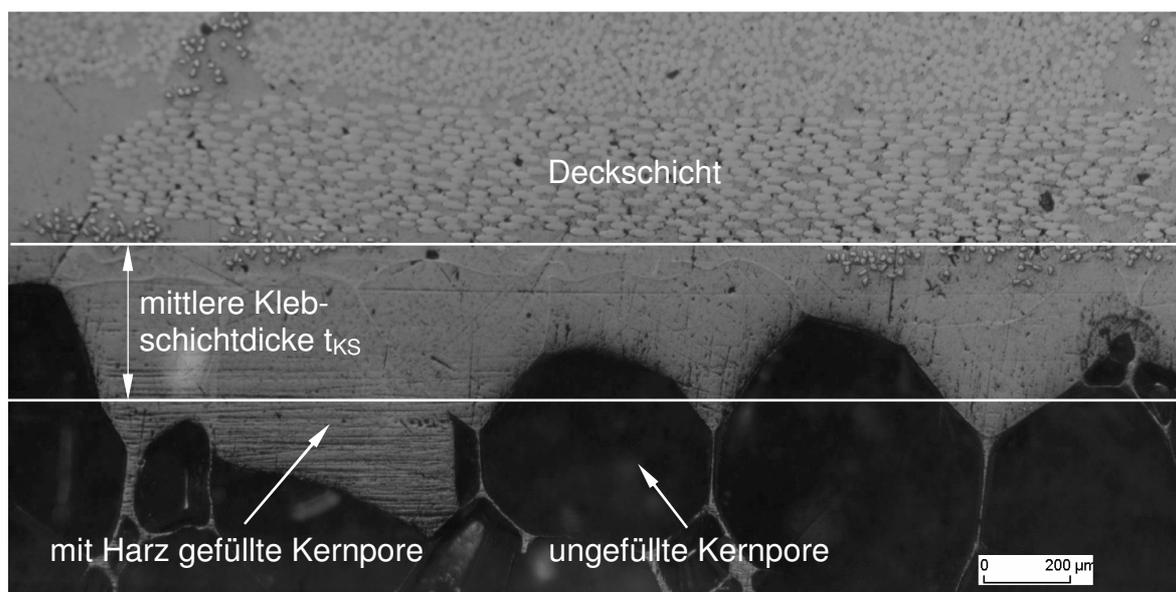


Bild 5.12: Schliffbild bei 25facher Vergrößerung

### 5.5.6 Faserdesorientierung der Deckschichten durch den Nähprozess

Infolge des Nähprozesses werden die Fasern der textilen Deckschichten durch die einstechende Nähnaedel verdrängt und aus der unidirektionalen Faserrichtung ausgelenkt (Bild 5.13). Die beiden eingebrachten Nähfäden und Reibkräfte verhindern, dass die verdrängten Fasern wieder in den Ausgangszustand zurückkehren können, wodurch im anschließenden Harzinfiltrationsprozess ein linsenförmiges Reinharzgebiet, eine so genannte Harztasche, entsteht (Bild 5.13). Zahlreiche Untersuchungen an vernähten monolithischen FKV zeigen, dass die Steifigkeiten und ganz besonders die Festigkeiten in der Plattenebene gegenüber einer unvernähten Struktur reduziert werden können [82], [83]. Im Gegensatz dazu können jedoch die transversalen Eigenschaften (z. B. ILSS,  $G_{IC}$ ) sowie die Impakteigenschaften (z. B. CAI-Festigkeit) deutlich verbessert werden [134].

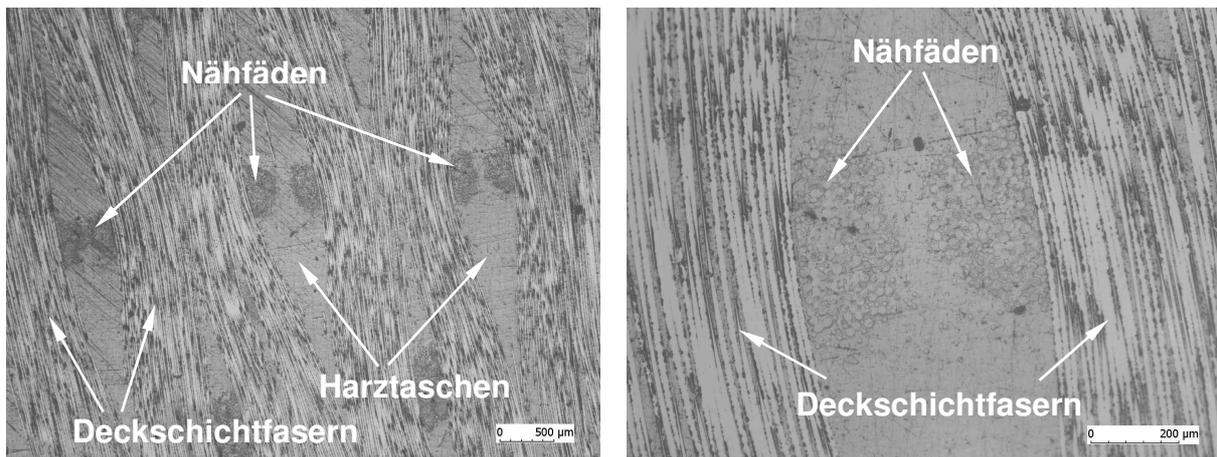


Bild 5.13: Umlenkung der Fasern in den Deckschichten durch den Nähvorgang (links 25fache, rechts 100fache Vergrößerung)

## 5.6 Mechanische Eigenschaften von vernähten Sandwich-Strukturen

Im Rahmen der Entwicklung eines Verarbeitungsverfahrens zur Herstellung von in Dickenrichtung vernähten Sandwich-Krafteinleitungen wurden zunächst die mechanischen Eigenschaften von vernähten ebenen Sandwich-Platten und -Balken untersucht. Ziel hierbei war es, aufzuzeigen, ob mit dem entwickelten Verarbeitungsverfahren die für eine Krafteinleitungsstelle relevanten Eigenschaften verbessert werden können (Kapitel 4).

### 5.6.1 Zugprüfung senkrecht zur Deckschichtebene

Die Zugsteifigkeit und -festigkeit von unvernähten und vernähten Sandwich-Platten senkrecht zur Deckschichtebene wurden nach DIN 53292 [135] ermittelt. Die verwendete Prüfvorrichtung und die Geometrie der Prüfkörper sind in Bild 5.14 dargestellt. Die Prüfkraft und -weg wurden über einen senkrecht angeordneten Hydraulikzylinder mit integrierter Kraftmessdose und integriertem induktiven Wegmesssystem aufgebracht und gemessen. Die Prüfkörper hatten einen quadratischen Querschnitt mit einer Kantenlänge von 50 mm und einer Dicke von 9,6 mm. Zur Untersuchung der Verstärkungswirkung der Nähfäden wurden sowohl verschiedene Armierungsdichten als auch unterschiedliche Nähfadenmaterialien eingesetzt. Die Armierungsdichte stellt hierbei die Anzahl der in z-Richtung eingebrachten Nähfäden pro Flächeneinheit des Prüfkörpers dar. In Tabelle 5.5 ist die Prüfmatrix der untersuchten Varianten angegeben. Pro Prüfvariante wurden insgesamt fünf Prüfkörper hergestellt und geprüft.

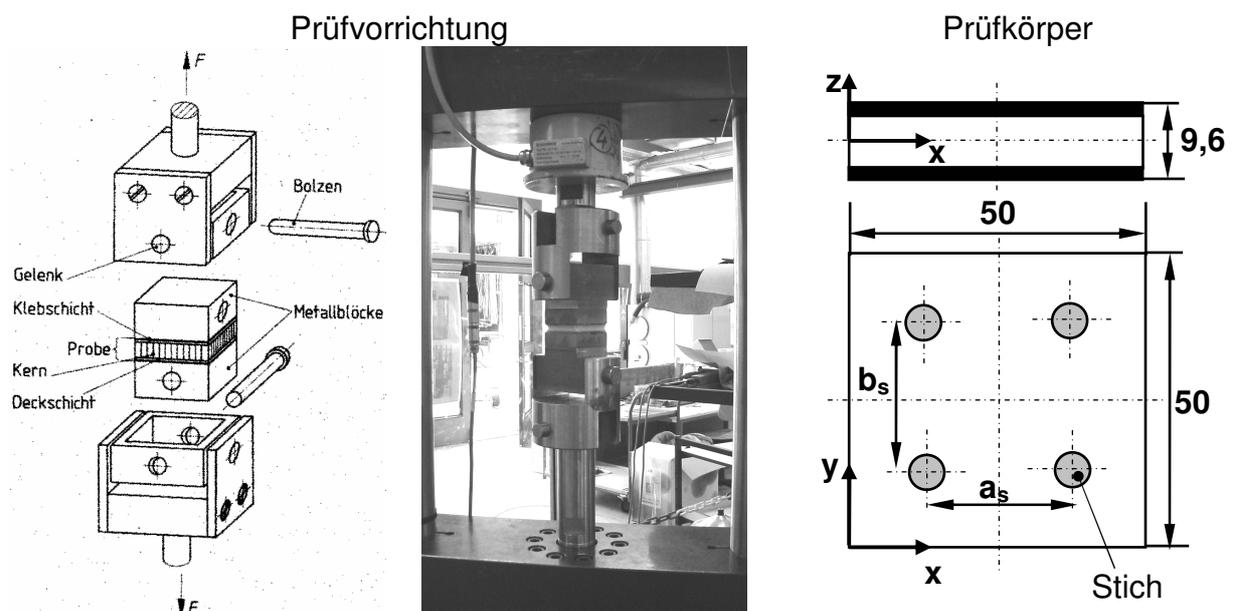


Bild 5.14: Prüfvorrichtung der Zugprüfung nach DIN 53292 und Skizze des Prüfkörpers

Tabelle 5.5: Prüfmatrix der Zugprüfung senkrecht zur Deckschichtebene

Prüfvariante	Nähfaden	Stichabstand x Nahtabstand	Armierungsdichte	Verhältnis zwischen der Querschnittsfläche der Nähfäden und der Grundfläche der Sandwich-Platte
		$a_s \times b_s$ [mm x mm]	[Fäden/cm <sup>2</sup> ]	$\frac{A_{NF}}{A_{ges.}}$ [%]
V-0	keine	---	0	0
V-1	PES: Saba C 50	5,0 x 5,0	8	4,016
V-2	PES: Saba C 50	12,5 x 12,5	1,28	0,643
V-3	PES: Saba C 50	25,0 x 25,0	0,32	0,161
V-4	AF: Kevlar 50	12,5 x 12,5	1,28	0,548
V-5	GF: Slide 150	12,5 x 12,5	1,28	0,726

Die Querkzugfestigkeit der unvernähten Sandwich-Platte liegt bei  $2,06 \pm 0,08$  MPa. Die Zugfestigkeit von mit PES-Nähfäden (Saba C 50) vernähten Platten kann proportional zur Anzahl an Nähfäden gesteigert werden (Bild 5.15), wodurch diese durch Vernähung mit PES-Nähfäden bei höchster Armierungsdichte im Vergleich zur unvernähten Variante um bis zu ca. 53 % gesteigert wird. Hingegen bewirkt eine zu geringe Nähdichte eine Reduzierung der Festigkeit im Vergleich zur unvernähten Platte. Dies kann dadurch begründet werden, dass die einzelnen Nähfäden infolge der nicht konstanten Bedingungen im Nähprozess geringfügig beschädigt und unterschiedlich vorgespannt sowie nicht exakt positioniert und orientiert werden. Dadurch werden diese nicht einheitlich hoch beansprucht, sodass einige früher versagen und ein Totalversagen initiieren. Mit steigender Armierungsdichte werden diese Störeffekte zunehmend ausgeglichen. Es ist deutlich, dass eine Mindestarmierungsdichte notwendig ist, um im Vergleich zur unvernähten Sandwich-Platte eine Steigerung der Zugfestigkeit zu bewirken. Im Falle des PES-Nähfadens Saba C 50 werden daher mindestens etwa 2,8 Nähfäden pro Quadratzentimeter (= 71 Nähfäden pro 5 cm x 5 cm) benötigt.

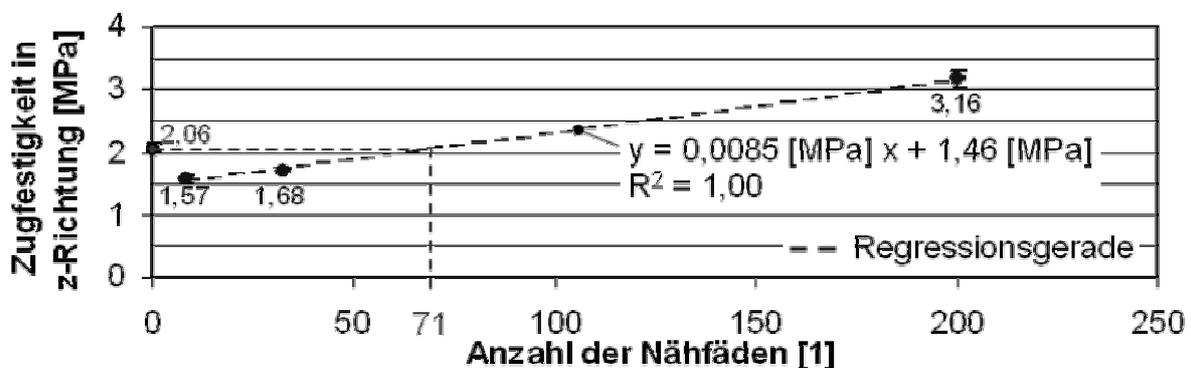


Bild 5.15: Abhängigkeit der Zugfestigkeit der Sandwich-Platte in z-Richtung von der Anzahl der PES-Nähfäden (Saba C 50)

Der Vergleich unterschiedlicher Nähfadenmaterialien mit gleicher Armierungsdichte zeigt, dass bei etwa konstantem Nähfadenvolumengehalt mit dem GF-Nähfaden im Vergleich zum AF- und PES-Nähfaden eine um etwa 7 % bzw. 33 % höhere Zugfestigkeit erzielt werden kann (Bild 5.16). Um bei den GF- bzw. AF-vernähten Sandwich-Platten im Vergleich zum unvernähten Sandwich eine Steigerung der Zugfestigkeit zu erzielen, werden ca. 1,3 Nähfäden pro Quadratzentimeter benötigt. Die ermittelte Standardabweichung der Zugfestigkeit der mit dem jeweiligen Nähfaden vernähten Sandwich-Platten spiegelt hierbei die Verarbeitbarkeit wider (vgl. Kapitel 5.5.1). Alle vernähten Sandwich-Strukturen versagten im Bereich der Schlaufenbildung des Oberfadens. Eine Erklärung hierfür wird in Kapitel 6.4 gegeben.

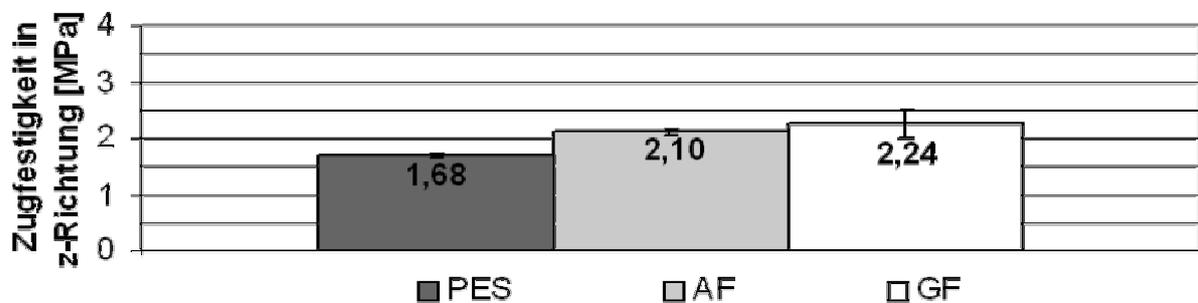


Bild 5.16: Abhängigkeit der Zugfestigkeit der Sandwich-Platte in z-Richtung von unterschiedlichen Nähfadenmaterialien bei einer Armierungsdichte von 1,28 Fäden/cm<sup>2</sup>

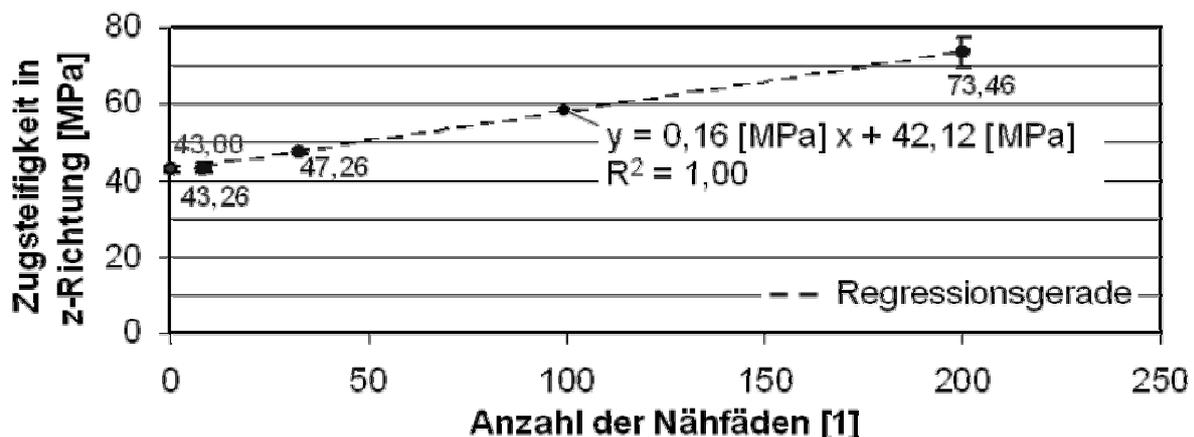


Bild 5.17: Abhängigkeit der Zugfestigkeit der Sandwich-Platte in z-Richtung von der Anzahl der PES-Nähfäden (Saba C 50)

Die Zugfestigkeit der unvernähten Platte beträgt  $43 \pm 0,82$  MPa (Bild 5.17). Ebenso wie die Zugfestigkeit kann die Zugsteifigkeit in z-Richtung der Sandwich-Platte mit zunehmender Armierungsdichte nahezu linear und um bis zu ca. 71 % gesteigert werden. Im Vergleich zur Zugfestigkeit ist der Einfluss der unterschiedlichen Nähfadenmaterialien auf die Zugsteifigkeit deutlich geringer (Bild 5.18).

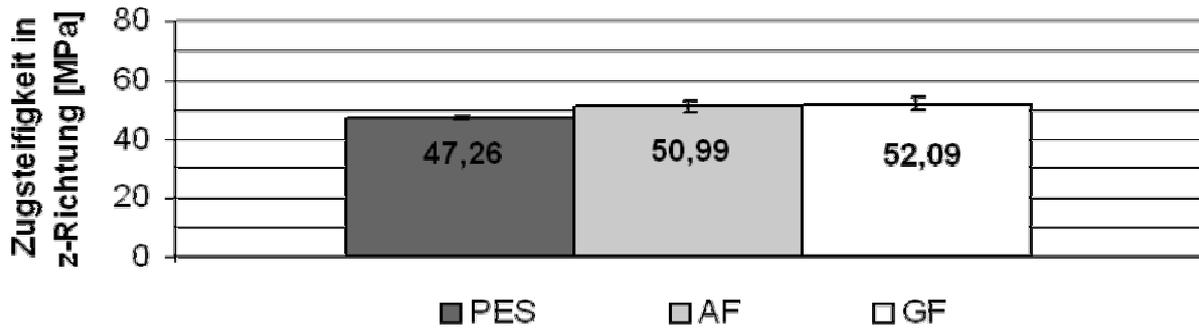


Bild 5.18: Abhängigkeit der Zugsteifigkeit der Sandwich-Platte in z-Richtung von unterschiedlichen Nähfadenmaterialien bei einer Armierungsdichte von  $1,28 \text{ Fäden/cm}^2$

### 5.6.2 Druckprüfung senkrecht zur Deckschichtebene

Die Drucksteifigkeit und -festigkeit von unvernähten und vernähten Sandwich-Platten senkrecht zur Deckschichtebene wurden nach DIN 53291 [136] ermittelt. Die Geometrie und Anzahl der verwendeten Prüfkörper (Bild 5.14) sowie die untersuchten Varianten wurden gegenüber der Zugprüfung beibehalten (Tabelle 5.5). Die unvernähte Platte weist eine Druckfestigkeit von  $0,95 \pm 0,09 \text{ MPa}$  und eine Drucksteifigkeit von  $55,89 \pm 2,74 \text{ MPa}$  auf. Mit zunehmender Anzahl an PES-Nähfäden (Saba C 50) kann die Druckfestigkeit und -steifigkeit im Vergleich zur unvernähten Sandwich-Platte annähernd linear um bis zu ca. 588% bzw. 150 % gesteigert werden (Bild 5.19 und Bild 5.20). Der Einfluss des verwendeten Nähfadenmaterials auf die Druckeigenschaften senkrecht zur Deckschichtebene ist dagegen nur sehr gering (Bild 5.21 und Bild 5.22). Grund hierfür ist, dass der Volumengehalt der Fasern mit ca. 3,2 % gegenüber dem Harzanteil im Kernmaterial gering ist. Somit werden die Querdruckeigenschaften hauptsächlich durch die vorhandenen Harzkanäle und weniger durch die Nähfäden beeinflusst.

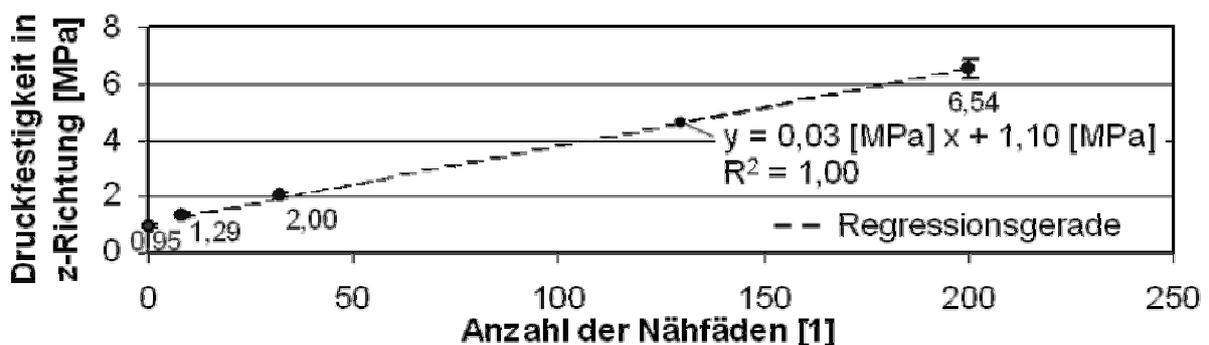


Bild 5.19: Abhängigkeit der Druckfestigkeit der Sandwich-Platte in z-Richtung von der Anzahl der PES-Nähfäden (Saba C 50)

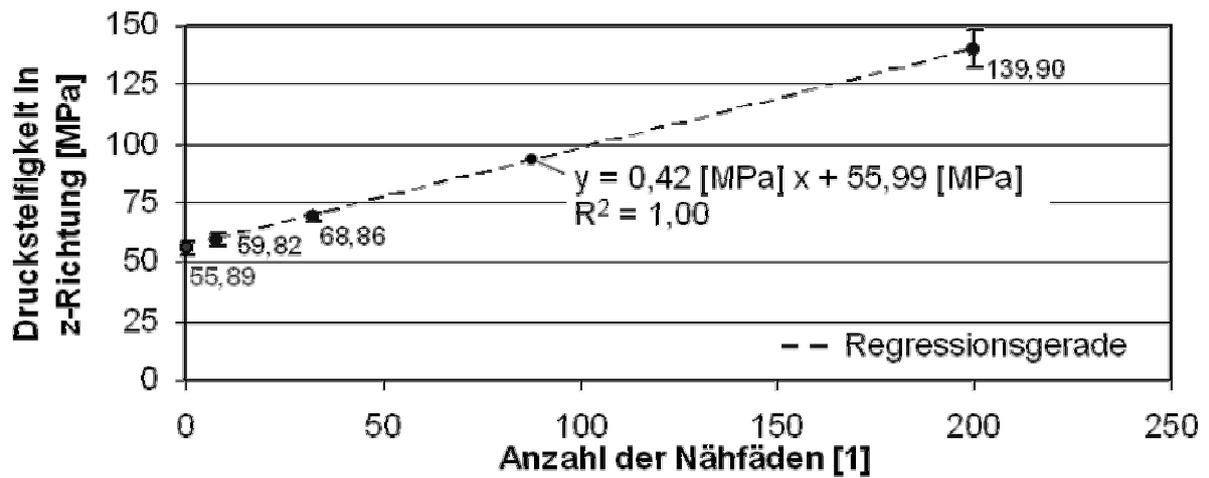


Bild 5.20: Abhängigkeit der Drucksteifigkeit der Sandwich-Platte in z-Richtung von der Anzahl der PES-Nähfäden (Saba C 50)

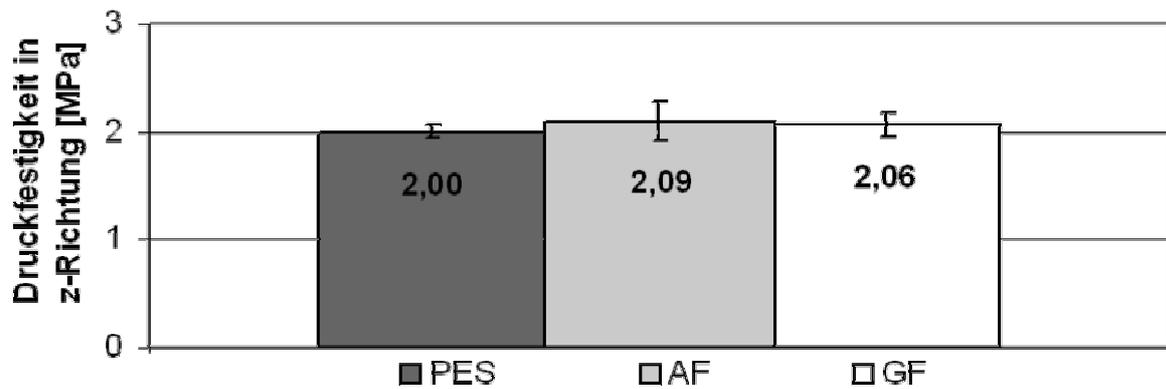


Bild 5.21: Abhängigkeit der Drucksteifigkeit der Sandwich-Platte in z-Richtung von unterschiedlichen Nähfadenmaterialien bei einer Armierungsdichte von 1,28 Fäden/cm<sup>2</sup>

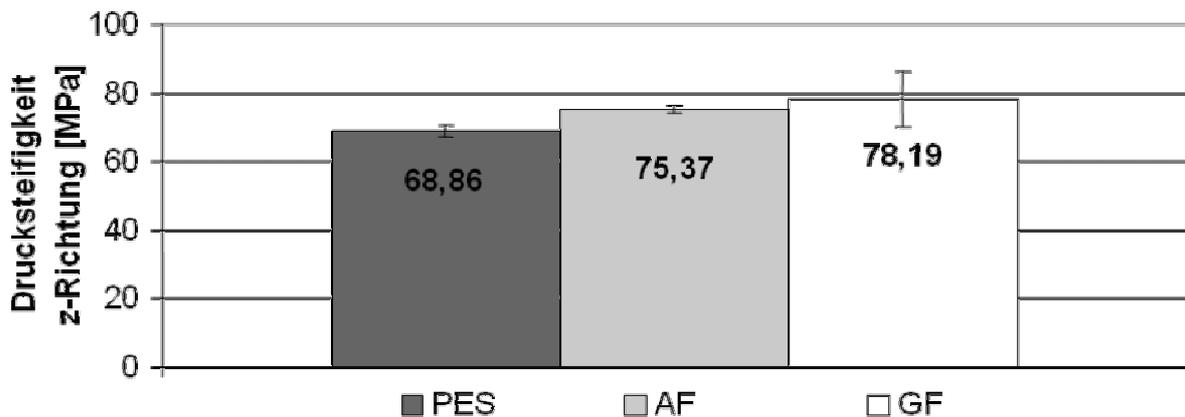


Bild 5.22: Abhängigkeit der Drucksteifigkeit der Sandwich-Platte in z-Richtung von unterschiedlichen Nähfadenmaterialien bei einer Armierungsdichte von 1,28 Fäden/cm<sup>2</sup>

### 5.6.3 4-Punkt-Biegeprüfung

Mithilfe der 4-Punkt-Biegeprüfung nach DIN 53293 [137] wurden die Biege- und Schubeigenschaften von unvernähten und vernähten Sandwich-Balken bestimmt. Die verwendete Prüfvorrichtung und die Geometrie des Prüfkörpers sind in Bild 5.23 dargestellt. Die Prüfkörper hatten eine Länge von 240 mm, eine Breite von 25 mm und eine Höhe von 9,6 mm. Zur Untersuchung der Verstärkungswirkung der Nähfäden wurden sowohl verschiedene Armierungsdichten als auch unterschiedliche Nähfadenmaterialien eingesetzt. In Tabelle 5.6 ist die Prüfmatrix der untersuchten Varianten dargestellt. Insgesamt wurden pro Variante jeweils fünf Prüfungen für die Bestimmung der Steifigkeits- und Festigkeitseigenschaften durchgeführt.

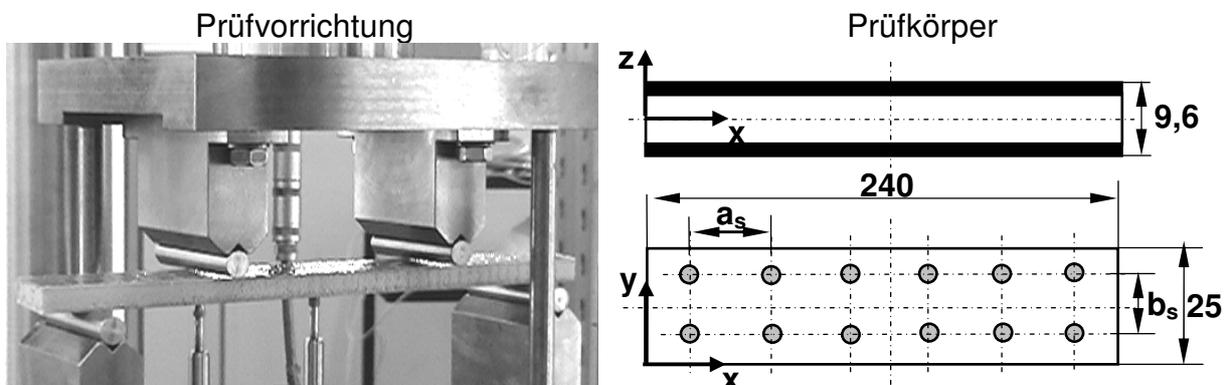


Bild 5.23: Prüfvorrichtung und Skizze des Prüfkörpers der 4-Punkt-Biegeprüfung

Tabelle 5.6: Prüfmatrix der 4-Punkt-Biegeprüfung

Prüf- variante	Nähfaden	Stich- abstand x Naht- abstand $a_s \times b_s$	Armierungsdichte	Verhältnis zwischen der Querschnitts- fläche der Nähfäden und der Grundfläche der Sandwich-Platte $A_{NF}/A_{ges.}$ [ $^{\circ}/_{\infty}$ ]
		[mm x mm]		
V-0	keine	0 x 0	0	0
V-1	PES: Saba C 50	5,0 x 5,0	8	4,016
V-2	PES: Saba C 50	5,0 x 2,5	16	8,032
V-3	PES: Saba C 50	2,5 x 5,0	16	8,032
V-4	PES: Saba C 50	2,5 x 2,5	32	16,064
V-5	AF: Kevlar 50	5,0 x 5,0	8	3,424
V-6	GF: Slide 150	5,0 x 5,0	8	4,536

In Bild 5.24 ist die nach DIN 53293 ermittelte Schubsteifigkeit  $S$  der unvernähten und der mit PES-Nähfäden unterschiedlicher Armierungsdichte vernähten Sandwich-Balken dargestellt. Hierbei wird ersichtlich, dass mit zunehmender Armierungsdichte die Schubsteifigkeit deutlich um bis ca. 362 % ansteigt. Im Gegensatz dazu wird die Biegesteifigkeit nur geringfügig um bis ca. 14 % erhöht, da diese Eigenschaft haupt-

sächlich durch die Deckschichten und weniger durch den armierten Kernwerkstoff dominiert wird. Bei einer einachsigen Biegebelastung (z. B. um y-Achse) wird die Schubsteifigkeit bei gleicher Armierungsdichte noch durch die Wahl der beiden Stichabstände  $a_s$  und  $b_s$  beeinflusst. Es empfiehlt sich hierbei, die Stichlänge senkrecht zur Richtung der Biegeachse zu reduzieren, da dadurch die Schubverformung stärker verringert wird (vgl. Kapitel 6.2.5).

Das Versagen der Sandwich-Balken infolge der Biegebelastung ist durch Schubbruch im Kernmaterial gekennzeichnet. Somit stellt die Schubfestigkeit des Kernmaterials die limitierende Größe dar. Durch Vernähen kann die Schubfestigkeit von Sandwich-Strukturen mit zunehmender Armierungsdichte deutlich erhöht werden (Bild 5.25). Die unvernähte Variante weist eine Schubfestigkeit von  $0,83 \pm 0,02$  MPa auf, sodass durch die Vernähung mit PES bei höchster Armierungsdichte eine Steigerung auf bis zu ca. 167 % erzielt werden kann.

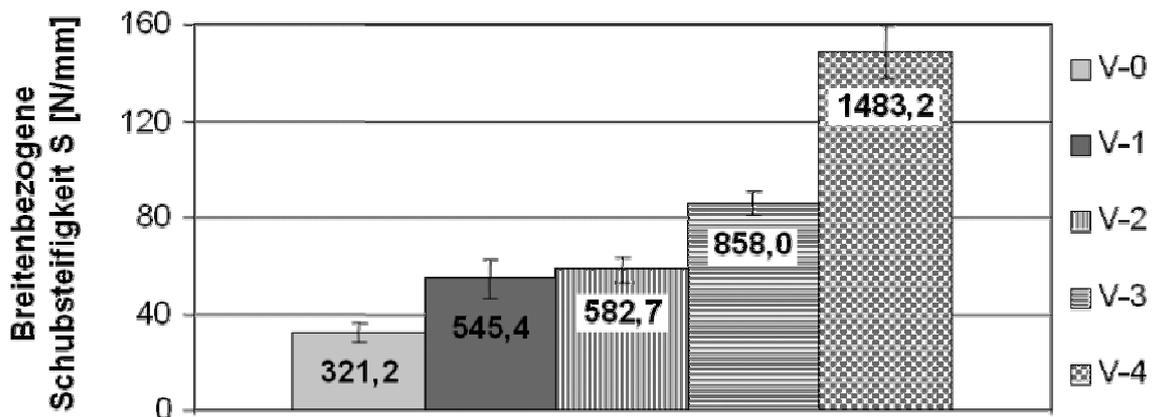


Bild 5.24: Abhängigkeit der Schubsteifigkeit S des Sandwich-Balkens von der Armierungsdichte

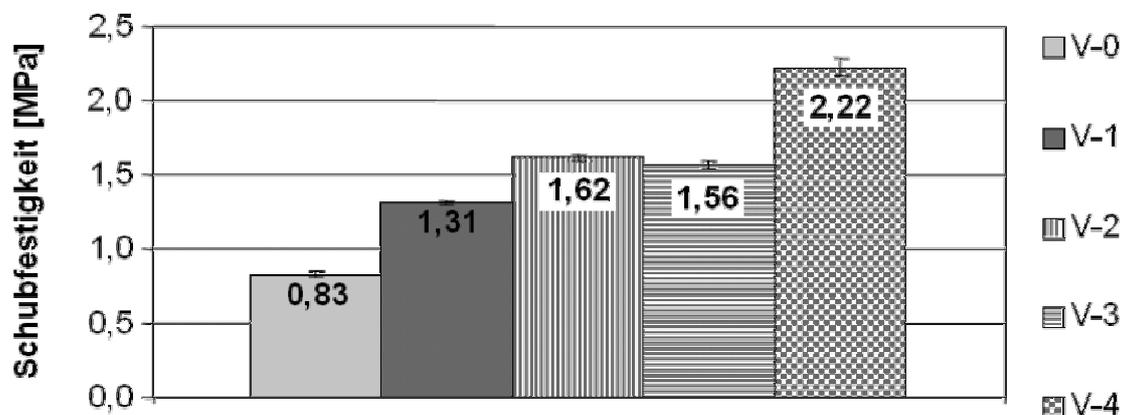


Bild 5.25: Abhängigkeit der Schubfestigkeit des Sandwich-Balkens von der Armierungsdichte

Ein Einfluss der verschiedenen Nähfadenmaterialien auf die Schubsteifigkeit  $S$  konnte dagegen nicht festgestellt werden (Bild 5.26). Im Gegensatz dazu konnte die Schubfestigkeit mit dem GF-Faden im Vergleich zu den beiden anderen Nähfadenmaterialien deutlich erhöht werden (Bild 5.27).

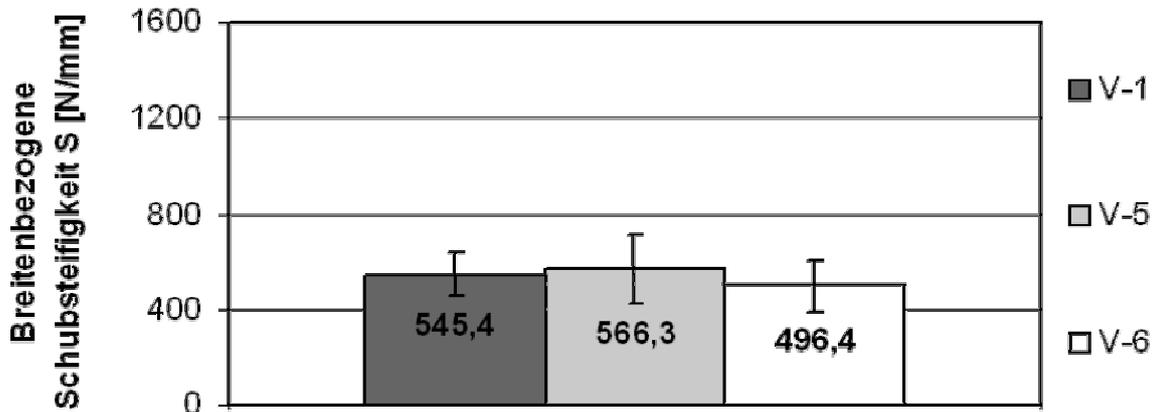


Bild 5.26: Abhängigkeit der Schubsteifigkeit  $S$  des Sandwich-Balkens vom Nähfadenmaterial bei einer Armierungsdichte von 8 Fäden/cm<sup>2</sup>

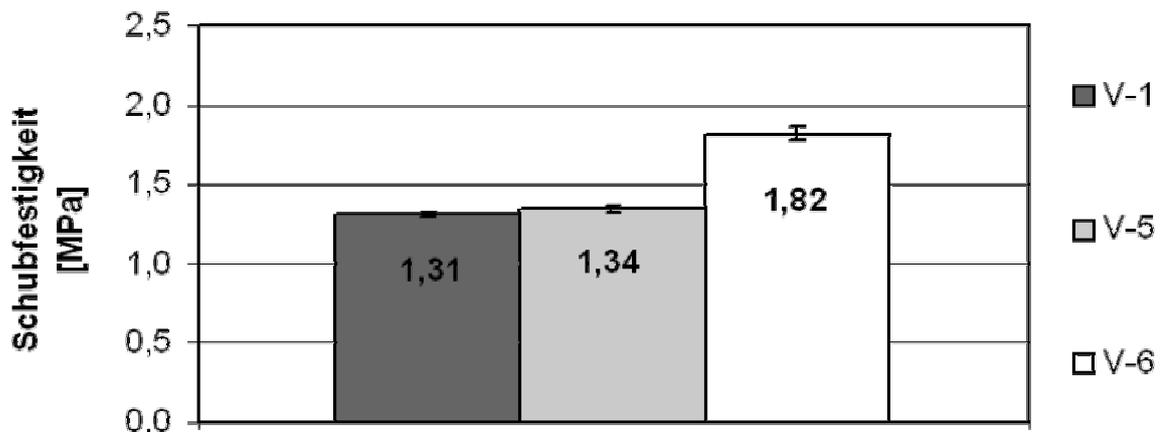


Bild 5.27: Abhängigkeit der Schubfestigkeit des Sandwich-Balkens vom Nähfadenmaterial bei einer Armierungsdichte von 8 Fäden/cm<sup>2</sup>

#### 5.6.4 Widerstand gegen schälende Beanspruchung

Konventionelle Sandwich-Strukturen reagieren grundsätzlich empfindlich gegen schälende Beanspruchung. Mithilfe der in Bild 5.28 dargestellten modifizierten 3-Punkt-Biegeprüfvorrichtung kann die Empfindlichkeit von unvernähten und vernähten Sandwich-Strukturen gegen Schälbeanspruchung ermittelt werden [138], [139]. Die Prüfkörper hatten eine Länge von 125 mm, eine Breite von 25 mm und eine Höhe von 9,6 mm. An einem Ende des Prüfkörpers wurden die untere Deckschicht und der Kern über eine Länge von 25 mm entfernt. Der Prüfkörper wurde auf zwei Auflä-

ger, die einen Abstand von 100 mm aufweisen, aufgelegt und mittig über eine Druckfinne mit der Querkraft  $F$  belastet. Infolge der Biegebeanspruchung kommt es im Bereich der Ausklinkung zu einem Zugfluss von der oberen zur unteren Deckschicht, wodurch der Kern auf Querkzug beansprucht wird und versagt (Bild 5.28 und Bild 5.30).

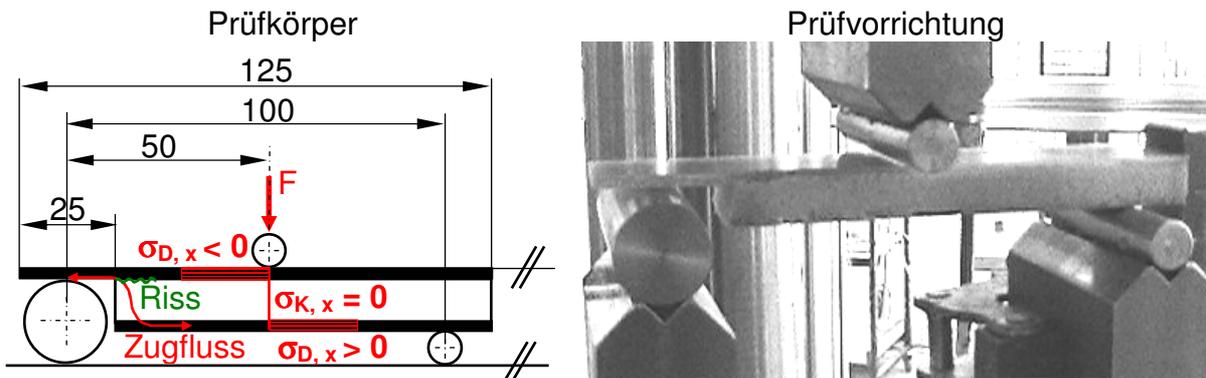


Bild 5.28: Prüfkörper und Prüfvorrichtung

Zur Untersuchung der Verstärkungswirkung der Nähfäden wurden sowohl verschiedene Armierungsdichten als auch unterschiedliche Nähfadenmaterialien eingesetzt. Hierbei wurden die in Tabelle 5.7 dargestellten Varianten untersucht. Pro Variante wurden 4 Prüfkörper geprüft.

Tabelle 5.7: Prüfmatrix der modifizierten 3-Punkt-Biegeprüfung

Prüf- variante	Nähfaden	Stich- abstand x Naht- abstand $a_s \times b_s$	Armierungsdichte	Verhältnis zwischen der Querschnitts- fläche der Nähfäden und der Grundfläche der Sandwich-Platte $A_{NF}/A_{ges.}$ [ $^{\circ}/_{00}$ ]
		[mm x mm]		
V-0	keine	0 x 0	0	0
V-1	PES: Saba C 50	5,0 x 5,0	8	4,016
V-2	PES: Saba C 50	5,0 x 2,5	16	8,032
V-3	PES: Saba C 50	2,5 x 5,0	16	8,032
V-4	PES: Saba C 50	2,5 x 2,5	32	16,064
V-5	AF: Kevlar 50	5,0 x 5,0	8	3,424
V-6	GF: Slide 150	5,0 x 5,0	8	4,536

Festzustellen ist, dass der Widerstand gegen schälende Beanspruchung mit zunehmender Armierungsdichte im Vergleich zur unvernähten Variante um bis zu ca. 266 % gesteigert werden kann (Bild 5.29). Bei der unvernähten Variante versagt der Kernwerkstoff direkt unterhalb der oberen Klebschicht infolge der Querkzugbeanspruchung (Bild 5.30, links). Hingegen versagen die vernähten Prüfkörper stets infol-

ge Schubversagens des Kernmaterials unter  $45^\circ$  zur z-Achse in Kernmitte zwischen zwei Nähfadenreihen in Längsrichtung (Bild 5.30, rechts). Bei weiterer Belastung wandert dieser Riss unter  $45^\circ$  zur z-Achse bis zu den Nähfadenreihen, wodurch dieser in z-Richtung umgelenkt wird. Der Riss verläuft dann entlang der Nähfäden bis zu den beiden Deckschichten und wird dort gestoppt. Dadurch weisen die vernähten Sandwich-Strukturen zusätzlich zum hohen Widerstand gegen Schälbeanspruchung auch Fail-Safe-Verhalten durch die Riss-Stopp-Funktion der Nähfäden auf. Bei weiterer Laststeigerung kommt es nur bei der Variante mit PES-Nähfäden und geringster Armierungsdichte, zusätzlich zu den Schubbrüchen, zu vereinzelt Nähnadenbrüchen im Bereich der Umlenkung des Zugflusses (Bild 5.30).

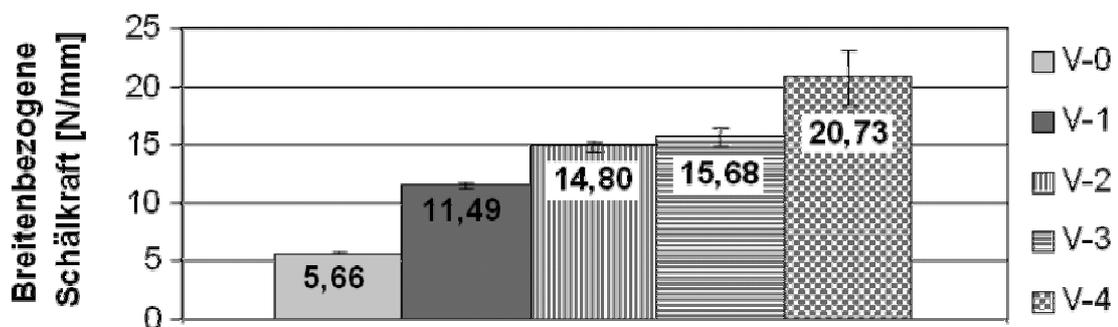


Bild 5.29: Breitenbezogene Schälkraft des Sandwich-Balkens in Abhängigkeit der Armierungsdichte

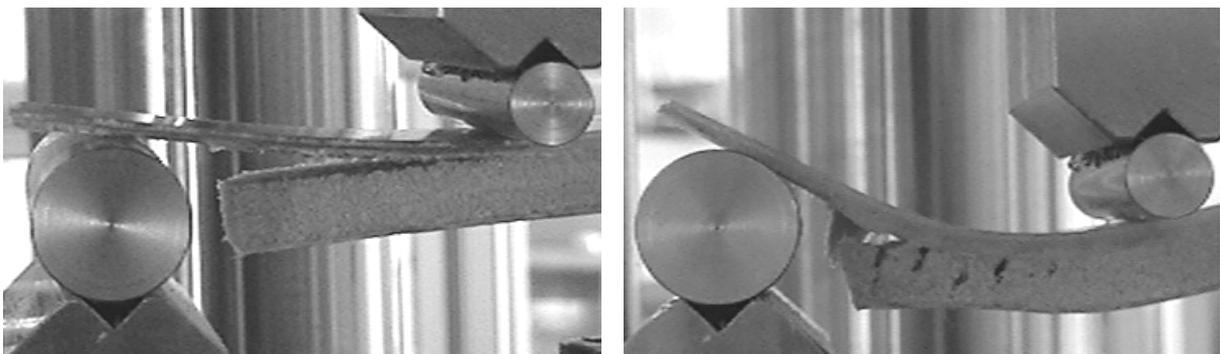


Bild 5.30: Vergleich des Versagensverhaltens zwischen einem unvernähten und einem mit PES-Nähfäden (Saba C 50) und geringster Armierungsdichte vernähten Sandwich-Balken

Weiterhin kann festgestellt werden, dass das eingesetzte Fadenmaterial einen sehr großen Einfluss auf den Widerstand gegen Schälbeanspruchung besitzt (Bild 5.31), wobei sich wiederum der GF-Nähfaden als am geeignetsten erweist.

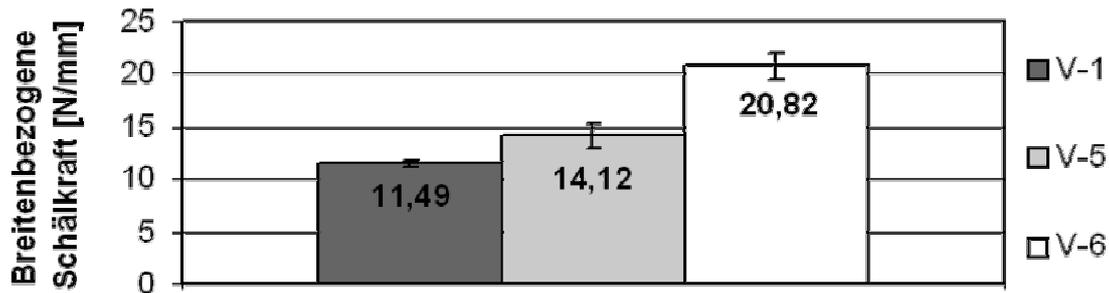


Bild 5.31: Abhängigkeit der breitenbezogenen Schälkraft des Sandwich-Balkens von unterschiedlichen Nähfadenmaterialien bei einer Armierungsdichte von 8 Fäden/cm<sup>2</sup>

### 5.6.5 Zusammenfassung

Anhand der in den vorangegangenen Abschnitten erzielten Ergebnisse kann zusammenfassend festgestellt werden, dass mit der Nähtechnik über die Wahl der Armierungsdichte und des eingesetzten Nähfadenmaterials folgende mechanische Eigenschaften gezielt verbessert werden können:

- Erhöhung der Zugsteifigkeit und -festigkeit senkrecht zur Sandwich-Plattenebene um bis zu ca. 71 % bzw. 53 %
- Erhöhung der Drucksteifigkeit und -festigkeit senkrecht zur Sandwich-Plattenebene um bis zu ca. 150 % bzw. 588 %
- Erhöhung der transversalen Schubsteifigkeit und -festigkeit um bis zu ca. 362 % bzw. 167 %
- Erhöhung der Biegesteifigkeit um bis zu ca. 14 %
- Erhöhung des Widerstands gegen schälende Beanspruchung um bis zu ca. 266 %
- Verbessertes Fail-Safe-Verhalten durch die Riss-Stopp-Funktion der Nähfäden

Folglich sollte mithilfe der Nähtechnologie die Möglichkeit bestehen, die mechanischen Eigenschaften von Sandwich-Strukturen zu verbessern, die unter Umständen auch im Bereich der Krafteinleitungsstelle relevant sind und frühzeitiges Versagen initiieren (vgl. Kapitel 4.7).



## 6 Mikromechanik von in Dickenrichtung armierten Sandwich-Strukturen

Ziel dieses Kapitels ist es, die mechanischen Eigenschaften eines in Dickenrichtung durch Vernähung im Doppelsteppstich-Verfahren armierten Kernwerkstoffs sowie die der Armierung mithilfe von mikromechanischen Modellen zu bestimmen.

### 6.1 Begriffe

Im Folgenden werden zunächst die Begriffe, geometrische Größen sowie verwendete Abkürzungen von in Dickenrichtung armierten Sandwich-Strukturen erläutert. In Bild 6.1 ist eine Querschnittsskizze einer in z-Richtung durch Vernähung im Doppelsteppstich-Verfahren mit einer Fadenverschlingung auf der Unterseite des Nähguts armierten Sandwich-Struktur dargestellt. Der Oberfaden (rot dargestellt) wird durch den Nähprozess mithilfe der Nähnadel in den Kernwerkstoff eingebracht und mit dem Unterfaden (blau dargestellt) verschlungen, wobei die Nähnadel im Kernwerkstoff ein Durchgangsloch hinterlässt. Aufgrund der Vernähung nach Stichbildungstyp 301 (Doppelsteppstich) [109] mit einer Fadenverschlingung auf der Unterseite der Sandwich-Struktur befinden sich pro Einstich der Nähnadel zwei Oberfäden im Durchgangsloch. Der Stichabstand in x- und y-Richtung der Sandwich-Struktur wird mit  $a_s$  und  $b_s$  gekennzeichnet. Ein Nähfaden besteht stets aus mehreren Einzelfilamenten (Bild 6.1, vergrößerte Darstellung), die ideal unidirektional in Achsrichtung des Durchgangslochs verlaufen. Im anschließenden Fertigungsschritt, dem Harzinfiltrationsverfahren, wird das Durchgangsloch einschließlich der Nähfäden mit Harz (Bild 6.1, grau dargestellt) getränkt. Nach abgeschlossener Aushärtung stellen die Nähfäden einschließlich des Matrixwerkstoffs unidirektionale Stäbe aus FKV dar. Somit lassen sich die mechanischen Eigenschaften der Armierung, die in Kapitel 6.2 behandelt werden, mithilfe von mikromechanischen Modellen nach [43], [50] - [52] und [140] berechnen. Die Eigenschaften der Armierung werden nach der Konvention bezeichnet, die auch bei Mehrschichtverbunden aus FKV verwendet wird. Die mechanischen Eigenschaften in Richtung der Armierung werden mit dem Parallelitätszeichen  $\parallel$ , die Eigenschaften quer zur Armierungsrichtung mit dem Senkrechtzeichen  $\perp$  gekennzeichnet (Bild 6.1).

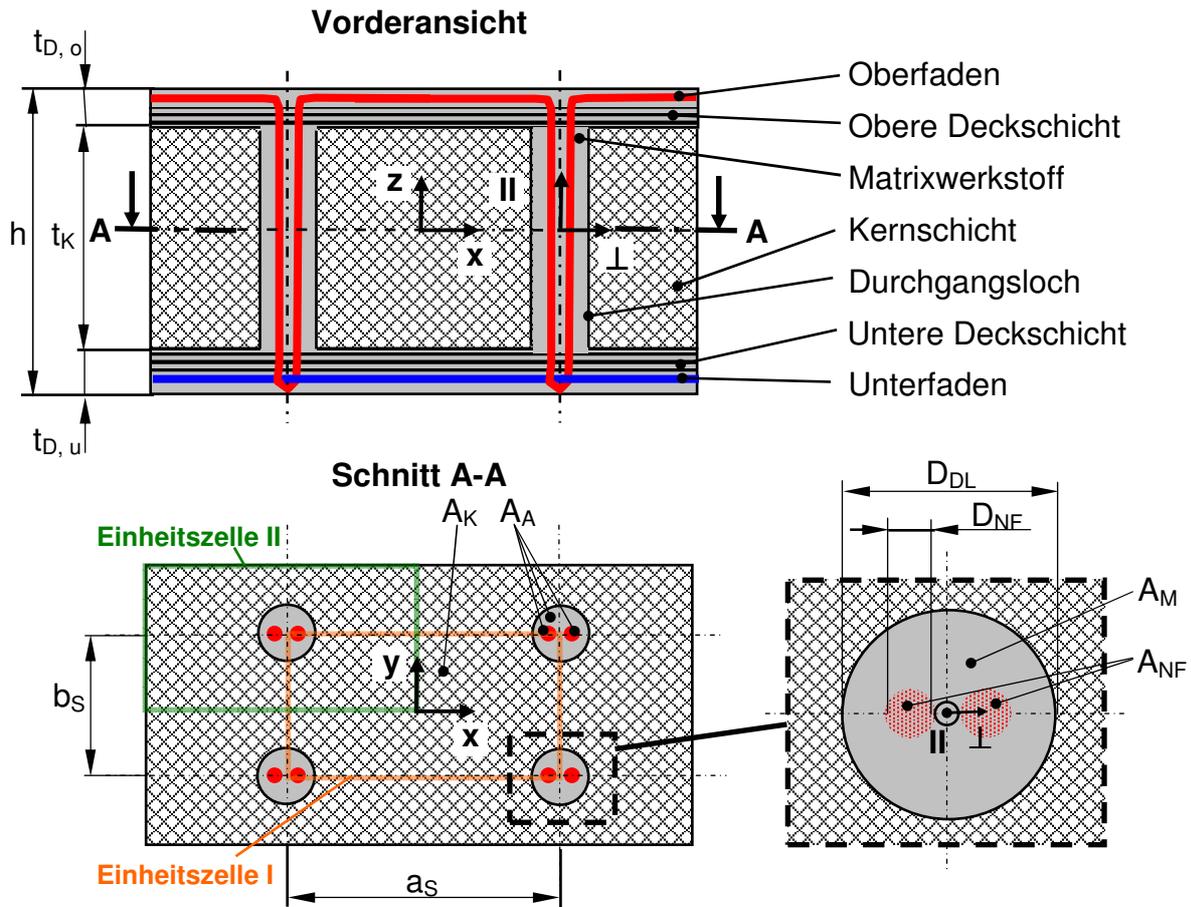


Bild 6.1: Skizze einer in Dickenrichtung vernähten Sandwich-Struktur

## 6.2 Eigenschaften der Armierung

### 6.2.1 Faservolumengehalt $\varphi_{NF}$ des Nähfadens

Die mechanischen Eigenschaften der Armierung innerhalb des Kerns werden durch die Eigenschaften der Einzelkomponenten Nähfäden (NF) und Matrixwerkstoff (M) und deren Volumenanteile beeinflusst. Da in Dickenrichtung gleiche Anteile an Nähfäden und Matrixwerkstoff vorliegen, kann der Faservolumengehalt der Nähfäden  $\varphi_{NF}$  aus den Querschnittsflächen der Einzelkomponenten (Bild 6.1) wie folgt ermittelt werden:

$$\varphi_{NF} = \frac{A_{NF}}{A_{NF} + A_M} \quad (6.1)$$

Die Gesamtfläche  $A_{NF} + A_M$  lässt sich aus der Kenntnis des Durchgangslochdurchmessers im Kernmaterial, der sowohl experimentell als auch mit dem entwickelten Modell ermittelt werden kann (vgl. Kapitel 5.5.2), mit

$$A_{NF} + A_M = \frac{\pi D_{DL}^2}{4} \quad (6.2)$$

berechnen.

Die Querschnittsfläche eines Nähfadens kann mithilfe des Längengewichts  $m_{NF}^*$  des Nähfadens, auch als Feinheit bezeichnet, und der Dichte  $\rho_{NF}$  des verwendeten Nähfadens wie folgt ermittelt werden:

$$A_{NF} = \frac{m_{NF}^*}{\rho_{NF}} \quad (6.3)$$

Mit den Gleichungen 6.1, 6.2 und 6.3 folgt für  $n$  Einstiche der Faservolumengehalt der Nähfaden innerhalb eines Durchgangslochs zu

$$\varphi_{NF, n} = 2 n \frac{4 m_{NF}^*}{\pi \rho_{NF} D_{DL, n}^2} \quad (6.4)$$

Folglich kann der Nähfadenvolumengehalt proportional zum Längengewicht des Nähfadens gesteigert werden. Eine weitere Möglichkeit, den Faservolumengehalt zu steigern, besteht darin, eine Nähnadel mit kleinerem Durchmesser zu verwenden, wodurch das Durchgangsloch und somit auch die Querschnittsfläche im Kernmaterial verringert werden kann. Durch mehrmaliges Einstechen in ein bereits vorhandenes Durchgangsloch kann ebenfalls der Faservolumengehalt gesteigert werden (vgl. Kapitel 5.5.2). Jedoch zeigten die experimentellen Ergebnisse, dass kein linearer Zusammenhang zwischen der Einstichanzahl und dem Faservolumengehalt  $\varphi_{NF, n}$ , im Folgenden nur mit  $\varphi_{NF}$  bezeichnet, besteht. Ursache hierfür ist, dass der Durchmesser  $D_{DL, n}$ , im Folgenden mit  $D_{DL}$  bezeichnet, ebenfalls durch die Anzahl der Einstiche beeinflusst wird und daher nicht konstant bleibt.

### 6.2.2 Dichte $\rho_A$ der Armierung

Durch das Einbringen der Armierung (A) erhöht sich die Masse des Kernwerkstoffs. Die Dichte der Armierung lässt sich mithilfe der Dichte der  $i$ -ten Einzelkomponenten  $\rho_i$  einschließlich des jeweiligen Volumengehalts  $\varphi_i$  und der nach [50] bekannten Mischungsregel wie folgt berechnen:

$$\rho_A = \sum_{i=1}^n \varphi_i \rho_i \quad (6.5)$$

Im Falle eines Zweikomponentensystems, bestehend aus Nähfadenmaterial und Matrixwerkstoff, vereinfacht sich Gleichung 6.5 zu

$$\rho_A = \varphi_{NF} \rho_{NF} + (1 - \varphi_{NF}) \rho_M \quad (6.6)$$

### 6.2.3 Elastizitätsmoduln

#### 6.2.3.1 Elastizitätsmodul $E_{A, \parallel}$ in Armierungsrichtung

Im Folgenden wird der Elastizitätsmodul  $E_{A, \parallel}$  in Richtung der Armierung aus den Elastizitätsmoduln der Einzelkomponenten Nähfaden und Matrix berechnet. Bei Belastung in Armierungsrichtung, d. h. in  $\parallel$ -Richtung des Nähfadens bzw. in  $z$ -Richtung der Sandwich-Struktur (Bild 6.1), sind diese unter Verwendung eines Federmodells parallelgeschaltet und erfahren somit die gleiche äußere Dehnung  $\varepsilon_z = \Delta t_K / t_K$ . Auf die detaillierte Herleitung der Gleichung für den Elastizitätsmodul in Armierungsrichtung wird nicht näher eingegangen, vielmehr wird auf die in Abschnitt 6.1 zitierten Literatur verwiesen. Der Elastizitätsmodul  $E_{A, \parallel}$  lässt sich mit der Mischungsregel wie folgt berechnen:

$$E_{A, \parallel} = \varphi_{NF} E_{NF, \parallel} + (1 - \varphi_{NF}) E_M \quad (6.7)$$

#### 6.2.3.2 Elastizitätsmodul $E_{A, \perp}$ senkrecht zur Armierungsrichtung

Bei Querbelastung der Armierung gibt es keinen in Krafrichtung durchlaufenden Nähfaden. Dieses lässt sich anhand einer Einheitszelle mit quadratischer Packung der Einzelfilamente eines Nähfadens (EF) im Matrixwerkstoff und eines herausgeschnittenen Scheibchenmodells erklären (Bild 6.2) [51].

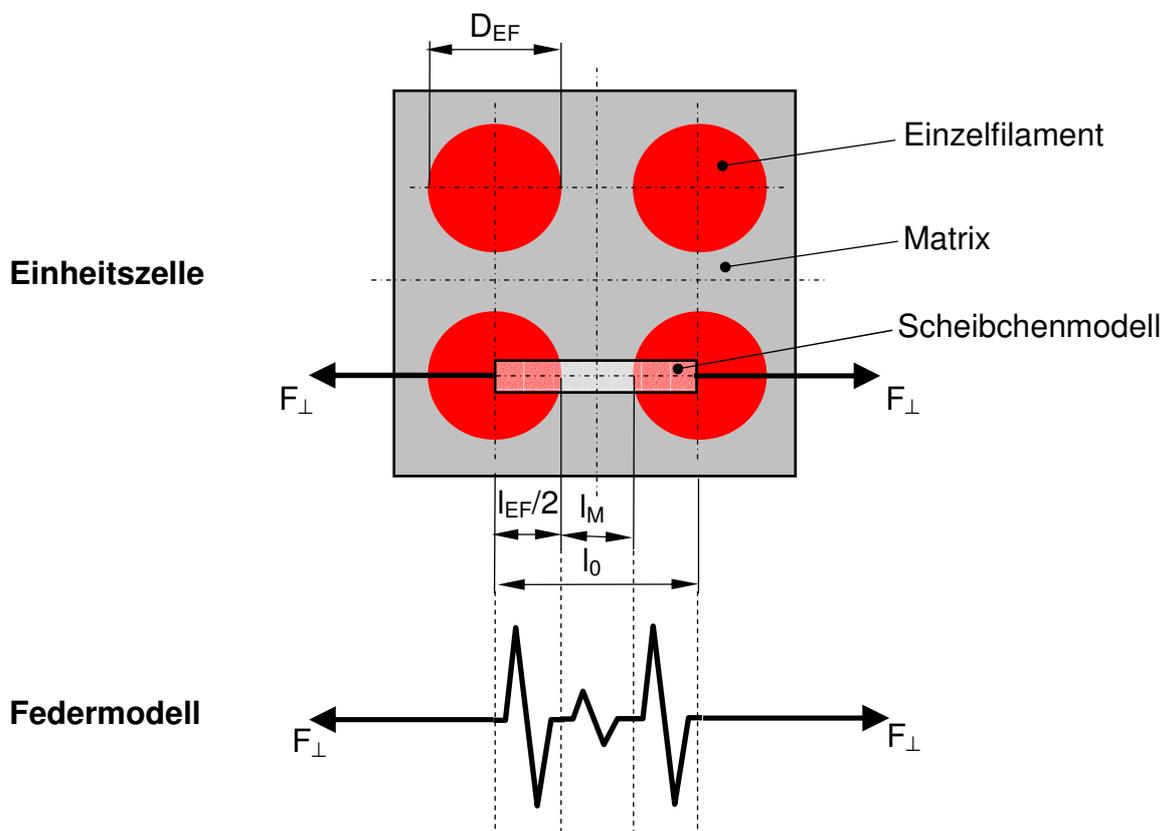


Bild 6.2: Mikromechanische Einheitszelle bei Querbeanspruchung der Armierung

Bei Anwendung eines Federmodells auf das herausgeschnittene Scheibchenmodell kommt es zu einer Reihenschaltung von Nähfäden und Matrix, d. h. beide Einzelkomponenten erfahren die gleiche Querbelastung. Dieses Scheibchenmodell stellt eine infinitesimale dünne, quer zur Faserrichtung herausgeschnittene Scheibe dar, bestehend aus hintereinandergeschalteten Bereichen aus Einzelfilamenten des Nähfadens und des Matrixwerkstoffs (Bild 6.2). Das Kräftegleichgewicht am Scheibchenmodell lautet:

$$F_{\perp} = F_{EF} = F_M \quad (6.8)$$

Da gleiche Querschnitte in Kraftflussrichtung des Scheibchenmodells vorliegen, gilt weiterhin

$$\sigma_{\perp} = \sigma_{EF} = \sigma_M \quad (6.9)$$

$$\text{und } \varphi_{NF} = \frac{l_{EF}}{l_0} \quad (6.10)$$

Die Verlängerung des Scheibchenmodells um  $\Delta l$  setzt sich aus den Verlängerungen der Einzelkomponenten wie folgt zusammen:

$$\Delta l_0 = \Delta l_{EF} + \Delta l_M \quad (6.11)$$

Mit  $\frac{\Delta l_M}{l_M} = \varepsilon_M$ ,  $\frac{\Delta l_{EF}}{l_F} = \varepsilon_{EF}$  und  $\frac{\Delta l_0}{l_0} = \varepsilon_{\perp}$  folgt aus Gleichung 6.11

$$l_0 \varepsilon_{\perp} = l_{EF} \varepsilon_{EF} + l_M \varepsilon_M \text{ und,}$$

$$\text{mit } l_{EF} = l_0 - l_M$$

$$\varepsilon_{\perp} = \varepsilon_M \frac{l_M}{l_0} + \varepsilon_{EF} \left( 1 - \frac{l_M}{l_0} \right) \quad (6.12)$$

Mit dem einachsigen Elastizitätsgesetz

$$\varepsilon_{\perp} = \frac{\sigma_{\perp}}{E_{\perp}}, \quad \varepsilon_M = \frac{\sigma_M}{E_M} \text{ und } \varepsilon_{EF} = \frac{\sigma_{EF}}{E_{NF}}$$

und den Gleichungen 6.9 und 6.10 ergibt sich aus Gleichung 6.12 eine einfache Mischungsregel aus den Nachgiebigkeiten der Einzelkomponenten

$$\frac{1}{E_{A,\perp}} = \frac{1}{E_M} (1 - \varphi_{NF}) + \frac{1}{E_{NF,\perp}} \varphi_{NF} \quad (6.13)$$

Nach Umstellung der Gleichung folgt der Elastizitätsmodul quer zur Armierungsrichtung  $E_{A,\perp}$  zu

$$E_{A,\perp} = \frac{E_M E_{NF,\perp}}{(1 - \varphi_{NF}) E_{NF,\perp} + \varphi_{NF} E_M} \quad (6.14)$$

Die Gleichung 6.14 stellt eine grobe Abschätzung dar und kann vorzugsweise für Nähfäden verwendet werden, die einen ähnlichen E-Modul aufweisen wie die Matrix selbst (z. B. Polyester-Nähfäden). Bei Verwendung von hochsteifen Nähfäden (z. B. CF- oder GF-Nähfäden) wird die Querkontraktion der Matrix behindert, sodass in Gleichung 6.14 anstelle des E-Moduls  $E_M$  der Matrix

$$E_M^* = \frac{E_M}{1 - \nu_M^2} \quad (6.15)$$

eingesetzt werden sollte.

## 6.2.4 Querkontraktionszahlen

### 6.2.4.1 Querkontraktionszahl $\nu_{A, \perp II}$

Die Querkontraktionszahl  $\nu_{A, \perp II}$ , die die Querkontraktion senkrecht zur Armierungsrichtung infolge einer Belastung in Nähfadenrichtung beschreibt, kann nach [50] mithilfe der folgenden Mischungsregel bestimmt werden:

$$\nu_{A, \perp II} = \varphi_{NF} \nu_{NF, \perp II} + (1 - \varphi_{NF}) \nu_M \quad (6.16)$$

### 6.2.4.2 Querkontraktionszahl $\nu_{A, II \perp}$

Nach Maxwell-Betti sind die beiden Querkontraktionszahlen  $\nu_{A, \perp II}$  und  $\nu_{A, II \perp}$  aufgrund der Symmetrie der Elastizitätsmatrix und unter der Annahme kleiner Verformungen und linear elastischem Werkstoffverhalten wie folgt miteinander verknüpft:

$$\nu_{A, II \perp} = \nu_{A, \perp II} \frac{E_{A, \perp}}{E_{A, II}} \quad (6.17)$$

### 6.2.4.3 Querkontraktionszahl $\nu_{A, \perp \perp}$

Da die Querkontraktionszahl  $\nu_{A, \perp \perp}$  das Dehnungsverhältnis in der transversal isotropen Ebene darstellt [43], ist es möglich, diese mithilfe der Mischungsregel aus den Querkontraktionszahlen von Nähfäden und Matrix wie folgt zu ermitteln:

$$\nu_{A, \perp \perp} = \varphi_{NF} \nu_{NF, \perp \perp} + (1 - \varphi_{NF}) \nu_M \quad (6.18)$$

Die Näherungsgleichung 6.18 kann beim Einsatz von Nähfäden, die ungefähr den gleichen E-Modul aufweisen wie der Matrixwerkstoff selbst, angewendet werden. Unter Verwendung von hochsteifen Nähfäden wird jedoch die Dehnungsbehinderung,

die die Matrix in Parallelrichtung durch die Nähfäden erfährt, zu wenig berücksichtigt. Hier empfiehlt sich die Verwendung des Korrekturfaktors nach Foye [51]:

$$v_{A, \perp\perp} = \varphi_{NF} v_{NF, \perp\perp} + (1 - \varphi_{NF}) v_M \left[ \frac{1 + v_M - v_{A, \perp\perp} \frac{E_M}{E_{A, \perp\perp}}}{1 - v_M^2 + v_M v_{A, \perp\perp} \frac{E_M}{E_{A, \perp\perp}}} \right] \quad (6.19)$$

## 6.2.5 Schubmoduln

### 6.2.5.1 Schubmodul $G_{A, \perp\parallel}$

Den Schubmodul  $G_{A, \perp\parallel}$  kann man analog zum Elastizitätsmodul quer zur Armierungsrichtung anhand eines Scheibchenmodells herleiten [51]. Bei Schubbelastung liegen die Einzelfilamente des Nähfadens und die Matrix als Reihenschaltung vor. Somit kann eine einfache Mischungsregel aus den Schubnachgiebigkeiten der Einzelkomponenten wie folgt formuliert werden:

$$\frac{1}{G_{A, \perp\parallel}} = \frac{1}{G_M} (1 - \varphi_{NF}) + \frac{1}{G_{NF, \perp\parallel}} \varphi_{NF} \quad (6.20)$$

Nach Umstellung der Gleichung 6.20 folgt der Schubmodul  $G_{A, \perp\parallel}$  zu

$$G_{A, \perp\parallel} = \frac{G_M G_{NF, \perp\parallel}}{(1 - \varphi_{NF}) G_{NF, \perp\parallel} + \varphi_{NF} G_M} \quad (6.21)$$

Nach Förster kann die halbempirische Näherungsgleichung für  $G_{A, \perp\parallel}$  angegeben werden [51], die in nachfolgenden Untersuchungen verwendet wurde:

$$G_{A, \perp\parallel} = G_M \frac{1 + 0,4 \varphi_{NF}^{0,5}}{(1 - \varphi_{NF})^{1,45} + \frac{G_M}{G_{NF, \perp\parallel}} \varphi_{NF}} \quad (6.22)$$

### 6.2.5.2 Schubmodul $G_{A, \perp\perp}$

Der Schubmodul  $G_{A, \perp\perp}$  beschreibt das mechanische Verhalten unter reiner Quer-Quer-Schubbelastung  $\tau_{\perp\perp}$  in der transversal isotropen Ebene, sodass die bei Isotropie gültige Beziehung zwischen dem Elastizitäts- und Schubmodul sowie der Querkontraktionszahl gilt. Diese leitet sich aus dem ebenen Elastizitätsgesetz und aus geometrischen Betrachtungen wie folgt ab [51]:

$$G_{A, \perp\perp} = \frac{E_{A, \perp}}{2(1 + v_{A, \perp\perp})} \quad (6.23)$$

### 6.3 Eigenschaften des armierten Kernwerkstoffs

#### 6.3.1 Volumengehalt der Armierung im Kernwerkstoff

Die mechanischen Eigenschaften des durch Vernähung armierten Kernwerkstoffs werden durch die Eigenschaften der Einzelkomponenten Nähfaden, Matrixwerkstoff und Kernwerkstoff und deren Volumenanteilen beeinflusst. Da in Dickenrichtung die relativen Anteile von Armierung und Kernwerkstoff konstant bleiben, kann der Faser-volumengehalt  $\varphi_A$  des armierten Kernwerkstoffs aus den Querschnittsflächen der Einzelkomponenten, entsprechend der Einheitszelle I (Bild 6.1, orange dargestellt), wie folgt ermittelt werden:

$$\varphi_A = \frac{A_A}{a_s b_s} \quad (6.24)$$

Mit  $A_A = 4 \frac{A_{NF} + A_M}{4}$  und Gleichung 6.2 folgt:

$$\varphi_A = \frac{\pi D_{DL}^2}{4 a_s b_s} \quad (6.25)$$

#### 6.3.2 Dichte der armierten Kernschicht

Da durch den Nähprozess kein Kernmaterial entfernt, sondern nur radial zur Nährichtung der Nähnaedel verdrängt wird, kann die Dichte des armierten Kernwerkstoffs  $\rho_K^*$  nicht mit der in Abschnitt 6.2.2 angegebenen Mischungsregel berechnet werden. Stattdessen lässt sie sich mit der folgenden Gleichung berechnen:

$$\rho_K^* = \varphi_A \rho_A + \rho_K \quad (6.26)$$

#### 6.3.3 Elastizitätsmoduln der armierten Kernschicht

##### 6.3.3.1 Elastizitätsmodul in z-Richtung

Der E-Modul des Kernwerkstoffs in z-Richtung stellt bei der Konstruktion von Sandwich-Strukturen einen entscheidenden mechanischen Kennwert dar, da dieser die Stabilität der Deckschichten beeinflusst. In [1], [5], [8], [31], [35] - [38] und [56] werden verschiedene Arten von Stabilitätsversagen und die Beziehungen zur Abschätzung der jeweiligen kritischen Lasten aufgezeigt. Hierbei wird deutlich, dass durch Steigerung des E-Moduls in z-Richtung die kritischen Lasten, die zum Stabilitätsverlust der Sandwich-Struktur führen, deutlich gesteigert werden können.

Im Folgenden wird der E-Modul  $E_{K,z}^*$  in z-Richtung eines armierten Kernwerkstoffs mithilfe der mikromechanischen Betrachtungsweise aus den Elastizitätskennwerten der Einzelkomponenten ermittelt. In Bild 6.3 sind die mikromechanische Einheitszelle II (in Bild 6.1 grün dargestellt) des armierten Kernwerkstoffs ohne die beiden Deckschichten und das dazugehörige Federmodell perspektivisch dargestellt. Bei Belastung in z-Richtung werden der Nähfaden, der Matrixwerkstoff und der Kernwerkstoff der gleichen Dehnung  $\varepsilon_z = t_K/\Delta t_K$  ausgesetzt.

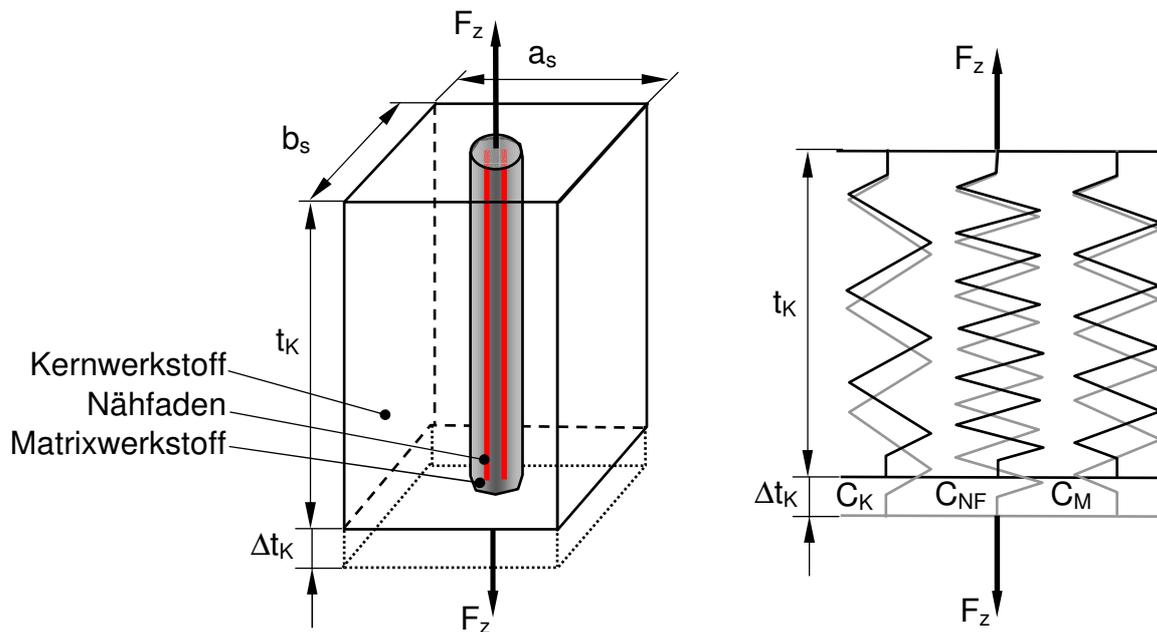


Bild 6.3: Mikromechanische Einheitszelle und Federmodell eines in z-Richtung armierten Kernwerkstoffs

Das Kräftegleichgewicht an der Einheitszelle lautet:

$$F_z = F_K + F_{NF} + F_M \quad (6.27)$$

Da alle Komponenten die gleiche Dehnung erfahren, gilt:

$$\varepsilon_z = \frac{\Delta t_K}{t_K} = \varepsilon_K = \varepsilon_{NF} = \varepsilon_M \quad (6.28)$$

Mit den Elastizitätsgesetzen der Einzelkomponenten in einachsiger Form folgt:

$$\sigma_K = \frac{F_K}{A_K} = E_K \varepsilon_K, \quad \sigma_{NF} = \frac{F_{NF}}{A_{NF}} = E_{NF} \varepsilon_{NF} \quad \text{und} \quad \sigma_M = \frac{F_M}{A_M} = E_M \varepsilon_M \quad (6.29)$$

Diese Vereinfachung ist nur dann exakt, wenn die Querkontraktionszahlen der aus Verstärkungsfasern bestehenden Nähfaden ( $0,23 \leq \nu_{NF} \leq 0,33$ ), des Matrixwerkstoffs

( $0,30 \leq \nu_M \leq 0,35$  [51]) und des Kernwerkstoffs ( $\nu_K \approx 0,33$  [128]) etwa gleich groß sind. Aus den Gleichungen 6.27, 6.28 und 6.29 ergibt sich:

$$F_z = a_s b_s E_{K,z}^* \varepsilon_z = A_K E_K \varepsilon_K + A_{NF} E_{NF} \varepsilon_{NF} + A_M E_M \varepsilon_M \quad (6.30)$$

Mit

$$\frac{A_K}{a_s b_s} = 1 - \varphi_A, \quad (6.31)$$

$$\frac{A_M}{a_s b_s} = (1 - \varphi_{NF}) \varphi_A \quad (6.32)$$

und

$$\frac{A_{NF}}{a_s b_s} = \varphi_{NF} \varphi_A \quad (6.33)$$

kann  $E_{K,z}^*$  mit der folgenden Beziehung

$$E_{K,z}^* = E_K (1 - \varphi_A) + E_M (1 - \varphi_{NF}) \varphi_A + E_{NF} \varphi_{NF} \varphi_A \quad (6.34)$$

abgeschätzt werden.

#### 6.3.4 Schubmoduln $G_{K,xz}^*$ und $G_{K,yz}^*$ der armierten Kernschicht

Die Schubmoduln  $G_{K,xz}^*$  und  $G_{K,yz}^*$  der armierten Kernschicht lassen sich mit dem in Bild 6.4 dargestellten mikromechanischen Modell anhand der herausgeschnittenen Scheibe (gelb dargestellt) bestimmen. Hierbei werden die mechanischen Eigenschaften der Einzelkomponenten der Armierung verschmiert abgebildet. Des Weiteren wird der kreisförmige Querschnitt der Armierung durch einen quadratischen Querschnitt vereinfacht abgebildet. Die Kantenlänge  $a_A$  errechnet sich aus der Forderung, dass die quadratische Querschnittsfläche gleich groß ist wie die kreisförmige, zu

$$a_A = \frac{\sqrt{\pi}}{2} D_{DL} \quad (6.35)$$

Das Kräftegleichgewicht am herausgeschnittenen Scheibchen liefert

$$\tau_{xz} = \tau_{A,xz} = \tau_{K,xz} \quad (6.36)$$

Für die Schiebung am Scheibchenmodell gilt

$$\tan \gamma_{xz}^s = \frac{u}{a_A + a_K} = \frac{u}{a_s} \quad (6.37)$$

Aus Geometriebeziehungen am Scheibchenmodell kann für kleine Winkel  $\gamma_{xz}^s$  folgende Beziehung aufgestellt werden:

$$\mathbf{u} = \gamma_{xz}^s \mathbf{a}_s = \gamma_{A,xz}^s \mathbf{a}_A + \gamma_{K,xz}^s \mathbf{a}_K \quad (6.38)$$

Mit den Elastizitätsgesetzen der Einzelkomponenten Armierung und Kernwerkstoff,

$$\tau_{A,xz} = G_{A,xz} \gamma_{A,xz}^s \quad (6.39)$$

und

$$\tau_{K,xz} = G_{K,xz} \gamma_{K,xz}^s \quad (6.40)$$

sowie mit Gleichung 6.36 folgt aus 6.38 der Schubmodul eines armierten Kernwerkstoffs am Scheibchenmodell  $G_{xz}^s$ :

$$G_{xz}^s = \frac{G_{A,xz} G_{K,xz}}{G_{A,xz} \left( \frac{a_K}{a_s} \right) + G_{K,xz} \left( \frac{a_A}{a_s} \right)} \quad (6.41)$$

Unter der Annahme, dass in  $y$ -Richtung zwischen den einzelnen Armierungen und dem reinen Kernwerkstoff die gleiche Verschiebung  $\gamma_{xz}$  anliegt, und unter Verwendung eines weiteren Federmodells liegt im Bereich  $b_s$  eine Parallelschaltung des Scheibchenmodells und des reinen Kernwerkstoffs vor. Somit kann der verschmierte Schubmodul  $G_{K,xz}^*$  eines armierten Kernwerkstoffs wie folgt abgeschätzt werden:

$$G_{K,xz}^* = G_{xz}^s \frac{a_A}{b_s} + G_{K,xz} \frac{b_K}{b_s} \quad (6.42)$$

Analog kann der Schubmodul am Scheibchenmodell  $G_{yz}^s$  und der verschmierte Schubmodul  $G_{K,yz}^*$  des armierten Kernwerkstoffs in der  $yz$ -Ebene hergeleitet werden. Somit gilt:

$$G_{yz}^s = \frac{G_{A,yz} G_{K,yz}}{G_{A,yz} \left( \frac{b_K}{b_s} \right) + G_{K,yz} \left( \frac{a_A}{b_s} \right)} \quad (6.43)$$

und

$$G_{K,yz}^* = G_{yz}^s \frac{a_A}{a_s} + G_{K,yz} \frac{a_K}{a_s} \quad (6.44)$$

Ebenso wie der E-Modul des Kernwerkstoffs in  $z$ -Richtung stellt der transversale Schubmodul des Kerns einen entscheidenden mechanischen Kennwert bei der Konstruktion von Sandwich-Strukturen dar, da dieser die Stabilität gegen Schubknicken von Sandwich-Platten beeinflusst [36]. Durch Steigerung des transversalen Schubmoduls des Kerns können die kritischen Lasten, die zu Stabilitätsverlust der Sandwich-Struktur führen, gesteigert werden.

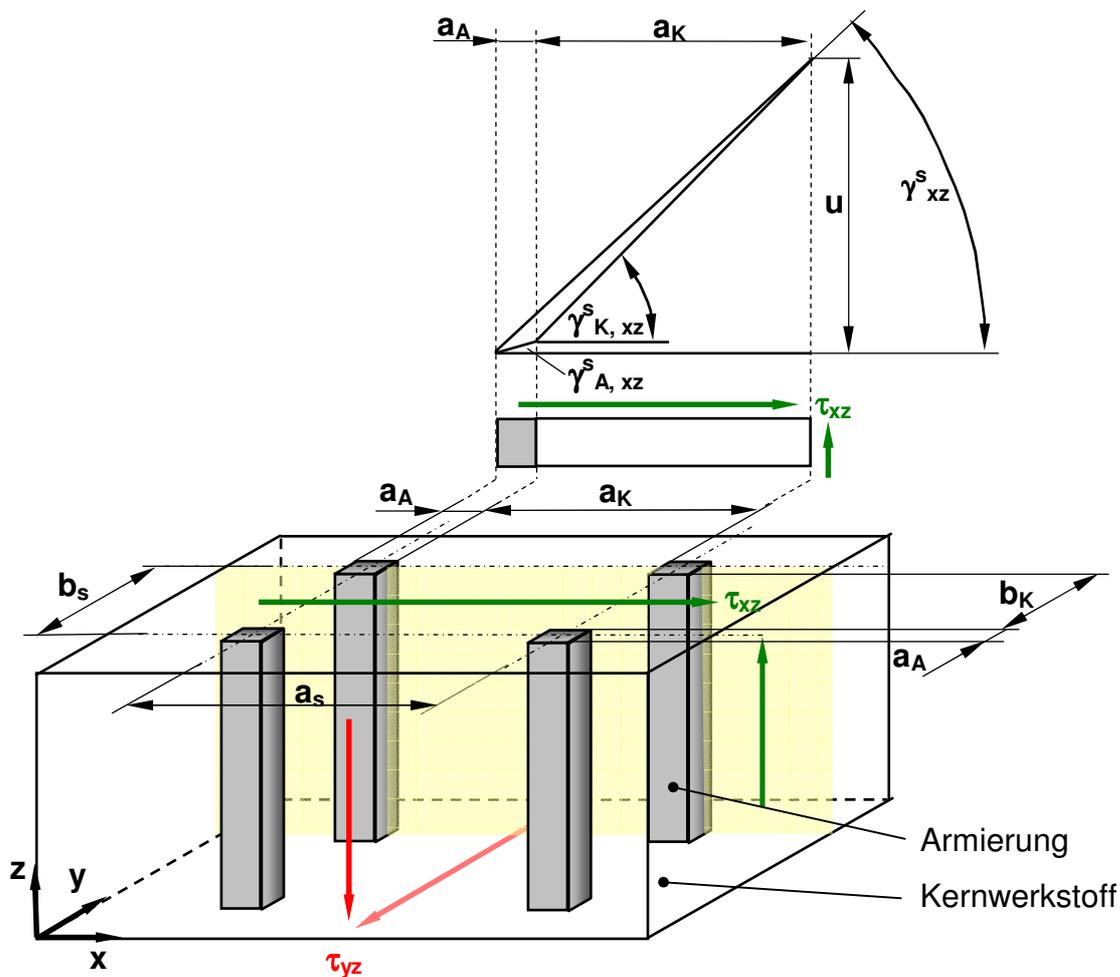


Bild 6.4: Mikromechanisches Modell zur Bestimmung der Schubmoduln  $G_{K,xz}^*$  und  $G_{K,yz}^*$  eines in z-Richtung армиerten Kernwerkstoffs

#### 6.4 Spannungsanalyse der Verschlingung von Ober- und Unterfaden

In einer vernähten Sandwich-Struktur stellt die Verschlingung des Oberfadens mit dem Unterfaden bei einer Zugbeanspruchung in z-Richtung häufig die kritischste Stelle dar [27]. Hierbei versagt der mit dem Matrixwerkstoff imprägnierte Oberfaden meist direkt im Scheitelpunkt der Verschlingung (vgl. Kapitel 5.6.1). Im Folgenden sollen analytische Beziehungen hergeleitet werden, um die Spannungskomponenten im Scheitelpunkt des Oberfadens im Bereich der Verschlingung ermitteln zu können. Ziel dieser rechnerischen Untersuchung ist es, die Ursache dieser Versagensart zu analysieren sowie eine analytische Methode zur Abschätzung der Spannungen zur Verfügung zu stellen.

In Bild 6.5 ist die Verschlingung des Oberfadens mit dem Unterfaden schematisch und idealisiert dargestellt. Im Vergleich hierzu ist in Bild 5.10 und Bild 5.11 die wahre Verschlingung des Oberfadens mit dem Unterfaden abgebildet. Hierbei deuten die

Pfeile in Bild 5.10 den Verlauf der beiden Nähfäden an. Da im Nähprozess der Oberfaden durch den Fadengeber der Nähmaschine nach oben gezogen wird, schmiegt sich der Oberfaden an den Unterfaden an, verliert dadurch den ursprünglichen kreisförmigen Querschnitt und nimmt einen ellipsenförmigen Querschnitt mit Größen der beiden Hauptachsen  $B$  und  $H$  an (vgl. Kapitel 5.5.4). In diesem Bereich wird nun der Querschnitt des Oberfadens als rechteckförmig idealisiert (Bild 6.5). Unter der Annahme eines konstanten Volumengehalts und konstanter Dicke des Unterfadens  $H$  im Scheitelpunkt der Verschlingung lässt sich die äquivalente Breite des Rechteckquerschnitts  $B^*$  wie folgt bestimmen:

$$B^* = \pi \frac{B}{4} \quad (6.45)$$

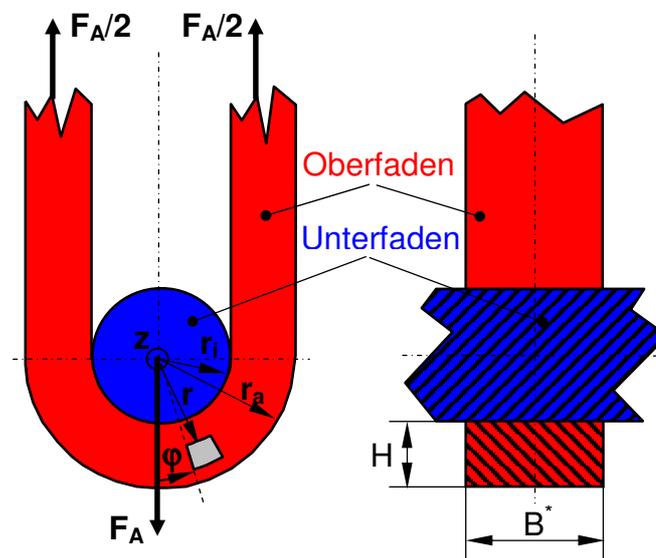


Bild 6.5: Mechanisches Ersatzbild der Verschlingung von Ober- und Unterfaden

Die Verschlingung des Oberfadens mit dem Unterfaden stellt ein ähnliches mechanisches Problem dar, wie bei dem bekannten FKV-Schlaufenanschluss [49], [51]. Als Berechnungsansatz für die Spannungen im Scheitelpunkt des Oberfadens kann daher das Modell eines auf Innendruck beanspruchten dicken Zylinderrohrs verwendet werden, das auch bei der Berechnung der Schlaufenanschlüsse angewendet wird und dessen Richtigkeit durch zahlreiche Untersuchungen [141], [142] bestätigt wurde. Weiterhin wird die Annahme getroffen, dass die Kräfte in Richtung des Unterfadens, d. h. in  $z$ -Richtung (Bild 6.5 und Bild 6.6), konstant sind und aufgrund der Symmetriebedingung keine Spannungsänderung in Umfangsrichtung  $\varphi$  erfolgt. Die Kraft  $F_A$ , die am Oberfaden angreift, lässt sich mit den Gleichungen 6.27 bis 6.34 mit

$$F_A = F_M + F_{NF} \quad (6.46)$$

wie folgt bestimmen:

$$F_A = F_z \left( 1 - \left( \frac{E_K}{E_{K,z}^*} \right) (1 - \varphi_A) \right) \quad (6.47)$$

Das Kräftegleichgewicht in radialer Richtung an dem in Bild 6.5 und Bild 6.6 dargestellten infinitesimalen Element im Scheitelpunkt des Oberfadens liefert für kleine Winkel ( $\sin d\varphi \approx d\varphi$ ) folgende Beziehung:

$$-\sigma_r(r d\varphi) + \sigma_r(r d\varphi) + \frac{d}{dr}(\sigma_r r d\varphi) dr - \sigma_\varphi dr d\varphi = 0 \quad (6.48)$$

$$\frac{d(\sigma_r r)}{dr} - \sigma_\varphi = 0 \quad (6.49)$$

Mit der Anwendung der Produktregel auf Gleichung 6.49 folgt:

$$\frac{d\sigma_r}{dr} r + \sigma_r - \sigma_\varphi = 0 \quad (6.50)$$

Die geometrischen Beziehungen am infinitesimalen Element der aufgrund der Belastung resultierenden Verschiebungen lauten in radialer Richtung:

$$\varepsilon_r = \frac{\Delta r}{dr} = \frac{(u + du) - u}{dr} = \frac{du}{dr} \quad (6.51)$$

und in Umfangsrichtung:

$$\varepsilon_\varphi = \frac{(r + u) d\varphi - r d\varphi}{r d\varphi} = \frac{u}{r} \quad (6.52)$$

Aus Gleichung 6.51 und 6.52 folgt:

$$r \frac{d\varepsilon_\varphi}{dr} + \varepsilon_\varphi - \varepsilon_r = 0 \quad (6.53)$$

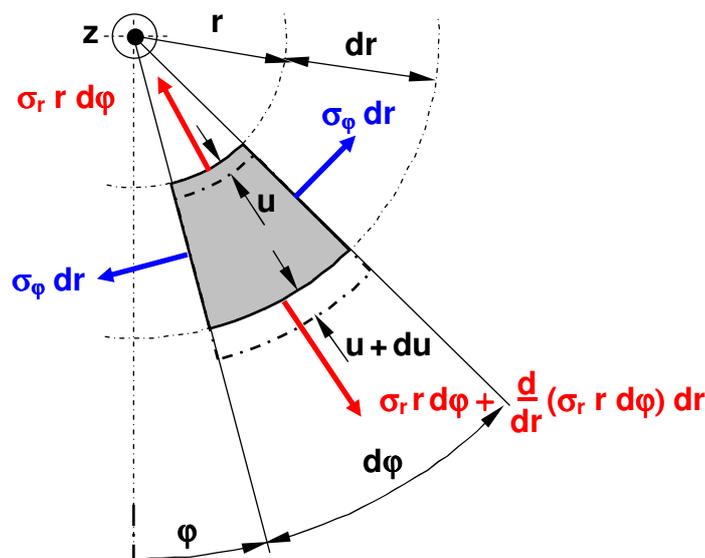


Bild 6.6: Kräftegleichgewicht und Verschiebungen an einem infinitesimalen Element im Scheitelpunkt des Oberfadens

Aufgrund der Einbettung der Verschlingung in der unteren Deckschicht und der periodischen Abfolge der Verschlingung in z-Richtung (Bild 6.7) kann die Annahme getroffen werden:

$$\varepsilon_z \approx 0 \quad (6.54)$$

Am infinitesimalen Element liegt dadurch ein zweidimensionaler Dehnungs- und ein dreidimensionaler Spannungszustand vor. Hieraus ergibt sich für den Oberfaden, der orthotropes Werkstoffverhalten aufweist, folgendes Elastizitätsgesetz:

$$\varepsilon_r = \frac{\sigma_r}{E_r} - \nu_{r\varphi} \frac{\sigma_\varphi}{E_\varphi} - \nu_{rz} \frac{\sigma_z}{E_z} \quad (6.55)$$

$$\varepsilon_\varphi = \frac{\sigma_\varphi}{E_\varphi} - \nu_{\varphi z} \frac{\sigma_z}{E_z} - \nu_{\varphi r} \frac{\sigma_r}{E_r} \quad (6.56)$$

$$0 = \frac{\sigma_z}{E_z} - \nu_{rz} \frac{\sigma_r}{E_r} - \nu_{r\varphi} \frac{\sigma_\varphi}{E_\varphi} \quad (6.57)$$

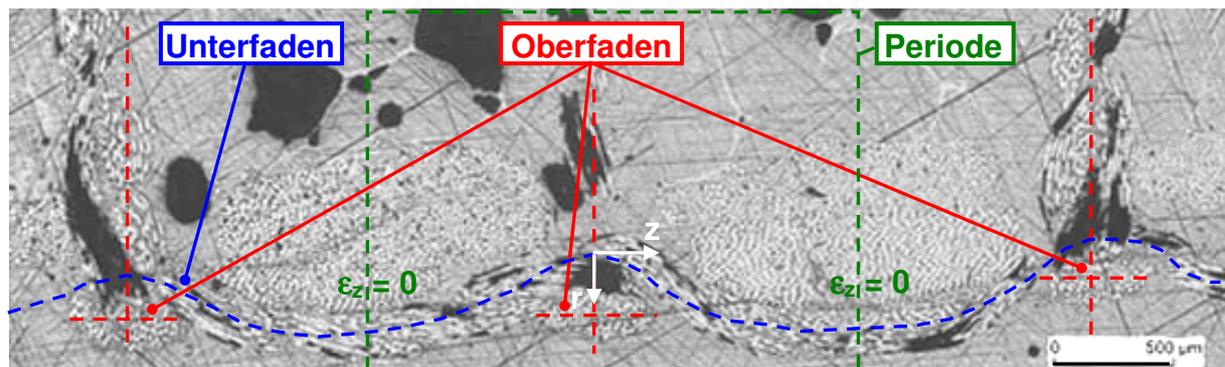


Bild 6.7: Verlauf des Unterfadens in z-Richtung

Beim zugbelasteten Oberfaden herrscht am Innenradius  $r_i$  Gleichgewicht zwischen dem Fugendruck  $p_i$  und der radialen Spannungskomponente  $\sigma_r(r_i)$ . Dagegen wird am Außenradius  $r_a$  des Oberfadens die Annahme getroffen, dass keine radialen Spannungen auftreten. Somit lassen sich folgende Randbedingungen für den Scheitelpunkt der Verschlingung formulieren:

$$\sigma_r(r_a) = 0 \quad (6.58)$$

und

$$\sigma_r(r_i) = -p_i \quad (6.59)$$

mit

$$p_i = \frac{F_A}{2 r_i B^*} \quad (6.60)$$

Mit den Gleichungen 6.50 bis 6.60 können die drei Spannungskomponenten  $\sigma_r(r)$ ,  $\sigma_\varphi(r)$  und  $\sigma_z(r)$ , innerhalb des Oberfadens im Scheitelpunkt der Verschlingung in Abhängigkeit des Radius  $r$  wie folgt angegeben werden:

$$\sigma_r(r) = \frac{-p_i r_i^{1+E_{r,\varphi}^*}}{r_i^{2E_{r,\varphi}^*} - r_a^{2E_{r,\varphi}^*}} r^{E_{r,\varphi}^* - 1} + \frac{-p_i r_i^{1-E_{r,\varphi}^*}}{r_i^{-2E_{r,\varphi}^*} - r_a^{-2E_{r,\varphi}^*}} r^{-E_{r,\varphi}^* - 1} \quad (6.61)$$

$$\sigma_\varphi(r) = \frac{-p_i E_{r,\varphi}^* r_i^{1+E_{r,\varphi}^*}}{r_i^{2E_{r,\varphi}^*} - r_a^{2E_{r,\varphi}^*}} r^{E_{r,\varphi}^* - 1} + \frac{p_i E_{r,\varphi}^* r_i^{1-E_{r,\varphi}^*}}{r_i^{-2E_{r,\varphi}^*} - r_a^{-2E_{r,\varphi}^*}} r^{-E_{r,\varphi}^* - 1} \quad (6.62)$$

$$\sigma_z(r) = \left( v_{zr} \frac{\sigma_r(r)}{E_r} - v_{z\varphi} \frac{\sigma_\varphi(r)}{E_\varphi} \right) E_z \quad (6.63)$$

mit

$$E_{r,\varphi}^* = \sqrt{\frac{E_\varphi^*}{E_r^*}} \quad \text{und} \quad E_r^* = \frac{E_r}{1 - v_{rz} v_{zr}}, \quad E_\varphi^* = \frac{E_\varphi}{1 - v_{r\varphi} v_{\varphi r}}$$

In Bild 6.8 sind beispielhaft für den Polyester-Nähfaden Saba C 50 (vgl. Tabelle 5.4) die drei Normalspannungen im Oberfaden im Scheitelpunkt der Verschlingung bei normierter Zugkraft ( $F_A = 1$  N) dargestellt. Anhand der Spannungsverläufe über den Radius  $r$  und anhand der Gleichungen 6.61 bis 6.63 wird ersichtlich, dass alle drei Spannungskomponenten am Innenradius des Oberfadens Maximalwerte aufweisen. Somit liegt dort eine deutliche Spannungsüberhöhung vor, wodurch die Festigkeit von vernähten Sandwich-Strukturen bei Zugbelastung senkrecht zur Plattenebene durch die Festigkeit der Verschlingung zwischen Oberfaden und Unterfaden, der so genannten Knoten- bzw. Schlaufenfestigkeit, beeinträchtigt wird (vgl. Kapitel 5.6.1).

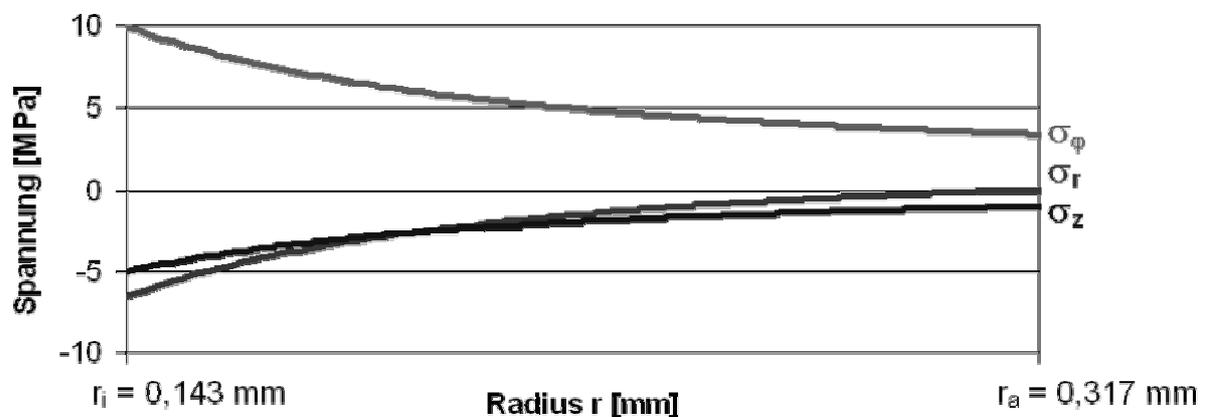


Bild 6.8: Spannungskomponenten im Scheitelpunkt der Verschlingung des Oberfadens (PES Saba C 50) in Abhängigkeit vom Radius  $r$

Anhand der Gleichungen 6.61 bis 6.63 ist weiterhin zu erkennen, dass die Spannungsüberhöhung am Innenradius durch das Verhältnis der E-Moduln in Umfangs- und Radialrichtung beeinflusst wird. In Bild 6.9 sind für die drei Nähfadenmaterialien Polyester, Aramid und Glas (vgl. Kapitel 5.2.4) unter Annahme gleicher Geometrie und eines gleichen Volumengehalts (Tabelle 5.4) sowie einer normierten Zugkraft ( $F_A = 1 \text{ N}$ ) die Umfangsspannungen  $\sigma_\varphi$  in Abhängigkeit von  $r$  dargestellt. Zu erkennen ist, dass mit zunehmendem Anisotropiegrad der Armierung die Spannungsüberhöhung am Innenradius ansteigt, sodass sich zur Vernähung von Sandwich-Strukturen isotrope Nähfäden, wie z. B. aus Glas oder Polyester, im Gegensatz zu anisotropen Nähfäden, wie z. B. aus Kohlenstoff oder Aramid, besser eignen (vgl. Kapitel 5.6.1).

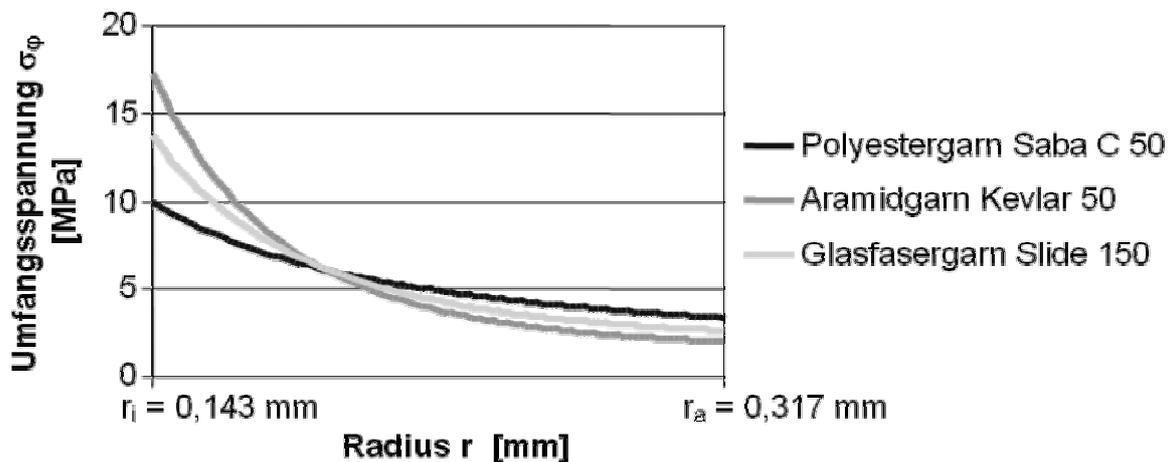


Bild 6.9: Umfangsspannung  $\sigma_\varphi$  im Scheitelpunkt der Verschlingung des Oberfadens in Abhängigkeit vom Radius  $r$  und vom Nähfadenmaterial (gleiche Geometrieverhältnisse, gleicher Nähfadenvolumengehalt,  $F_A = 1 \text{ N} = \text{const.}$ )



## 7 Methodische Bauweisenentwicklung von in Dickenrichtung vernähten Sandwich-Krafteinleitungen

Anhand der Ergebnisse aus Kapitel 4, in dem die Schwachstellen und die Ursache des frühzeitigen Versagens konventioneller Krafteinleitungen dargestellt sind, und der Ergebnisse aus Kapitel 5.6, in dem gezeigt wird, dass mithilfe der Nähtechnologie ein Verarbeitungsverfahren zur Verfügung steht, mit dem die für die Krafteinleitungsstelle relevanten mechanischen Eigenschaften verbessert werden können, erfolgt in diesem Abschnitt eine methodische Bauweisenentwicklung von in Dickenrichtung vernähten Sandwich-Krafteinleitungen. Ziel ist es, verschiedene Armierungsmöglichkeiten von Krafteinleitungsstellen aufzuzeigen. Im Rahmen dieses Kapitels werden der Unter- und Oberfaden nicht separat dargestellt, sondern nur symbolhaft durch farbige Striche gekennzeichnet. Hierbei deuten rote Symbole eine Vernähung der Sandwich-Struktur an, wohingegen das Annähen von zusätzlichen Krafteinleitungselementen an zumindest eine Komponente der Sandwich-Struktur durch blaue Striche gekennzeichnet wird. Des Weiteren werden die Nähfäden nur in z-Richtung dargestellt. Jedoch empfiehlt es sich, je nach Belastungsfall Nähfäden unter einem von  $0^\circ$  zur z-Achse abweichenden Winkel einzubringen. Beispielsweise ist bei reiner Querkraftbeanspruchung des Kernmaterials das Einbringen von Nähfäden in Richtung der ersten Hauptnormalspannung  $\sigma_1$  (Zugspannung unter  $45^\circ$  zur z-Achse) empfehlenswert, wodurch die Bildung von Rissen, die stets senkrecht zu dieser Richtung auftritt, verhindert werden kann (Bild 7.1).

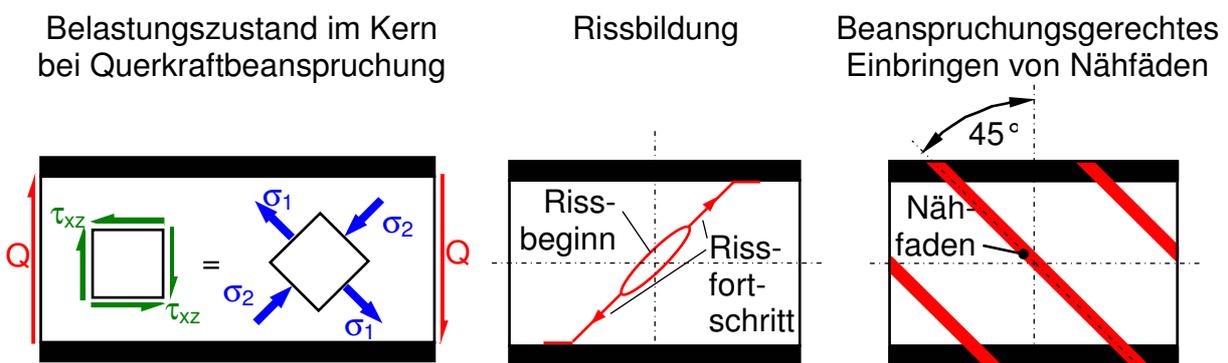


Bild 7.1: Spannungszustand im Kern bei reiner Querkraftbelastung, Rissbildung, beanspruchungsgerechtes Einbringen von Nähfäden

Alle dargestellten Krafteinleitungskonzepte werden vor der Imprägnierung durch den polymeren Matrixwerkstoff unter Verwendung der Nähtechnik armiert. Hierbei

können ein- oder aufgebrachte Krafteinleitungselemente mit der Sandwich-Struktur vernäht werden. Nach dem Nähprozess werden die textilen Deckschichten und die Durchgangslöcher einschließlich der Nähfäden in der Sandwich-Struktur mit dem Matrixwerkstoff imprägniert. Optional können die Krafteinleitungselemente (wie z. B. selbstschneidende Schraube, Niet oder partiell eingeklebtes Insert) auch erst nachträglich ein- bzw. aufgebracht werden.

### 7.1 Schraub- und Nietverbindungen

Bei Schraub- und Nietverbindungen kann die Zug- und Druckfestigkeit in z-Richtung durch Vernähen dadurch verbessert werden, da das Eindringen des Kerns sowie die Delamination zwischen Deckschichten und Kern vermindert wird (vgl. Bild 4.4). Zusätzlich kommt es durch die Vernähung zu einem verbesserten Kraftfluss zwischen den beiden Deckschichten und zu einer Steigerung der Steifigkeit, wodurch das Kernmaterial entlastet wird. Allerdings kann bei selbstschneidenden Schrauben der Schubbruch, der meist in den Flanken des Kernwerkstoffs auftritt, durch die Vernähung nicht verhindert werden. In Bild 7.2 sind zwei Varianten von armierten Nietverbindungen dargestellt, die ebenso auch bei Schraubverbindungen angewendet werden können. Bei dominierender Druckbelastung ist Variante B gegenüber A zu empfehlen, die auch direkt unter der Krafteinleitungsstelle armiert ist. Die Herstellung dieser beiden Krafteinleitungsarten erfolgt zunächst durch Vernähen der Sandwich-Struktur mit anschließender Imprägnierung. Nach abgeschlossener Aushärtung wird die selbstschneidende Schraube oder der Niet eingebracht. Beim Montagevorgang der Schraube oder des Niets kann das durch die Vernähung entstehende Nähmuster (z. B. konzentrische Kreise) zusätzlich als Positionierhilfe dienen, wenn keine besondere Genauigkeitsanforderungen erfüllt werden müssen.

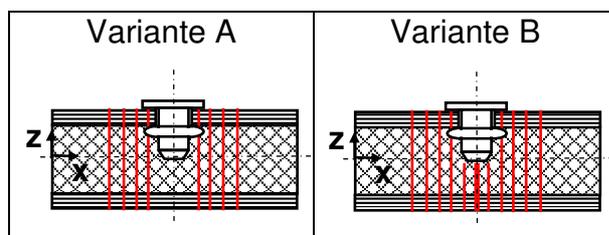


Bild 7.2: Gestaltungskonzepte von in Dickenrichtung vernähten Nietverbindungen

## 7.2 Aufgebrachte Krafteinleitungen

Um das Ablösen von Krafteinleitungen, die auf eine Deckschicht aufgebracht sind (Onsert), infolge adhäsiven oder kohäsiven Versagens der Klebestelle zu vermeiden (vgl. Kapitel 4.3), können diese mit der Deckschicht vernäht werden (Bild 7.3, Variante A). Hierzu weist das Onsert zur Aufnahme der Nähfäden Durchbrüche auf. Für Sandwich-Strukturen sollte dies jedoch keine beanspruchungsgerechte Lösung darstellen, da eine Delamination zwischen Deckschicht und Kern sowie Kernversagen nicht verhindert werden kann (vgl. Bild 4.7). Hingegen können durch eine zusätzliche Vernähung des Kerns (Variante B) und ggf. auch der unteren Deckschicht (Variante C) die mechanischen Eigenschaften des Kerns sowie die Deckschichtanbindung verbessert werden. Zur besseren Krafteinleitung können die Nähfäden über den Flansch des Onserts hinaus in die Sandwich-Struktur eingebracht werden (Variante D). Um die mechanischen Eigenschaften des Kerns weiter zu steigern, kann die Sandwich-Struktur (Variante E) oder nur der Kern (Variante F) vor dem Aufnähen des Onserts zusätzlich armiert werden. Weiterhin kann der Flansch des Onserts zur besseren Kraft- und Momenteneinleitung einen (Variante G) oder mehrere Ansätze aufweisen [28] - [30].

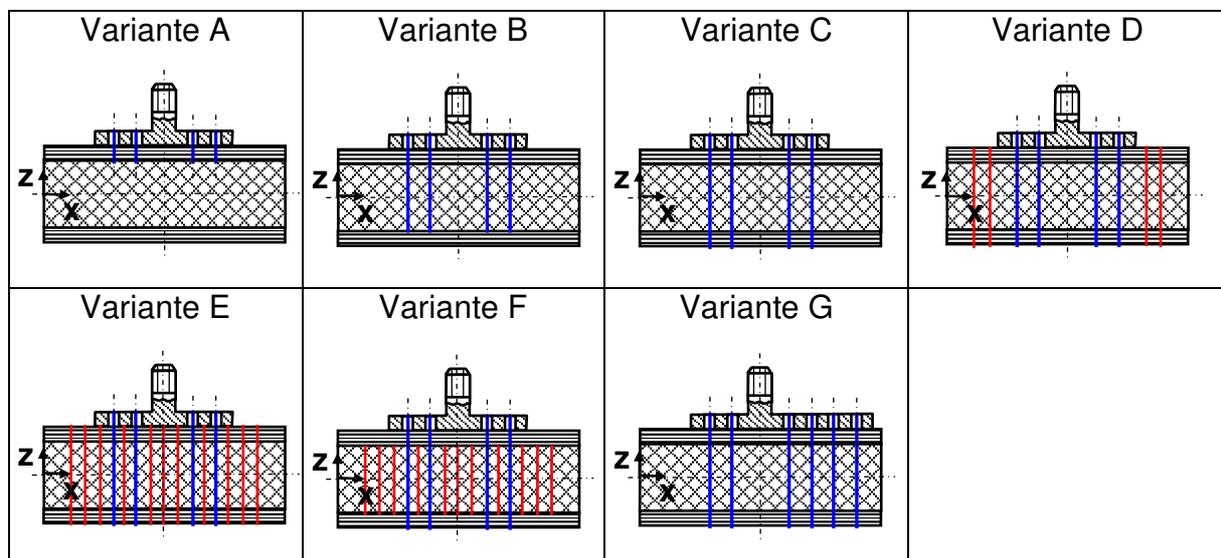


Bild 7.3: Gestaltungskonzepte von auf eine Deckschicht aufgebrachten und in Dickenrichtung vernähten Krafteinleitungen

### 7.3 Eingebachte und die Deckschicht durchsetzende Krafteinleitung

Die Zug- und Schubeigenschaften des Kernmaterials im Bereich der eingebachten und die Deckschicht durchsetzenden Krafteinleitung (z. B. partiell eingeklebtes Insert) können durch Vernähen des Kerns gesteigert werden (Bild 7.4, Variante A). Bei zusätzlicher Druckbeanspruchung in z-Richtung kann das Kernmaterial im Bereich des Inserts zusätzlich armiert werden (Variante B). Hingegen kann der Kraftfluss von der einen zu anderen Deckschicht und der Widerstand gegen Schälbeanspruchung der Deckschichten nur durch Vernähen aller Sandwich-Komponenten gesteigert werden (Variante C und D).

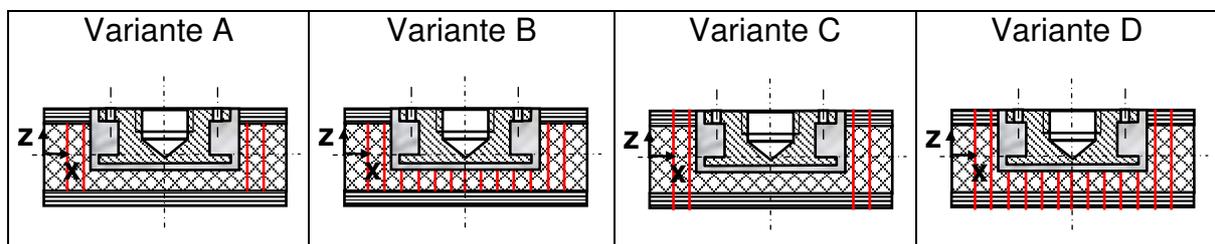


Bild 7.4: Gestaltungskonzepte von eingebachten, die Deckschicht durchsetzenden und in Dickenrichtung vernähten Krafteinleitungen

Konventionell eingebachte und beide Deckschichten durchsetzende Krafteinleitungen versagen meist durch Druckversagen infolge der Kernweichheit (vgl. Kapitel 4.4). Mithilfe der Nähetechnik kann genau diese Eigenschaft durch Vernähen des Kerns (Bild 7.5, Variante A) oder der gesamten Sandwich-Struktur (Variante B) deutlich verbessert werden.

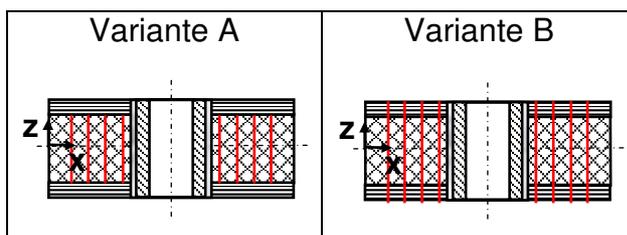


Bild 7.5: Gestaltungskonzepte von eingebachten, die Deckschichten durchsetzenden und in Dickenrichtung vernähten Krafteinleitungen

### 7.4 Eingebachte und die Kernschicht substituierende Krafteinleitung

Um die mechanischen Eigenschaften des Kerns bei der eingebachten und die Kernschicht substituierenden Krafteinleitungsvariante zu erhöhen, kann dieser außerhalb des Krafteinleitungselements vernäht werden (Bild 7.6, Variante A). Zur Verbesserung des Grenzschichtverhaltens zwischen Deckschicht und Kern kann die gesamte

Sandwich-Struktur vernäht werden (Variante B). Ein Annähen des Inserts verhindert ein frühzeitiges Lösen des Elements von der Sandwich-Struktur und bewirkt eine gleichmäßigere Einleitung der Kräfte in die beiden Deckschichten (Variante C). Hierbei muss das Insert zur Aufnahme der Nähfäden Durchbrüche aufweisen. Zur besseren Krafteinleitung können die Nähfäden über das Insert hinaus in die Struktur eingebracht werden (Variante D).

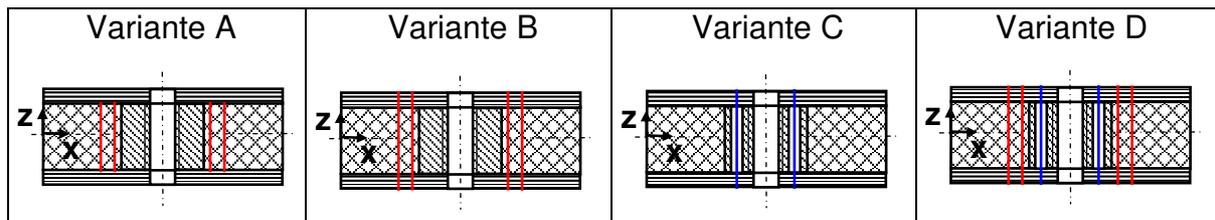


Bild 7.6: Gestaltungskonzepte von eingebrachten, die Kernschicht substituierenden und in Dickenrichtung vernähten Krafteinleitungen

### 7.5 Zusammenführen der Deckschichten

Die mechanischen Eigenschaften dieser Krafteinleitungsart können durch Vernähen im Bereich der reinen Sandwich-Struktur (Bild 7.7, Variante A) oder durch zusätzliches Vernähen des monolithischen Bereichs verbessert werden (Variante B). Hierbei ist zu erwarten, dass Variante A gegenüber B das beanspruchungsgerechtere Bauweisenkonzept darstellt. Grund dieser Annahme ist, dass es durch die Vernähung der Deckschichten im monolithischen Bereich der Krafteinleitungsstelle zu einer Desorientierung der Fasern und zur Entstehung von Harztaschen kommt (vgl. Kapitel 5.5.6). Hierdurch können die In-Plane-Eigenschaften der Deckschichten sowohl gesteigert als auch reduziert werden [143]. Durch die Vernähung erfolgt jedoch in der Regel eine Reduzierung der In-Plane-Eigenschaften bis zu ca. 20% [144].

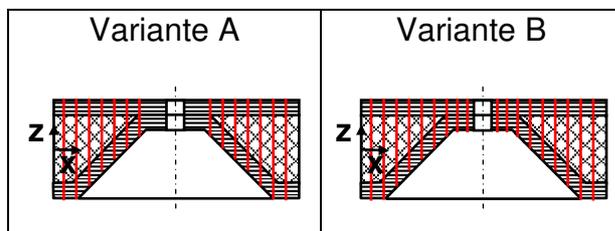


Bild 7.7: Gestaltungskonzepte von durch Zusammenführen der Deckschichten hergestellten und in Dickenrichtung vernähten Krafteinleitungen



## **8 Herstellung von in Dickenrichtung vernähten Sandwich-Krafteinleitungen**

Im Folgenden wird aufbauend auf den Ergebnissen aus den Kapiteln 5 und 7 speziell auf die Auswahl der zu untersuchenden vernähten Sandwich-Krafteinleitungen und deren Herstellung eingegangen.

### **8.1 Geometrie und Aufbau der Prüfkörper**

Zur Untersuchung der mechanischen Eigenschaften von unvernähten und vernähten Sandwich-Krafteinleitungen senkrecht zur Plattenebene wurden kreisförmige Prüfkörper mit einem Außendurchmesser von 248 mm und zentrischer Krafteinleitung verwendet. Kreisförmige Prüfkörper stellen aufgrund der zentrischen Zug- oder Druckbelastung senkrecht zur Plattenebene und der sich daraus ergebenden rotationssymmetrischen Verformung die geeignetste Geometrie dar. Die Wahl des Außendurchmessers ergab sich aus der Forderung, dass sich die Krafteinleitungsstelle in ausreichendem Abstand von der Einspannung befindet, um Spannungsüberlagerungen aus der Einspannzone in den Bereich der Krafteinleitungsstelle zu vermeiden [145]. Die Sandwich-Struktur bestand aus den bereits in Kapitel 5.2 genannten Komponenten und war symmetrisch und ausgeglichen zur Mittelebene aufgebaut.

### **8.2 Auswahl der untersuchten Krafteinleitungen**

Im Folgenden werden anhand der Ergebnisse aus dem vorangegangenen Kapitel für vier der fünf prinzipiellen Sandwich-Krafteinleitungsarten viel versprechende vernähte Gestaltungskonzepte ausgewählt und untersucht. Die vernähten selbstschneidenden Schraubverbindungen und Nietverbindungen werden im Rahmen dieser Arbeit nicht weiter berücksichtigt, da das zu erwartende Potenzial der Vernähung im Vergleich zu den anderen Krafteinleitungsarten geringer einzuschätzen ist. Die Nietverbindungen sind für Sandwich-Strukturen prinzipbedingt ungeeignet, bei den selbstschneidenden Schrauben tritt meist Schubbruch in den Flanken auf, der durch Vernähung nicht zu vermeiden ist.

### 8.2.1 Aufgebrachte Krafteinleitungen

Als aufgebrachtes Krafteinleitungselement wurde das handelsübliche Onsert vom Typ M1/B38-M6x20 der britischen Firma Bighead Bonding Fasteners Ltd. [146] verwendet (Bild 8.1). Dies ist ein gängiges Krafteinleitungselement aus Stahl für verschiedenartige strukturelle und nichtstrukturelle Anwendungen, das bereits für vorangegangene Untersuchungen zur Vernähung von monolithischen Strukturen an der IVW GmbH eingesetzt wurde [70], [72]. Die Bezeichnung besagt, dass es sich um ein Befestigungselement mit Flansch mit einem Durchmesser von 38 mm und einer 20 mm langen Gewindestange mit Außengewinde M6 handelt. Im Flansch befinden sich 6 innere und 12 äußere Durchbrüche mit einem Durchmesser von 3 mm bzw. 5 mm auf einem Lochkreisdurchmesser von 14 mm bzw. 29 mm (Bild 8.1).

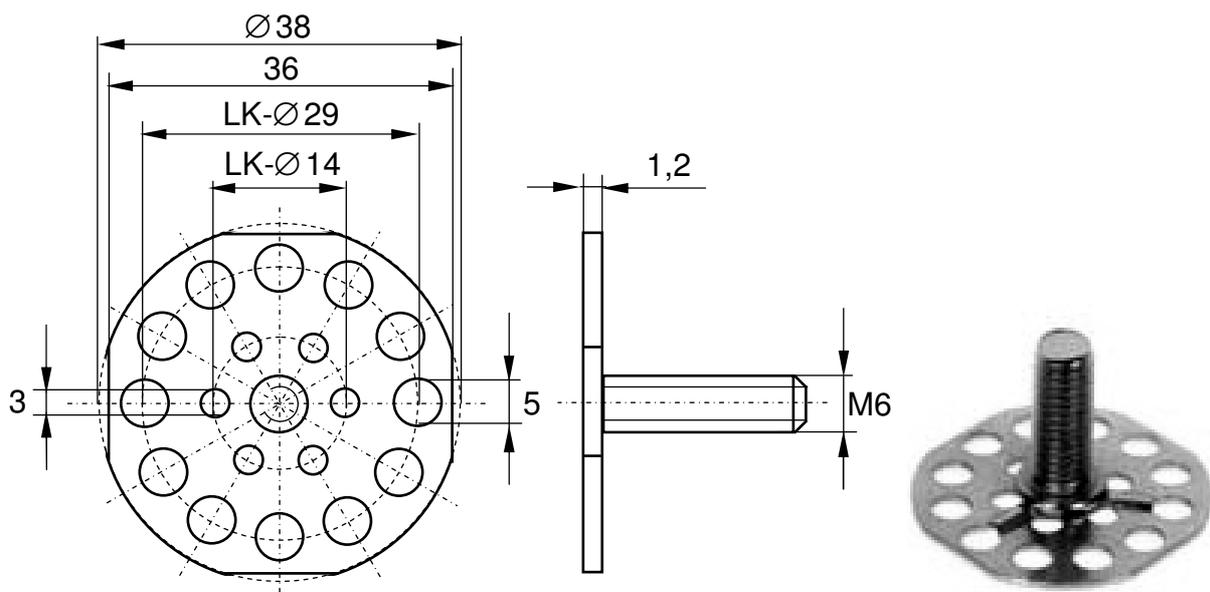


Bild 8.1: Onsert vom Typ Bighead M1/B38-M6x20

Die Auswahl und die Herstellung der Krafteinleitungsvarianten erfolgten hinsichtlich der drei folgenden Untersuchungsschwerpunkte. Zunächst werden grundlegende Gestaltungsmöglichkeiten bezüglich ihrer Beanspruchungsgerechtigkeit untersucht (Tabelle 8.1). Des Weiteren sollen anhand dieser Krafteinleitungsart der Einfluss der Armierungsdichte und des Nähfadenmaterials auf die Tragfähigkeit ermittelt werden (Tabelle 8.2). Das unvernähte Onsert stellt die Variante O-0 dar (Tabelle 8.1), welches als Vergleichsmaßstab herangezogen wird. Die Verklebung des Onserts mit der

oberen Deckschicht erfolgt für diese und für alle Varianten während der Imprägnierung der Sandwich-Struktur [70], [146].

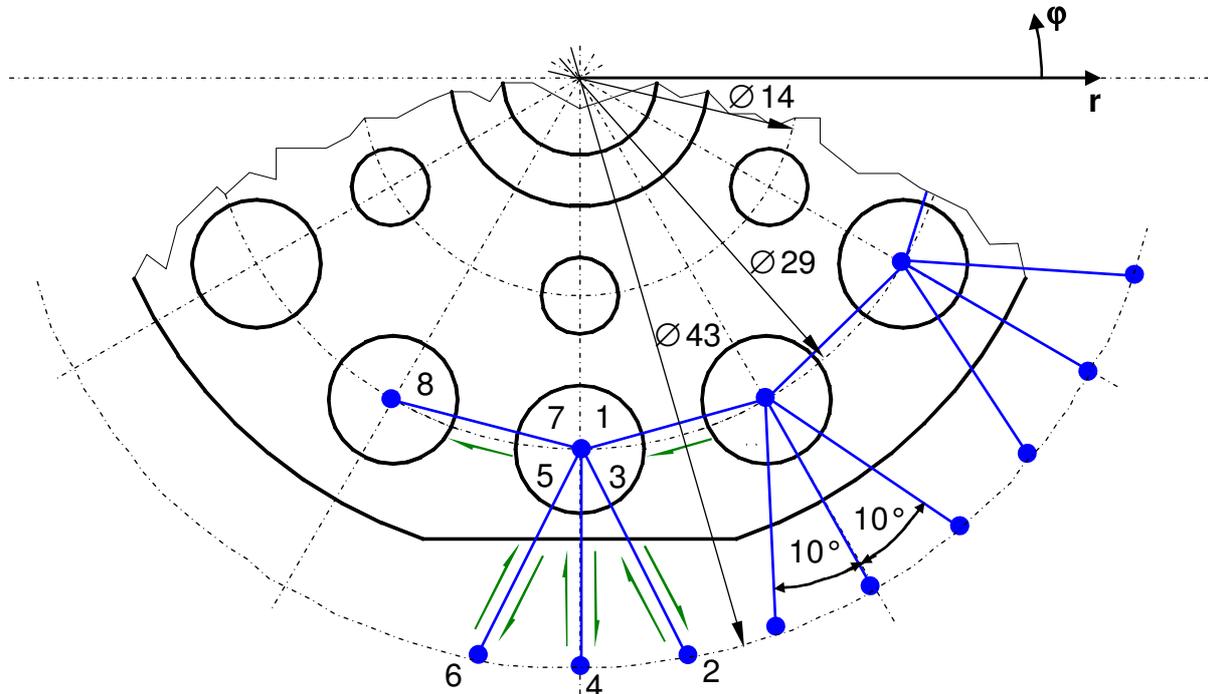


Bild 8.2: Prinzip der Vernähung einer Onsert-Variante mit 10°-Orientierung

Bei O-1 erfolgt die Vernähung des Onserts nur mit der oberen Deckschicht. Hierbei werden nur die äußeren Durchbrüche des Onserts verwendet. Die inneren Durchbrüche wurden aufgrund des deutlich kleineren Durchmessers und des geringen Abstandes zur Gewindestange nicht vernäht, da dies zunächst aus fertigungstechnischen Gründen nicht möglich war.

In Bild 8.2 wird die Vernähung am Beispiel dieser Variante dargestellt. Nach dem zentralen Einstich (1) in einem äußeren Durchbruch des Onserts folgt ein Einstich unter 10° außerhalb des Onsertbereichs auf einem Durchmesser von 43 mm (2), dann wieder ein Einstich innen (3). Dieser Vorgang erfolgt bei der 10°-Vernähung dreimal (4, 5, 6, 7), bei der 15°-Vernähung zweimal (Tabelle 8.2, O-6) und bei der 30°-Vernähung nur einmal (Tabelle 8.2, O-5). Nachdem ein Durchbruch des Onserts abgearbeitet ist, findet der nächste Einstich im benachbarten unter 30° versetzten Durchbruch (8) statt, und die oben beschriebene Stichfolge wiederholt sich dann dort. Die eingebrachte Anzahl der Nähfäden in z-Richtung wird mit  $n_{NF}$  und mit dem Index des Durchmessers in Millimeter, auf dem sich die Nähfäden befinden, gekennzeichnet. Die eingebrachten Nähfäden auf den unterschiedlichen Durchmessern sind

regelmäßig angeordnet, sodass eine gleichförmige Lastverteilung gewährleistet ist. Bei Betrachtung der Anzahl der eingebrachten Nähfäden ist zu beachten, dass pro Einstich stets ein Ober- und ein Unterfaden in  $r$ - und  $\varphi$ -Richtung sowie zwei Oberfäden in  $z$ -Richtung eingebracht werden. Um den Einfluss der Armierungsdichte der beiden Varianten O-2 und O-7 zu untersuchen, wird das oben genannte Stichmuster zwei- bzw. einmal durchlaufen (vgl. Tabelle 8.2). Außerdem ist im Anschluss an das Stichmuster eine zusätzliche Vernähung der äußeren Durchbrüche tangential von Durchbruch zu Durchbruch erforderlich, um eine vielfache Steigerung der eingebrachten Nähfäden auf den unterschiedlichen Durchmessern zu gewährleisten (vgl. Tabelle 8.2, Varianten O-5 bis O-7).

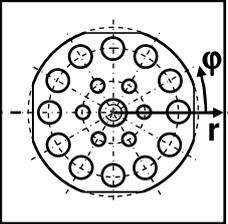
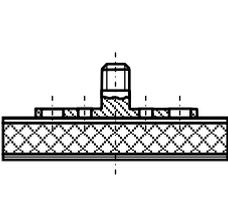
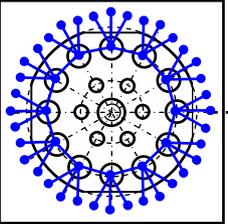
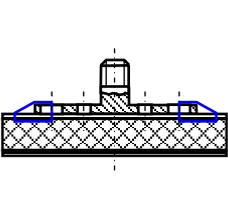
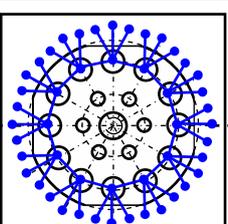
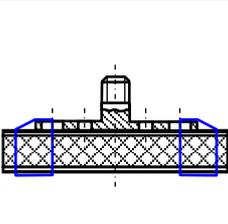
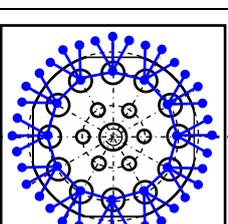
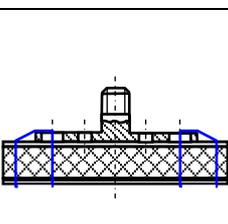
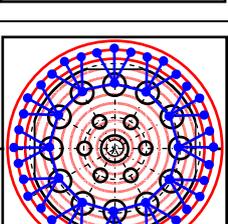
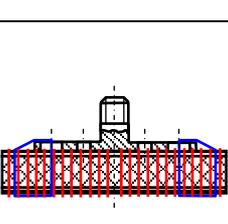
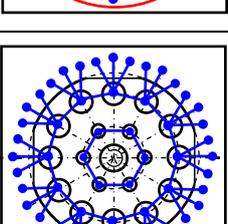
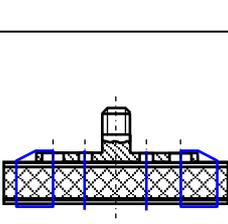
Die Vernähung der Varianten O-2 und O-3 erfolgt nach der gleichen Stichfolge wie O-1, jedoch durch den gesamten Sandwich hindurch, wodurch der Kern armiert wird und der Kraftfluss von einer zur anderen Deckschicht aufgrund der kraft- und formschlüssigen Verbindung durch die Nähfäden beanspruchungsgerechter erfolgt. O-3 weist im Gegensatz zu O-2 eine zusätzliche Vernähung der Sandwich-Struktur im Durchmesserbereich von 4 bis 48 mm auf. Die Stichweite in  $r$ - und in  $\varphi$ -Richtung beträgt 2 mm ( $s_r = s_\varphi = 2$  mm). Hierdurch werden hauptsächlich die mechanischen Eigenschaften des Kerns zusätzlich verbessert. O-4 ist ähnlich wie O-2, nur dass die inneren Löcher ebenfalls zur Vernähung verwendet werden.

Zusätzlich zur Variante O-2 wird Variante O-2\* untersucht (vgl. Tabelle 8.1), die dadurch gekennzeichnet ist, dass die Verschlingung der beiden Nähfäden auf der Unterseite der Sandwich-Struktur nach der Vernähung mechanisch gelöst und der Unterfaden entfernt wird. Variante O-2\* stellt somit eine Krafteinleitungsvariante nach dem Prinzip des Tufting-Verfahrens dar.

Mit den Varianten O-2 und O-5 bis O-7 wird der Einfluss der Nähfadenanzahl pro Krafteinleitungsfläche des vernähten Onserts (Armierungsdichte) auf die Bruchkraft untersucht. Die Armierungsdichte der Variante O-5 wurde hierbei so gewählt, dass diese oberhalb der in Kapitel 5.6.1 ermittelten Armierungsdichte von ca. 1,3 Fäden/cm<sup>2</sup> liegt, die notwendig war, um im Vergleich zur unvernähten Sandwich-Platte eine Steigerung der Zugfestigkeit zu bewirken.

Der Einfluss verschiedener Nähfäden auf die Bruchkraft wird mit den Varianten O-7 bis O-13 untersucht.

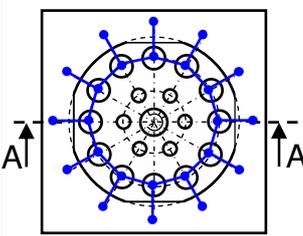
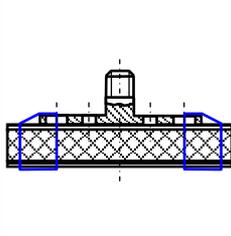
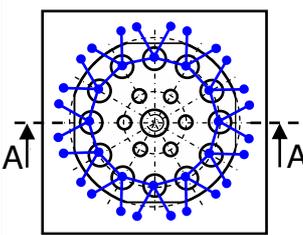
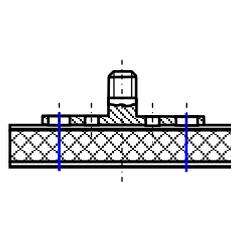
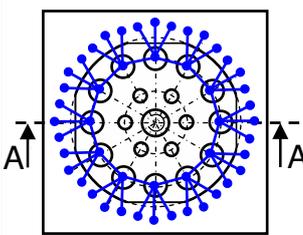
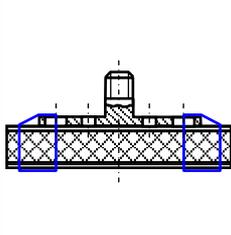
Tabelle 8.1: Onsert-Varianten O-0 bis O-4

Nr.	Skizze		Fadenmaterial	Vernähung des Onserts			Vorkompaktierung
	Draufsicht	Schnitt A-A		$n_{NF, 43}$	$n_{NF, 29}$	$n_{NF, 14}$	
O-0			---	0	0	0	---
O-1			AF	36 x 2 x 2 = 144	12 x 10 x 2 = 240	0	---
O-2			AF	36 x 2 x 2 = 144	12 x 10 x 2 = 240	0	---
O-2*			AF	36 x 2 x 2 = 144	12 x 10 x 2 = 240	0	---
O-3			AF	36 x 2 x 2 = 144	12 x 10 x 2 = 240	0	PES $2 \leq r \leq 24$ $s_r=2$ $s_\phi=2$
O-4			AF	36 x 2 x 2 = 144	12 x 10 x 2 = 240	6 x 4 x 2 = 48	---

**Erläuterung der Faktoren zur Bestimmung von  $n_{NF, 43}$ ,  $n_{NF, 29}$  und  $n_{NF, 14}$ :**

Anzahl der Einstichpositionen auf dem Durchmesser x Einstiche pro Position x eingebrachte Nähfäden pro Einstich = Summe der eingebrachten Nähfäden in z-Richtung

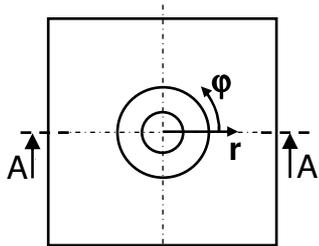
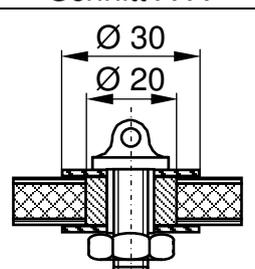
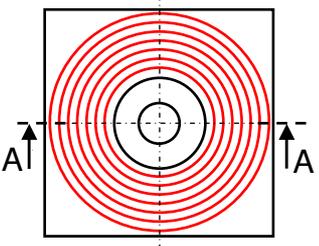
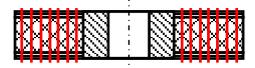
Tabelle 8.2: Onsert-Varianten O-5 bis O-13

Nr.	Skizze		Fadenmaterial	Vernähung des Onserts			Vorkompaktierung
	Draufsicht	Schnitt A-A		$n_{NF, 43}$	$n_{NF, 29}$	$n_{NF, 14}$	
O-5			AF	12 x 1 x 2 = 24	12 x 2 x 2 = 48	0	---
O-6			AF	24 x 1 x 2 = 48	12 x 4 x 2 = 96	0	---
O-7			AF	36 x 1 x 2 = 72	12 x 6 x 2 = 144	0	---
O-8	wie O-7	wie O-7	PES C 50	wie O-7	wie O-7	0	---
O-9	wie O-7	wie O-7	GF	wie O-7	wie O-7	0	---
O-10	wie O-7	wie O-7	PES/CF	wie O-7	wie O-7	0	---
O-11	wie O-7	wie O-7	PES 150	wie O-7	wie O-7	0	---
O-12	wie O-7	wie O-7	PES C 150	wie O-7	wie O-7	0	---
O-13	wie O-7	wie O-7	PES C 150	36 x 3 x 2 = 216	12 x 18 x 2 = 432	0	---

### 8.2.2 Eingebachte und die Deckschicht durchsetzende Krafteinleitung

Aus dieser Kategorie werden nur eingebrachte und die Deckschichten durchsetzende Krafteinleitungen untersucht. Als Krafteinleitungselement kommen zylindrische Inserts aus Aluminium, eine so genannte Durchgangshülse (DH), mit einem Außendurchmesser von 20 mm, einem Innendurchmesser von 9 mm, einer Höhe von 9,6 mm und einem Rundungsradius von 0,6 mm im Übergangsbereich der beiden Stirnflächen und der äußeren Zylindermantelfläche zum Einsatz. Zur Verbesserung der Adhäsion wurden die Inserts sandgestrahlt, gereinigt und entfettet [147], [148]. Die in Tabelle 8.3 dargestellte Variante I-DH-0 zeigt die unvernähte Krafteinleitung. Hingegen war Variante I-DH-1 im Durchmesserbereich von 24 bis 48 mm mit einer Stichlänge in  $r$ - und  $\varphi$ -Richtung von jeweils 2 mm vernäht. Bei beiden Varianten wurde zunächst die kreisförmige Sandwich-Struktur hergestellt. Anschließend wurde ein Durchgangsloch mit einem Durchmesser von 20,5 mm zentrisch gebohrt und die Durchgangshülse eingeklebt. Die lokale Krafteinleitung erfolgte über eine M8-Bolzenverbindung (vgl. Bild 9.1), die mithilfe zweier Scheiben mit einem Durchmesser von 30 mm und einer Dicke von 1,6 mm sowie einer Mutter, die mit einem konstanten Drehmoment von 23 Nm verspannt wurde [149].

Tabelle 8.3: Insert-Varianten I-DH-0 bis I-DH-1

Nr.	Skizze		Fadenmaterial	Vernähung
	Draufsicht	Schnitt A-A		
I-DH-0		 <p>(mit zusätzlicher Bolzenverbindung; beidseitig Scheibe mit <math>\varnothing</math> 30 mm)</p>	---	---
I-DH-1			PES C 50	$12 \leq r \leq 24$ $s_r=2$ $s_\varphi=2$

### 8.2.3 Eingebachte und die Kernschicht substituierende Krafteinleitung

Bei der eingebrachten und die Kernschicht substituierenden Krafteinleitungsart wurden ebenfalls zylindrische Inserts aus Aluminium mit einem Außendurchmesser von 20 mm, einem Innendurchmesser von 5 mm, einem Rundungsradius von 0,6 mm im Übergangsbereich der beiden Stirnflächen und der äußeren Zylindermantelfläche, aber einer Höhe von lediglich 8 mm eingesetzt. Diese wurden ebenfalls zur Verbesserung der Adhäsion sandgestrahlt, gereinigt und entfettet. Die Inserts wurden vor dem Näh- und Infiltrationsprozess zentrisch in ein Durchgangsloch im Kern mit einem Durchmesser von 20,5 mm eingebracht. Im späteren Harzinfiltrationsprozess erfolgte die Verklebung des Inserts mit der Sandwich-Struktur durch den Matrixwerkstoff. Nach der Aushärtung wurde entweder ein durchgehendes Gewinde (DG; Tabelle 8.4) oder ein Durchgangsloch (DL; Tabelle 8.5) für jeweils eine M8-Bolzenverbindung eingebracht.

I-DG-0 stellt die unvernähte Variante dar. Die Varianten I-DG-1 und I-DG-2 (AF- bzw. PES-Nähfaden) dienen zur Untersuchung des Einflusses verschiedener Nähfadentmaterialien auf die Bruchkraft vernähter Krafteinleitungen. Die Vernähung mit einer Stichlänge in  $r$ - und  $\phi$ -Richtung von jeweils 2 mm befindet sich in einem Durchmesserbereich von 24 bis 48 mm. Bei den Varianten I-DG-2 bis I-DG-5 wird der Einfluss verschiedener Nähgeometrien und Armierungsdichten untersucht. Die Krafteinleitung erfolgte über eine M8-Schraube, die einseitig mit einer Scheibe mit einem Durchmesser von 16 mm und einer Dicke von 1,6 mm mit einem konstanten Drehmoment von 23 Nm verspannt wurde.

Die untersuchten I-DL-Varianten sind in Tabelle 8.5 dargestellt. Hierbei stellt I-DL-0 die unvernähte und I-DL-1 die mit AF-Nähfaden vernähte Variante dar. Die Vernähung fand hierbei auf die gleiche Weise statt wie bei Variante I-DG-1. Die lokale Krafteinleitung erfolgte wiederum über eine M8-Schraubverbindung, jeweils einer ober- und unterseitig angeordneten Scheibe mit einem Außendurchmesser von 16 mm und einer Dicke von 1,6 mm sowie einer M8-Mutter, die mit einem konstanten Drehmoment von 23 Nm verspannt wurde.

Mithilfe der Varianten I-DG-0 und I-DG-1 sowie I-DL-0 und I-DL-1 kann der Einfluss der Vernähung auf die Art der Verschraubung bzw. der Krafteinleitung untersucht werden.

Tabelle 8.4: Insert-Varianten I-DG-0 bis I-DG-5 mit Durchgangsgewinde

Nr.	Skizze		Fadenmaterial	Ver- nähung
	Draufsicht	Schnitt A-A		
I-DG-0			---	---
I-DG-1			AF	$12 \leq r \leq 24$ $s_r=2$ $s_\phi=2$
I-DG-2	wie I-DG-1	wie I-DG-1	PES C 50	$12 \leq r \leq 24$ $s_r=2$ $s_\phi=2$
I-DG-3			PES C 50	$12 \leq r \leq 18$ $s_r=2$ $s_\phi=2$
I-DG-4			PES C 50	$r=12$ $s_r=0$ $s_\phi=2$
I-DG-5	wie I-DG-4	wie I-DG-4	PES C 50	$r=12$ $s_r=0$ $s_\phi=4$

Tabelle 8.5: Insert-Varianten I-DL-0 bis I-DL-1 mit Durchgangsloch

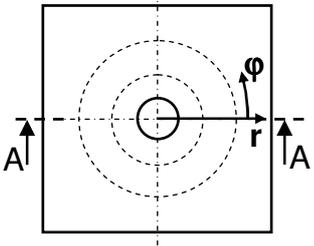
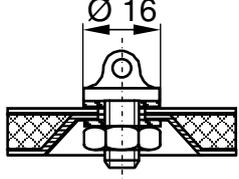
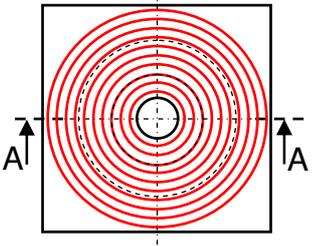
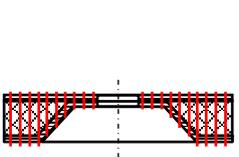
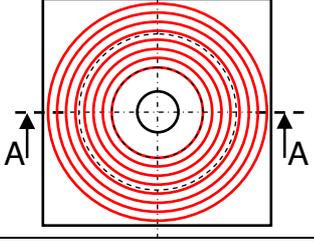
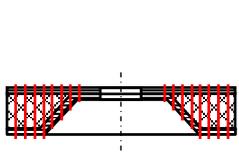
Nr.	Skizze		Fadenmaterial	Vernähung
	Draufsicht	Schnitt A-A		
I-DL-0		<p>(mit zusätzlicher Bolzenverbindung; beidseitig Scheibe mit <math>\varnothing 16</math> mm)</p>	---	---
I-DL-1			AF	$12 \leq r \leq 24$ $s_r=2$ $s_\varphi=2$

#### 8.2.4 Zusammenführen der Deckschichten

Die Gestaltung dieser Krafteinleitungsvarianten sieht vor, dass die untere Deckschicht durch Drapieren unter einem Winkel von  $45^\circ$  an die obere Deckschicht zusammengeführt wird. Diese Art der Zusammenführung der Deckschichten hat sich in vorangegangenen Untersuchungen und in [19] als sehr geeignet herausgestellt. Nach dem Näh-, Infiltrations- und Aushärteprozess wurde zentrisch ein Durchgangsloch mit einem Durchmesser von 9 mm für eine M8-Bolzenverbindung in die kreisförmige Sandwich-Platte eingebracht. In Tabelle 8.6 sind alle untersuchten ZdD-Varianten dargestellt. Hierbei stellt Variante ZdD-0 die unvernähte Krafteinleitung dar. Alle vernähten Varianten wiesen eine Stichelänge in r- und  $\varphi$ -Richtung von jeweils 2 mm auf. Bei den Varianten ZdD-1 und ZdD-3 wurde im Gegensatz zu ZdD-2 und ZdD-4 auch der monolithische Bereich der Zusammenführung vernäht. Die Varianten ZdD-1 bis ZdD-4 dienen der Untersuchung des Einflusses verschiedener Nähfadennmaterialien auf die Bruchkraft der Krafteinleitungsstelle.

Die Krafteinleitung erfolgte über eine M8-Schraube, die mit zwei beidseitig angeordneten Scheiben mit einem Außendurchmesser von 16 mm und einer Dicke von 1,6 mm und einer Mutter mit einem konstanten Drehmoment von 23 Nm gegen die Sandwich-Struktur verspannt wurde.

Tabelle 8.6: Zusammenführen der Deckschichten ZdD-0 bis ZdD -4

Nr.	Skizze		Fadenmaterial	Vernähung
	Draufsicht	Schnitt A-A		
<b>ZdD-0</b>		 (mit zusätzlicher Bolzenverbindung; beidseitig Scheibe mit $\varnothing$ 16 mm)	---	---
<b>ZdD-1</b>			AF	$6 \leq r \leq 24$ $s_r=2$ $s_\varphi=2$
<b>ZdD-2</b>			AF	$10 \leq r \leq 24$ $s_r=2$ $s_\varphi=2$
<b>ZdD-3</b>	wie ZdD-1	wie ZdD-1	PES C 50	$6 \leq r \leq 24$ $s_r=2$ $s_\varphi=2$
<b>ZdD-4</b>	wie ZdD-2	wie ZdD-2	PES C 50	$10 \leq r \leq 24$ $s_r=2$ $s_\varphi=2$

### 8.3 Halbzeugherstellung

Das Glasfasergelege stand als Rollenmaterial mit den Abmaßen 1000 mm x 1500 mm und das Kernmaterial in Plattenform mit Abmessungen von 2450 mm x 1150 mm zur Verfügung. Von der Rolle des Geleges bzw. der Platte des Kernmaterials wurden mittels einer Stanzmaschine und eines speziellen Stanzwerkzeugs Scheiben mit einem Durchmesser von 248 mm ausgestanzt. Die Stanzmaschine, das Stanzwerkzeug und das Ausstanzen der Deckschichten ist in Bild 8.3 gezeigt. Die Scheiben des Kernmaterials wurden anschließend abhängig von der herzustellenden Krafteinleitungsvariante weiter bearbeitet. In den Kern für die ZdD-Varianten wurde ein Kegel mit einem Flankenwinkel von  $45^\circ$  gefräst. Der Kern der

Insert-Varianten DG und DL wies hingegen ein Durchgangsloch mit einem Durchmesser von 20,5 mm zur Aufnahme der Inserts auf. In das Kernmaterial der DH-Insert-Varianten und der Onsert-Varianten ohne Kompaktierung wurde ein zentrales Durchgangsloch mit einem Durchmesser von 5 mm als Harzkanal für den späteren Infiltrationsprozess gebohrt.

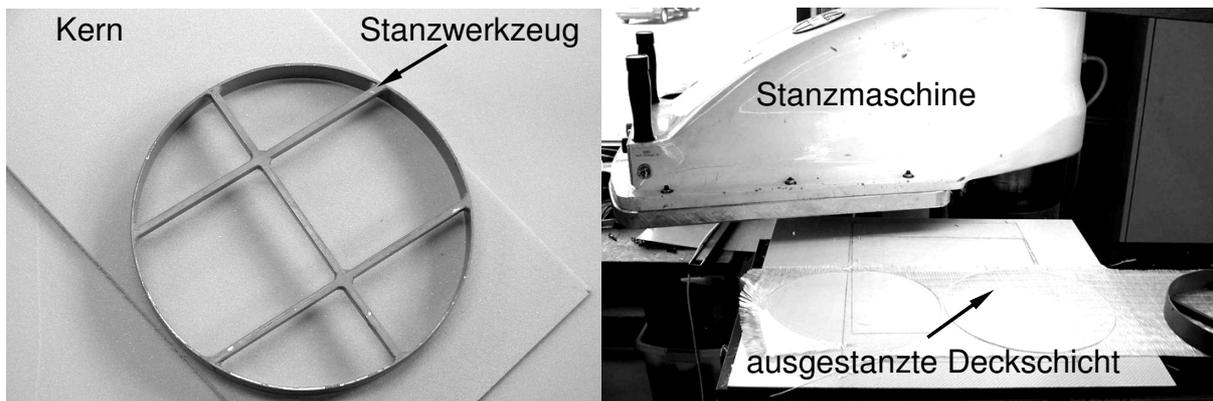


Bild 8.3: Stanzwerkzeug, Stanzmaschine und Ausstanzen der Deckschichten

#### 8.4 Preform-Technologie

Das Vernähen der Krafteinleitungen erfolgte an der in Kapitel 5 beschriebenen Doppelstepstich-Nähmaschine mit einem für die Sandwich-Krafteinleitungen konstruierten Nährahmen. Dieser diente zur Positionierung und Fixierung der textilen Verstärkungsstrukturen der Deckschichten, des Kerns und des ggf. eingesetzten Krafteinleitungselements während der Vernähung (Bild 8.4).

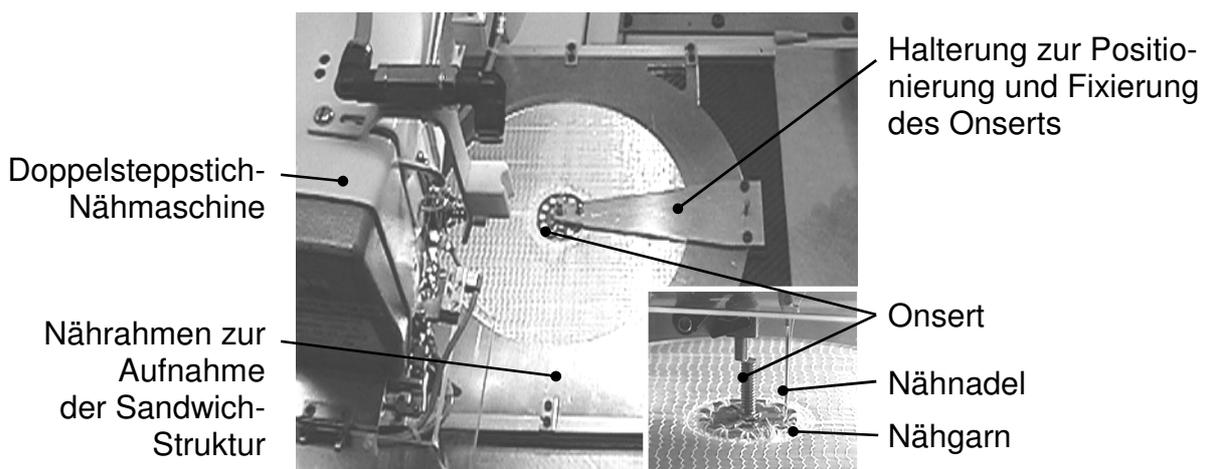


Bild 8.4: Nähprozess am Beispiel der Onsert-Variante mit Kompaktierung O-3

In Bild 8.5 ist der Arbeitsablauf des Nähprozesses am Beispiel der Onsert-Variante O-3 mit Kompaktierung schrittweise erläutert. In (A) ist der geöffnete Nährahmen dargestellt. In diesen wurde zunächst die untere Deckschicht gelegt (B) und

anhand von aufgezeichneten Markierungen positioniert und ausgerichtet. Anschließend wurde die obere Deckschicht zusammen mit dem Kernmaterial in die obere Rahmenhälfte eingebracht (C und D). Die obere Deckschicht wurde ebenfalls anhand von Markierungen ausgerichtet, sodass im Sandwich ein symmetrischer und ausgeglichener Lagenaufbau vorlag. Anschließend wurde der Nährahmen geschlossen (E) und mittels einer Zentrier- und Verriegelungseinheit an die Parallelkinematik der Nähmaschine angekuppelt (F). Im Falle der Onsert-Variante O-3 wurde zunächst das Nähprogramm zur Herstellung der Kompaktierung abgefahren (F), bei den Insert-Varianten und der Krafteinleitung mit Zusammenführung der Deckschichten das eigentliche Nähprogramm dieser Varianten. Für die Aufnäherung des Onserts musste dieses über einen zusätzlichen Halter fixiert und positioniert werden (G). Da der Onsert-Halter einen Teil des Onserts und des Sandwichs überdeckte und eine Vernäherung in diesem Bereich verhinderte, konnte zunächst nur ein Teilprogramm ausgeführt werden (H). Nachdem das Onsert durch die Vernäherung ausreichend fixiert war, wurde der Halter entfernt (I) und die restlichen Teilprogramme je nach zu vernähernder Variante ausgeführt. Alle vernähten, nicht mit Harz imprägnierten Sandwich-Krafteinleitungen einschließlich der verwendeten Stichmuster sind im Anhang A 2.1, A 2.2 und A 2.3 aufgeführt.

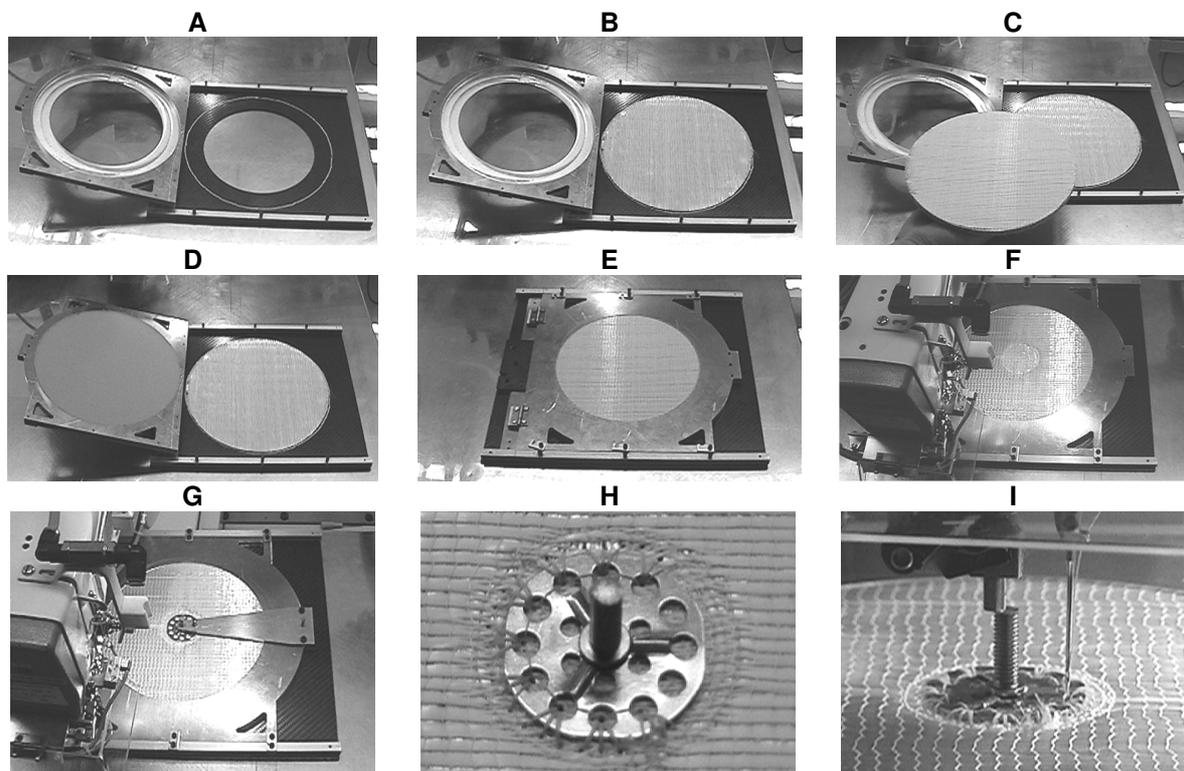


Bild 8.5: Arbeitsablauf im Nähprozess am Beispiel der Onsert-Variante O-3

## 8.5 Harzinfilitrationsverfahren

Die unvernähten und vernähten Sandwich-Strukturen mit zentrischer Krafteinleitung wurden in einem einteiligen Negativwerkzeug mit flexibler Vakuumpolie bei Raumtemperatur hergestellt. Die Herstellung der Prüfkörper im Vakuuminfiltrationsverfahren untergliedert sich in fünf Arbeitsschritte:

- Säubern und Vorbereiten des Formwerkzeugs
- Einlegen der Sandwich-Struktur und Abdichten des Formwerkzeugs
- Präparation des Harzsystems
- Infiltrationsprozess
- Entformen ausgehärteter Platten

### 8.5.1 Säubern und Vorbereiten des Formwerkzeugs

Um eine gute Oberfläche des Prüfkörpers zu erreichen, musste das Formwerkzeug zunächst gründlich gereinigt werden. Anschließend wurde ein Trennmittel aufgetragen, das eine leichte Entformbarkeit der ausgehärteten Prüfkörper gewährleistet. Für die verwendete Aluminiumform hat sich das Trennmittel FREKOTE® 55-NC der Firma Loctite Corporation als sehr geeignet herausgestellt. Das Anschlussstück der Harzzuführung an der Unterseite der Form wurde zusammen mit einem Dichtring eingeschraubt, ein PP-Schlauch appliziert und der Anschluss zusätzlich mit Dichtband, so genanntes Tacky Tape, abgedichtet. Der Schlauch der Harzzuführung wurde abgeklemmt, um vor der Infiltration Vakuum in der Formmulde zu erzeugen. Das so vorbereitete Formwerkzeug ist in Bild 8.6 dargestellt.

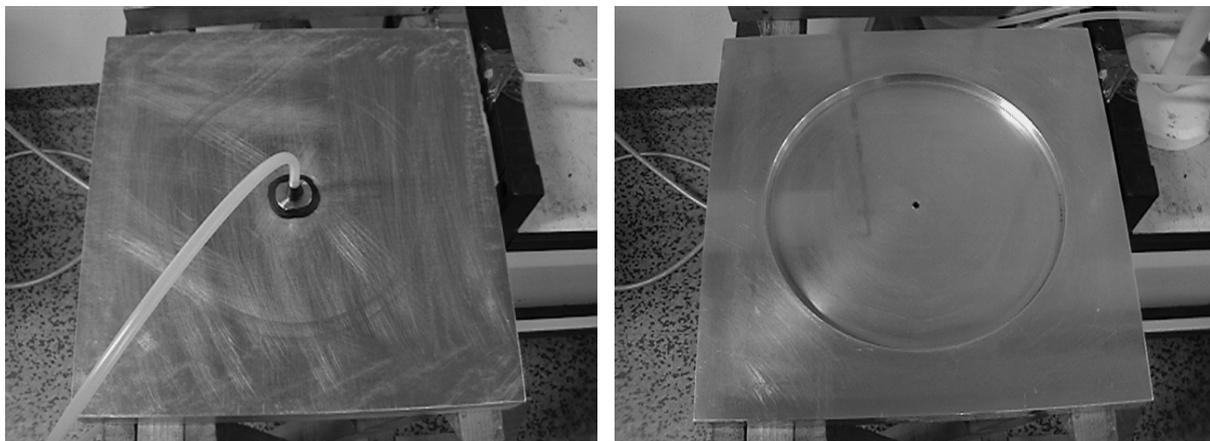


Bild 8.6: Formwerkzeug vor Einlegen der Sandwich-Struktur (links: Unterseite; rechts: Oberseite)

### 8.5.2 Einlegen der Sandwich-Struktur und Abdichten des Formwerkzeugs

Nach dem Vorbereiten des Formwerkzeugs und Trocknen des Trennmittels wurden die Deckschichten, der Schaumkern und ggf. das verwendete Krafteinleitungselement in das Formwerkzeug eingelegt. Bei allen unvernähten Krafteinleitungsvarianten mussten alle Sandwich-Komponenten einzeln in das Formwerkzeug eingebracht werden. Zusätzlich mussten die Onserts mithilfe einer Vorrichtung zentrisch auf der Sandwich-Struktur positioniert werden. Die Positionierung der Inserts der unvernähten DG- und DL-Varianten war indes einfacher, da diese durch das eingebrachte Durchgangsloch im Kernmaterial zwangsläufig erfolgte. Bei der Bestückung des Formwerkzeugs zeigte sich bereits hier ein verarbeitungstechnischer Vorteil der vernähten Sandwich-Strukturen. Zum einen konnte die Belegungszeit des Werkzeugs drastisch reduziert werden, da die komplette Sandwich-Preform anstelle der Einzelkomponenten eingelegt wurde, und zum anderen mussten die Krafteinleitungselemente nicht mehr zusätzlich positioniert werden. Hierdurch konnte der zeitliche Aufwand beim Vernähen schon an dieser Stelle teilweise kompensiert werden.

Im Folgenden wird exemplarisch die Bestückung des Formwerkzeugs der unvernähten ZdD-Variante erläutert (Bild 8.7). In das Negativwerkzeug (Bild 8.7, A) wurde zunächst die untere Deckschicht (B), das Kernmaterial (C) und die obere Deckschicht (D) eingelegt. Dabei war zu beachten, dass die beiden Deckschichten symmetrisch angeordnet waren und die Faserrichtung der äußeren Laminatschicht senkrecht zur Vakuumabzugsrichtung lag. So wurde einem vorzeitigen Ansaugen von Harz, dessen Fließfront sich schneller in Richtung der Faserorientierung der äußeren Laminatschicht als quer dazu ausbreitete, entgegengewirkt. Anschließend wurde die obere Deckschicht mithilfe eines Silikonstempels in den kegelförmig ausgefrästen Kern drapiert (E). Bei den Insert-Varianten DG und DL wurden die metallischen Inserts vor dem Auflegen der oberen Deckschicht in das Durchgangsloch im Kern eingelegt. Während sich bei diesen und allen vernähten Varianten die Position der Lasteinleitung automatisch mittig in der Form befand, war bei den unvernähten Onsert-Krafteinleitungen auf die genaue Positionierung des auf die obere Deckschicht aufzulegenden Onserts zu achten. Im nächsten Schritt wurde am äußeren Rand des Formwerkzeugs Dichtband aufgebracht (F). Auf die obere Deckschicht wurde eine selbsttrennende Lochfolie gelegt. Im äußeren Bereich des Sandwichs wurde ein Gewebekband (F) auf die Lochfolie appliziert, um eine gleichmäßige Verteilung des Va-

kuums zu gewährleisten, aber auch um eine unterschiedliche Ausbreitung der Fließfront bei der Infiltration auszugleichen. Am Rand des Werkzeugs wurde ein PP-Schlauch zum Evakuieren angebracht (F). Das andere Ende des Absaugschlauchs wurde an eine Harzfalle angeschlossen, die mit der Vakuumpumpe verbunden war und diese davor bewahrte, dass überschüssiges, aus der Form abgesaugtes Harz in die Pumpe gelangte (Bild 8.8). Auf die gesamte Anordnung wurde dann die Vakuumfolie (F) gelegt, wobei zu beachten war, dass diese ohne Falten zu werfen gleichmäßig auf das Dichtband aufgedrückt wurde. Bei den Onsert-Varianten wurde in die Mitte der Loch- und Vakuumfolien ein Loch geschnitten, aus dem das Gewindestück herausragte, welches wiederum mithilfe des Dichtbands gegenüber der Vakuumfolie abgedichtet wurde. Die Vakuumpumpe wurde eingeschaltet und vorhandene, undichte Stellen des VARI-Aufbaus wurden beseitigt. Bei einem einwandfreien dichten Formwerkzeug stellte sich umgehend ein absoluter Druck von etwa 0,4 mbar ein.

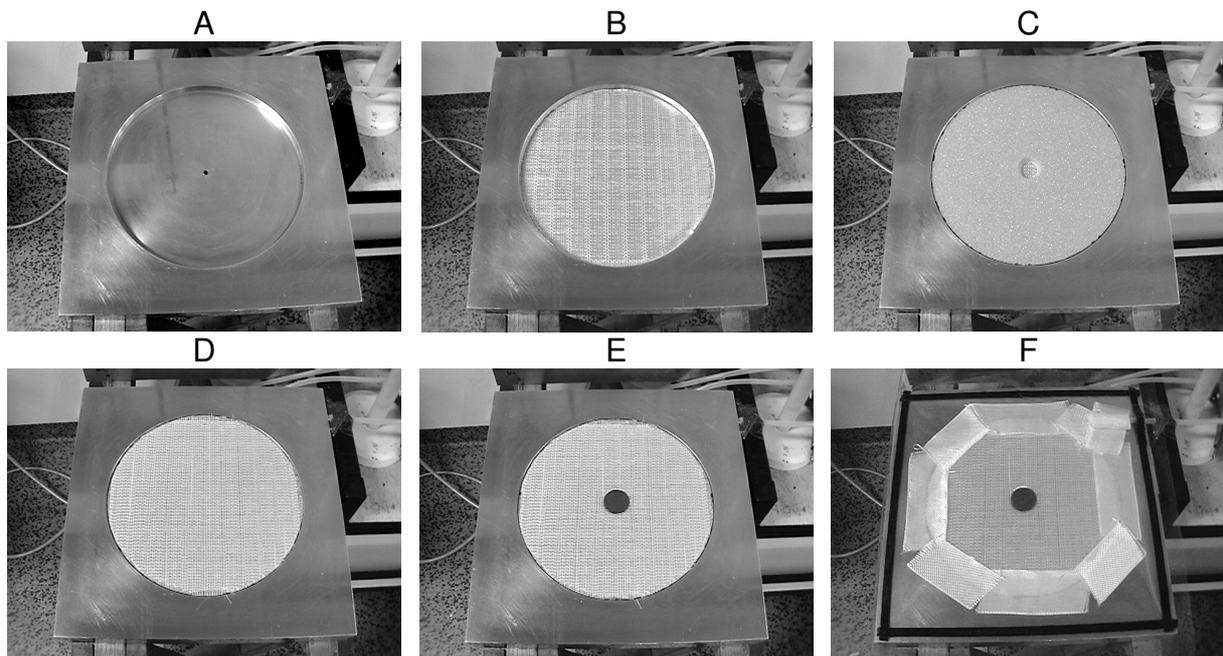


Bild 8.7: Bestückung des Formwerkzeugs

### 8.5.3 Präparation des Harzsystems

Nachdem alles für die Infiltration vorbereitet war, wurden die Harz- und Härterkomponente des Epoxidharzsystems mit dem Mischungsverhältnis von 100:32 (Massenanteile) homogenisiert und im Exsikkator bei einem Druck von ca. 10 mbar entgast, um Lufteinschlüsse im späteren Bauteil zu vermeiden. Die Zeitdauer der Präparation des Harzsystems betrug 10 Minuten und wurde bei allen Varianten konstant gehalten.

#### 8.5.4 Infiltrationsprozess

Nach der Entgasung des Harzsystems erfolgte die eigentliche Infiltration. Der Schlauch der Harzzuführung wurde in den Harzbehälter eingeführt und die Klemmung des Schlauches entfernt, wodurch das Harz die Form zu füllen begann. Ausgehend vom Anschlussstück am Boden der Form gelangte das Harz zentrisch über die Durchgangsbohrung im Kern, im Insert oder über die Stichlöcher bei vernähten Varianten zur oberen Deckschicht, sodass schließlich beide Deckschichten imprägniert wurden. Erreichte das Harz den Absaugschlauch, wurde die Harzzuführung abgeklemmt. Da das Epoxidharz zu diesem Zeitpunkt noch nicht geliert war, blieb die Vakuumpumpe bis zur Aushärtung eingeschaltet. Der gesamte Aufbau ist in Bild 8.8 dargestellt.

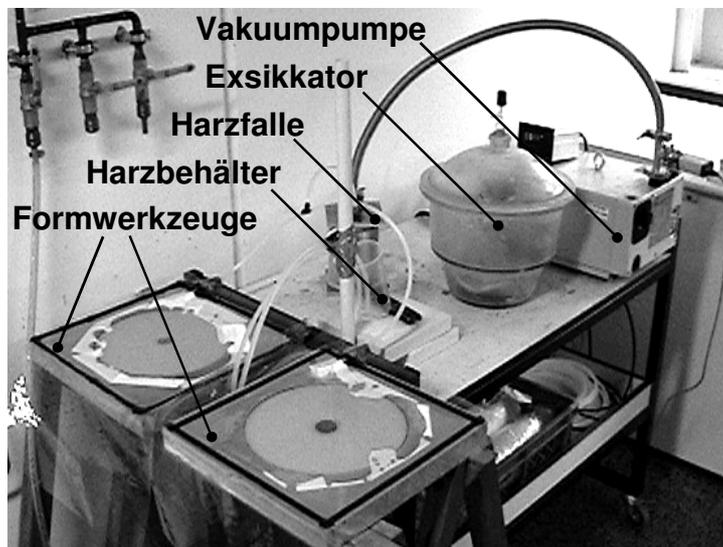


Bild 8.8: Aufbau der Harzinfiltration mit zwei Formwerkzeugen

#### 8.5.5 Entformen ausgehärteter Platten

Nachdem der Aushärteprozess nach ca. 24 h abgeschlossen war, wurden die Vakuumfolie, das Dichtband und die Anschlussschläuche entfernt. Die Entformung des ausgehärteten Prüfkörpers erfolgte durch Druckluftbeaufschlagung über den mittigen Anschluss auf der Unterseite des Formwerkzeugs (Bild 8.6).

Im Anhang A 1 und A 2 sind alle unvernähten und vernähten, mit Harz imprägnierten Krafteinleitungsvarianten dargestellt.

### 8.6 Ergebnisse und Diskussion

Bei allen vernähten Varianten zeigten sich Vorteile in der Handhabung im Herstellungsprozess, da lediglich eine vernähte Preform anstatt mehrerer Einzelkomponenten in die Form eingelegt werden musste. Durch die Fixierung der Kom-

ponenten im Nähprozess konnte im anschließenden Infiltrationsprozess eine sehr hohe Positioniergenauigkeit und Reproduzierbarkeit insbesondere der Krafteinleitungselemente erreicht werden. Dieser Vorteil ist maßgeblich von der Positioniergenauigkeit der Nähmaschine (ca.  $\pm 0,1$  mm) abhängig. Die Ergebnisse aus Kapitel 5.5.1 bezüglich der Verarbeitbarkeit der unterschiedlich eingesetzten Nähfadenmaterialien konnten auch bei der Vernähung der Krafteinleitungen bestätigt werden. Die verschiedenen PES-Nähfäden ließen sich sehr gut verarbeiten und waren gegenüber geringfügigen Veränderungen im Nähprozess sehr unempfindlich. Hingegen reagierten die AF- und besonders die GF-Nähfäden sensibel auf veränderliche Nähprozessbedingungen, sodass es manchmal zum Aufspießen oder sogar zum Bruch des Nähfadens kam. Bei korrekter Prozessführung konnte jedoch mit allen drei Nähfadenmaterialien eine sehr gute Nähqualität erzielt werden. Ein CF-Nähfaden konnte aufgrund der ständigen Fadenbrüche nicht verarbeitet werden. Selbst der CF/PES-Hybridnähfaden lieferte keine zufrieden stellenden Ergebnisse, da auch hier der CF-Anteil brach und nur eine Schlaufenbildung des PES-Nähfadens entstand (siehe Anhang A 2, Bild A 2.1, O-10).

Weiterhin konnten verarbeitungsspezifische Unterschiede zwischen den vernähten und unvernähten Sandwich-Strukturen während des eigentlichen Infiltrationsprozesses festgestellt werden. Bei allen vernähten Varianten lief die Infiltration stets deutlich schneller ab. In Bild 8.9 ist der Infiltrationsvorgang der unvernähten (O-0) und vernähten Onsert-Variante (O-3) exemplarisch dargestellt. Zu erkennen ist, dass bei der vernähten Variante im Vergleich zur unvernähten Variante die Fließfront zu gleichen Infiltrationszeiten weiter fortgeschritten ist. Es stellte sich bei allen Varianten eine ellipsenförmige Ausbreitung der Fließfront ein. Die Richtung der ersten und etwas längeren Hauptachse der Ellipse wird mit  $x$  und die zweite und etwas kürzere, die senkrecht zur ersten Hauptachse steht, mit  $y$  gekennzeichnet. In Bild 8.10 sind die nach [47] bestimmten Fließgeschwindigkeiten in Richtung der beiden Hauptachsen der unvernähten und vernähten Onsert-Varianten dargestellt. Hierbei erkennt man deutlich, dass zu Beginn des Infiltrationsprozesses beide Fließgeschwindigkeiten  $v_x$  und  $v_y$  der vernähten im Vergleich zur unvernähten Variante deutlich höher sind. Mit der Zunahme des Fließwegs und der Fließzeit nähern sich die Fließgeschwindigkeitskurven der vernähten denen der unvernähten an. Die Infiltration der unvernähten und vernähten Insert-Varianten (Anhang A 3.1) bzw. ZdD-Varianten (Anhang A 3.2) zeigt

ten hierbei das gleiche Verhalten wie bei den Onserts. Zusammengefasst konnte festgestellt werden, dass die Infiltrationszeit zum Befüllen des Formwerkzeugs bei allen vernähten Varianten um bis zu ca. 40 % schneller ablief als bei den unvernähten Varianten. Dies stellt einen weiteren Vorteil im Hinblick auf spätere Anwendungen dar. Aufgrund der kürzeren Infiltrationszeit können bei vernähten Varianten höher reaktive Harzsysteme eingesetzt werden, wodurch das Bauteil früher entformt werden kann. Somit kann die Fertigungszeit reduziert und die Produktivität gesteigert werden. Diese Vorteile im Herstellungsprozess von vernähten Sandwich-Krafteinleitungen, die sich bei der Bestückung des Formwerkzeugs und im Infiltrationsprozess ergeben, tragen hierbei zur Kompensation des durch die Vernähtung entstehenden zusätzlichen Aufwandes bei.

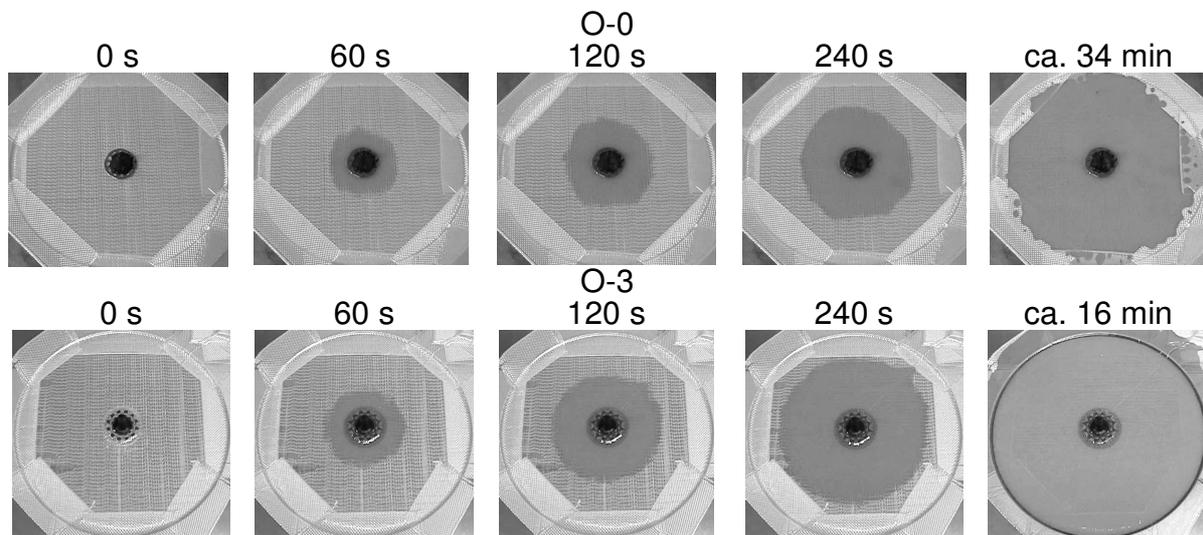


Bild 8.9: Infiltrationsprozess von unvernähten und vernähten Onsert-Varianten

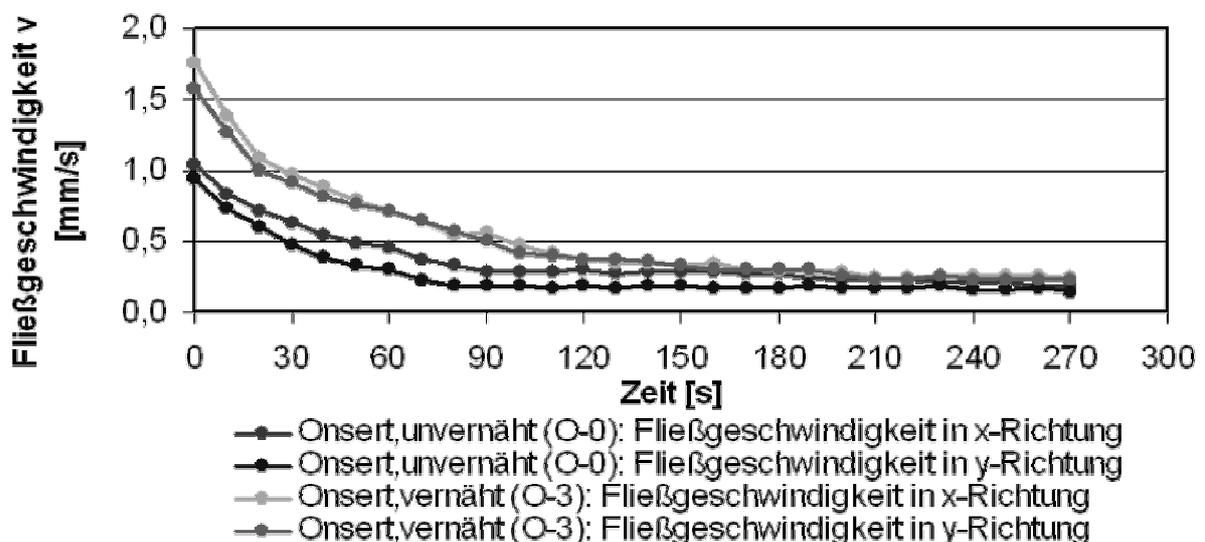


Bild 8.10: Fließgeschwindigkeit-Zeit-Diagramm von unvernähten und vernähten Onsert-Varianten



## 9 Prüfung von unvernähten und vernähten Sandwich-Krafteinleitungen

### 9.1 Zugprüfung senkrecht zur Sandwich-Plattenebene

#### 9.1.1 Prüfvorrichtung und -durchführung

Die mechanischen Prüfungen wurden an einer servohydraulischen Prüfmaschine auf dem Bauteilprüfstand des IVW durchgeführt. Die Wegaufnahme erfolgte über ein induktives Wegmesssystem und die Kraftmessung über eine Kraftmessdose mit einem Messbereich bis 25 kN. Die synchrone Abtastrate für die Kraft- und Wegsignale betrug 10 Hz. Für die Untersuchung der mechanischen Eigenschaften hinsichtlich einer senkrecht zur Plattenebene angreifenden Zugkraft von unvernähten und vernähten Sandwich-Krafteinleitungen kam die entwickelte quasistatische Ausreißprüfvorrichtung [19] zum Einsatz (Bild 9.1), mit der das Kraft-Verformungsverhalten, die Energieaufnahme bis zum Versagen, das Fail-Safe-Verhalten und die Versagensart bestimmt werden können [150]. Die kreisförmigen Prüfkörper wurden am Rand mithilfe des Spannrahmens gegenüber dem Spannboden verspannt. Die Zugkraft wurde über einen Hydraulikzylinder eingeleitet. Die Prüfgeschwindigkeit betrug 2 mm/min. Bei allen Prüfungen wurde ein Kraft-Weg-Diagramm erstellt. Insgesamt wurden pro Krafteinleitungsvariante sieben Prüfkörper untersucht.

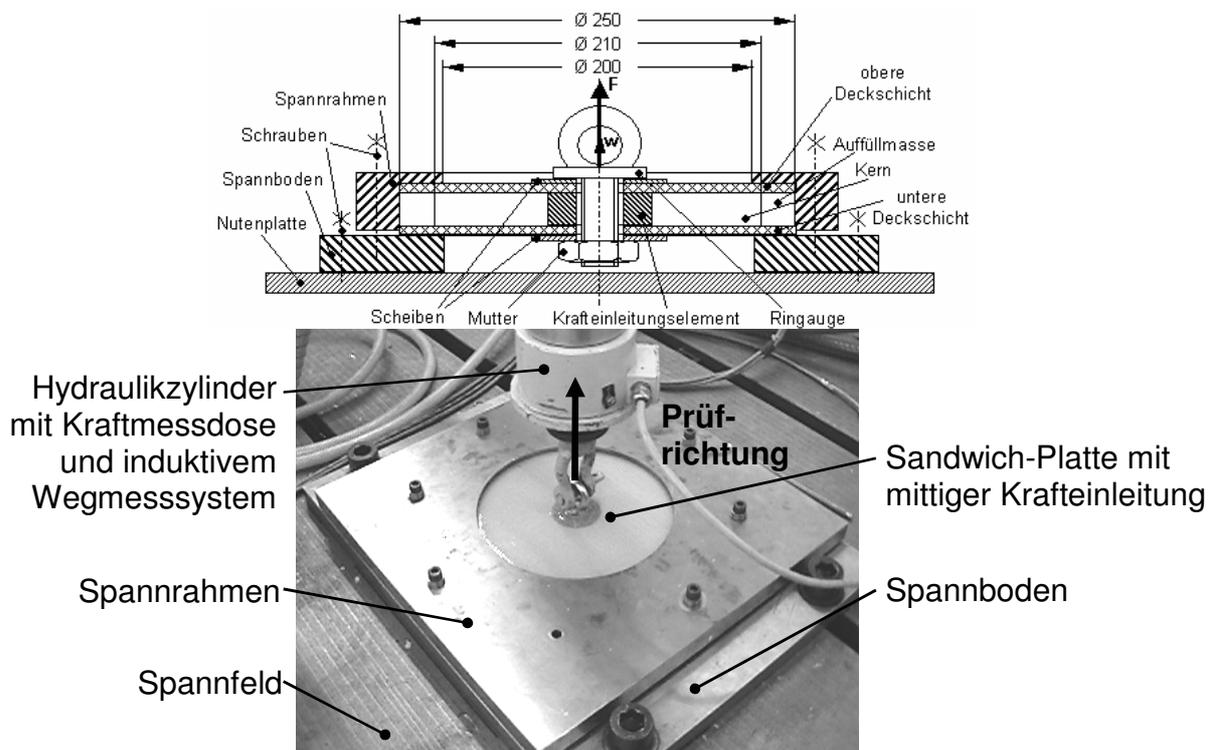


Bild 9.1: Prüfvorrichtung der quasistatischen Ausreißprüfung [19]

## 9.1.2 Aufgebrachte Krafteinleitungen

### 9.1.2.1 Einfluss der Gestaltungskonzepte auf die mechanischen Eigenschaften

Im Rahmen dieser Untersuchung wird der Einfluss der konstruktiven Gestaltung auf die mechanischen Eigenschaften von vernähten aufgebrachten Krafteinleitungen (O-1 bis O-4) im Vergleich zur unvernähten Variante (O-0) untersucht. Ziel ist es, werkstoff-, fertigungs- und beanspruchungsgerechte Gestaltungsmaßnahmen für armierte Sandwich-Krafteinleitungen zu ermitteln.

Die Zugkraft wurde über ein auf die M6-Gewindestange des Onserts aufgeschraubtes Ringauge in die Sandwich-Platte eingeleitet (Bild 9.1).

In Bild 9.2 ist ein repräsentatives Kraft-Weg-Diagramm eines unvernähten Onserts dargestellt. Zu Beginn weist diese Variante ein lineares Kraft-Weg-Verhalten auf. Hierbei stellt die eingezeichnete Steigungsgerade (in Bild 9.2 schwarz dargestellt) ein Maß für die Steifigkeit des Prüfkörpers und somit der Krafteinleitung dar, im Folgenden als Steifigkeitskennwert  $D_{KE, Zug}$  bezeichnet. Im Mittel aller unvernähten Prüfkörper beträgt der Steifigkeitskennwert 0,58 kN/mm. Bei einer Kraft von ca. 0,8 kN kommt es zu einem ersten Versagenseintritt, gekennzeichnet durch einen Sprung im Kraft-Weg-Verlauf, wodurch es zu einem kurzzeitigen Abfall der Zugkraft um etwa 50 N kommt. Hierbei versagt die Klebung zwischen Onsert und oberer Deckschicht in einem lokal beschränkten Bereich direkt unter der Gewindestange. Während der Prüfungen war dieses erste Versagen durch einen Knacklaut deutlich wahrzunehmen. Anschließend liegt ein leicht degressives Verhalten mit geringerer Steifigkeit vor. Totalversagen tritt als teils adhäsiver und kohäsiver Bruch der Klebeverbindung zwischen Onsert und oberer Deckschicht bei einer Kraft von ca. 1,32 kN auf (Bild 9.3). Anhand der aufgezeichneten Kraft-Weg-Datensätze kann die Fläche unterhalb der Kraft-Weg-Kurve bis zur Bruchkraft  $F_{Bruch}$  mithilfe der Beziehung

$$A = W_{Bruch} = \sum_{i=1}^n \frac{F_i + F_{i+1}}{2} (w_{i+1} - w_i) \quad (9.1)$$

berechnet werden. Diese Fläche  $A$  stellt hierbei die Energiemenge  $W_{Bruch}$  dar, die notwendig ist, um Totalversagen der Krafteinleitung zu bewirken. Die Variante O-0 weist eine mittlere Bruchenergie von ca. 2 kJ auf. Mit dem Bruch der Klebung versagt die Krafteinleitung schlagartig.

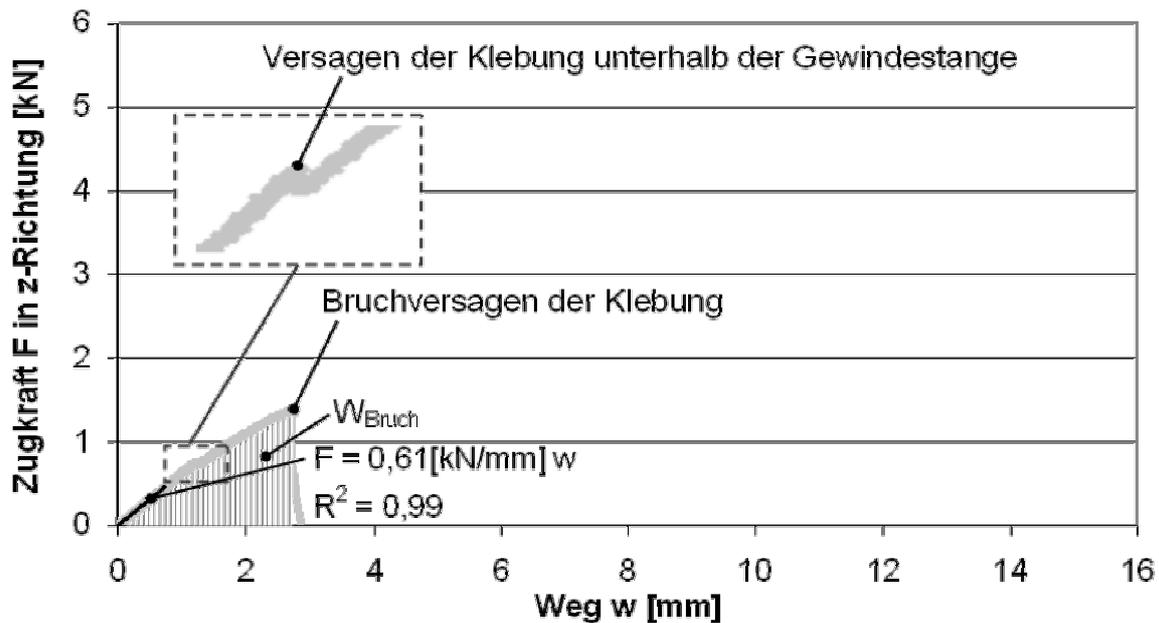


Bild 9.2: Typisches Kraft-Weg-Diagramm der unvernähten Onsert-Variante O-0

Die Versagensstelle des Prüfkörpers und das abgerissene Onsert sind in Bild 9.3 abgebildet, wobei die adhäsiven und kohäsiven Versagensbereiche anhand des Bruchbildes deutlich zu erkennen sind. In der rechten Abbildung ist das abgerissene Onsert in der Seitenansicht dargestellt. Der Flansch des Onserts zeigt infolge der aufgebrauchten Zugkraft keine merkliche bleibende Verformung auf.

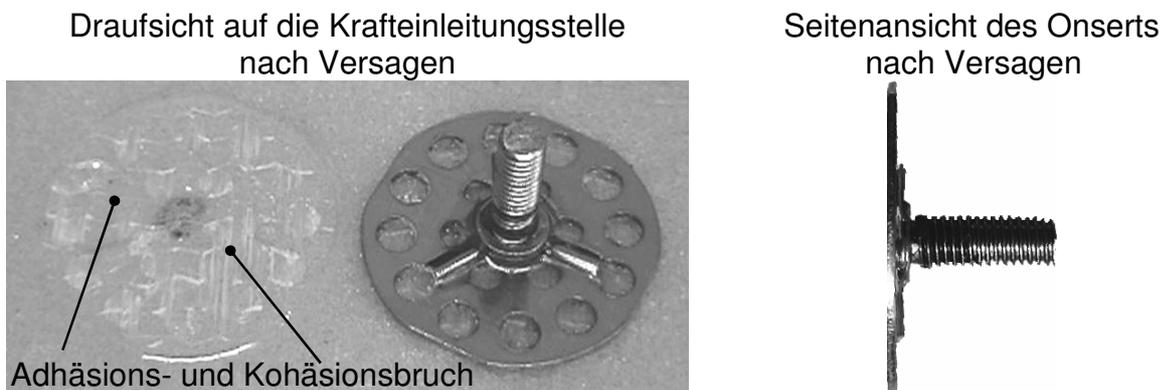


Bild 9.3: Versagen der Krafteinleitungsstelle und Seitenansicht des versagten Onserts der unvernähten Onsert-Variante O-0

In Bild 9.4 ist ein typischer Kraft-Weg-Verlauf der Variante O-1 dargestellt. O-1 weist einen mittleren Steifigkeitskennwert von 0,66 kN/mm auf. Erstes Versagen tritt bei einer Kraft von ca. 1,9 kN auf, gekennzeichnet durch lokales Versagen der Klebestelle zwischen Onsertflansch und der oberen Deckschicht im inneren, unvernähten Bereich (Bild 9.5). Ab einer Kraft von ca. 4,6 kN versagt der polymere Hartschaumstoff

unterhalb des Onserts im Durchmesserbereich von ca. 29 mm infolge Schubversagens, d. h. direkt unterhalb der Vernähung (Bild 9.5). Dieser Riss verläuft senkrecht zur ersten Hauptnormalspannungsrichtung unter  $45^\circ$  von der oberen bis zur unteren Deckschicht, wodurch es zur Ablösung der Deckschichten vom Kern kommt. Das Grenzschichtversagen zwischen der oberen Deckschicht und dem Kern ist durch den typischen sägezahnförmigen Kraft-Weg-Verlauf charakterisiert. Die mittlere Bruchkraft und -energie der Krafteinleitungsvariante O-1 beträgt 4,6 kN bzw. 34,3 kJ.

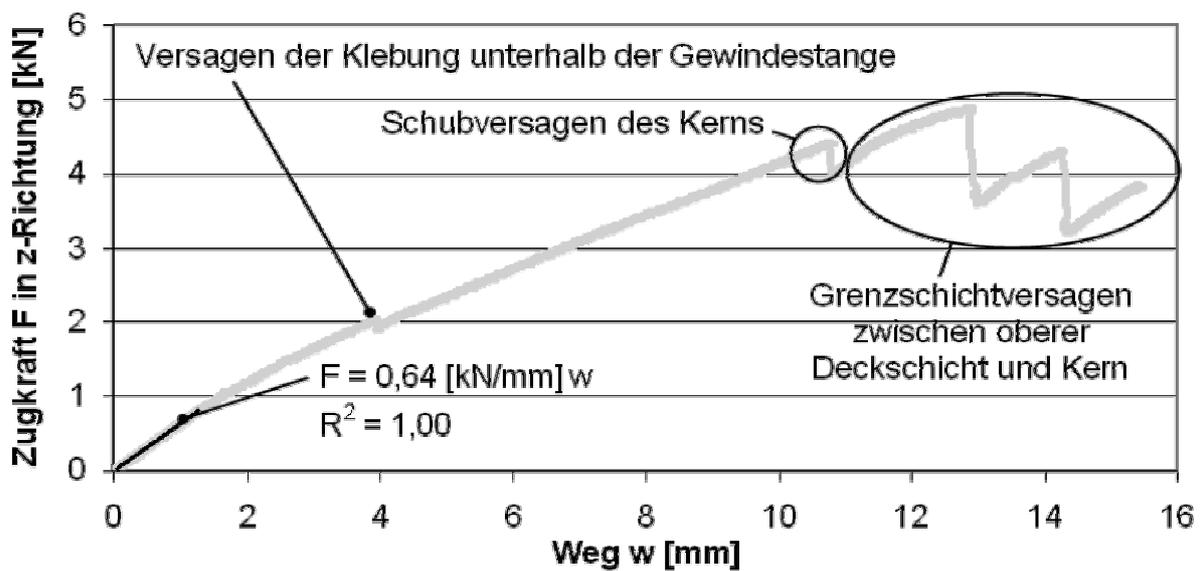


Bild 9.4: Typisches Kraft-Weg-Diagramm der vernähten Onsert-Variante O-1

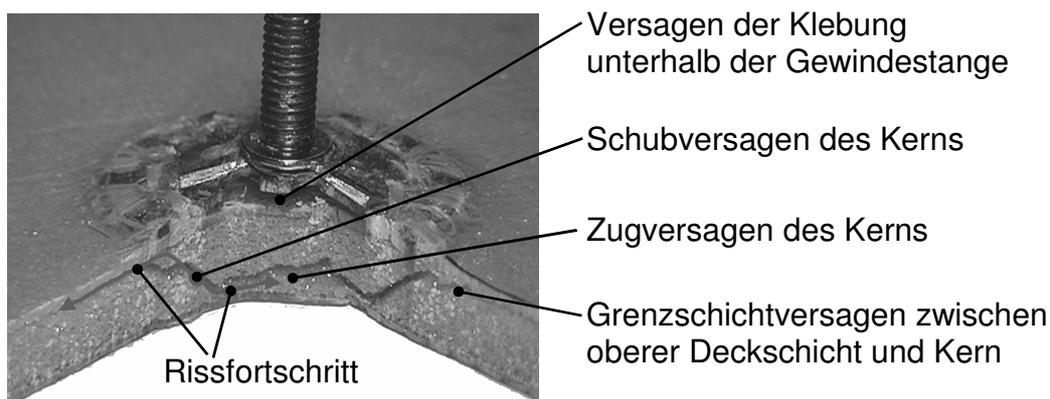


Bild 9.5: Versagen der Krafteinleitungsstelle der vernähten Onsert-Variante O-1

Die beiden Varianten O-2 und O-3 zeigen bei Zugbeanspruchung nahezu das gleiche Verhalten. Hingegen weisen sie bei Druckbeanspruchung ein sehr differenziertes Verhalten auf (vgl. Kapitel 9.2). Die beiden Kraft-Weg-Diagramme bei Zugbelastung sind in Bild 9.6 und Bild 9.7 dargestellt. Der Steifigkeitskennwert der Variante O-2

und O-3 beträgt 0,71 kN/mm bzw. 0,69 kN/mm. Bei einer Kraft von 2,1 und 1,8 kN tritt erstes Versagen der Variante O-2 bzw. O-3 auf, wobei es sich um die gleiche Versagensart wie bei O-0 und O-1 handelt. Nach einem deutlichen Kraftanstieg bis 4,1 und 5,1 kN versagen beide Varianten infolge Oberfadenbruchs im oberen Scheitelpunkt der Verschlingung mit dem Onsert, wodurch das Onsert von der oberen Deckschicht abgerissen wird (Bild 9.8 und Bild 9.9). Die Vernähung durch die gesamte Sandwich-Dicke bewirkt eine Armierung des Kernmaterials, sodass es zu keinem Zug- und Schubversagen des Kerns wie bei O-1 kommt.

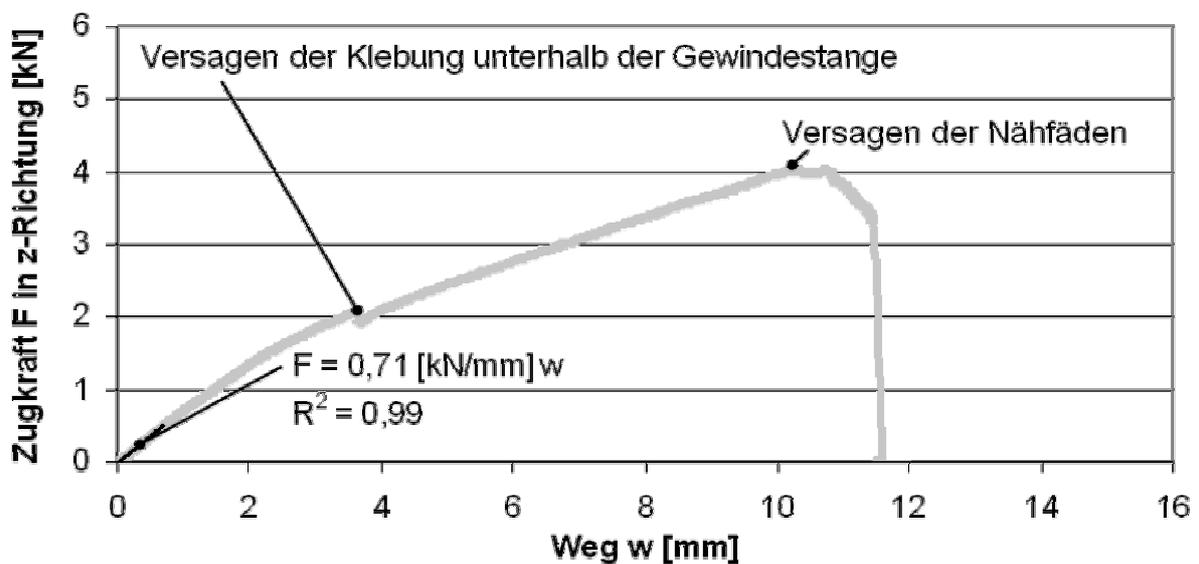


Bild 9.6: Typisches Kraft-Weg-Diagramm der vernähten Onsert-Variante O-2

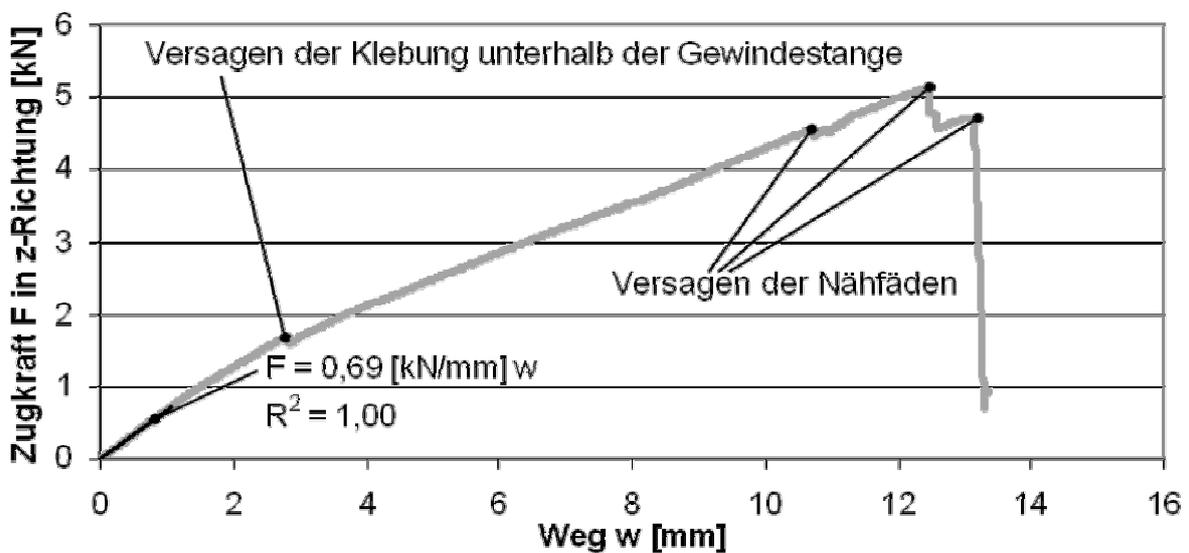


Bild 9.7: Typisches Kraft-Weg-Diagramm der vernähten Onsert-Variante O-3

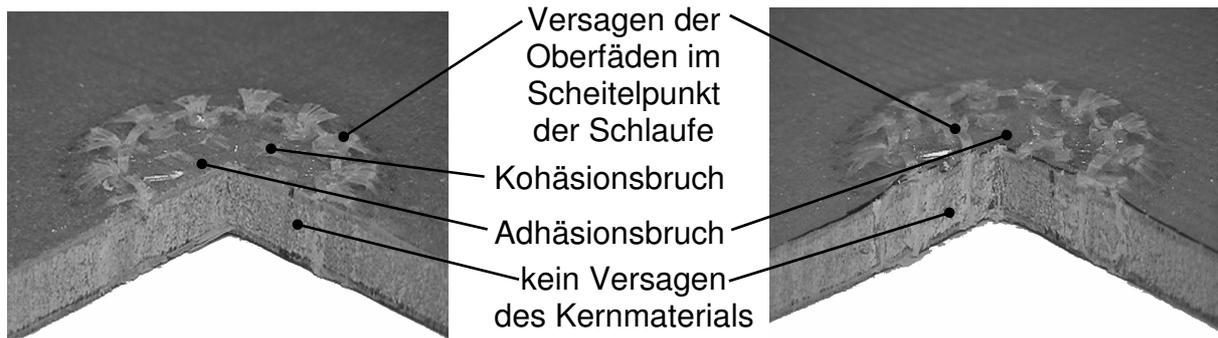


Bild 9.8: Versagen der Krafteinleitungsstelle der vernähten Onsert-Varianten O-2 und O-4

Draufsicht auf die Krafteinleitungsstelle nach Versagen

Seitenansicht des Onserts nach Versagen

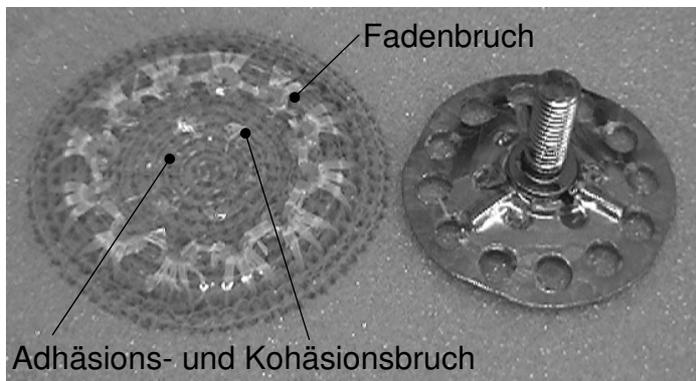


Bild 9.9: Versagen der Krafteinleitungsstelle und Seitenansicht des versagten Onserts der vernähten Onsert-Variante O-3

Im Gegensatz zur unvernähten Variante verformen sich die Flansche der abgerissenen Onserts der vernähten Varianten aufgrund der Vernähung und der höheren Zugkräfte merklich (vgl. Bild 9.3 und Bild 9.9, jeweils rechte Abbildung). Einige Prüfkörper der Varianten O-2 und O-3 zeigen durch die Vernähung so gute mechanische Eigenschaften, dass das Versagen nicht durch den Bruch der Sandwich-Komponenten oder der Vernähung begrenzt wird, sondern durch das metallische Onsert selbst (Bild 9.10). Die mittlere Bruchkraft des metallischen Onserts wurde in [70] zu  $5,2 \pm 0,2$  kN ermittelt und ist somit geringfügig höher als die der vernähten Varianten. Folglich besteht mithilfe der Nähetechnik die konstruktive Möglichkeit, die Krafteinleitungsstelle, je nach Anforderungsprofil, nur durch Einsatz von Onserts höherer Festigkeit und durch den Grad der Armierungsdichte, ggf. auch ohne Änderung des Sandwichaufbaus (Deckschicht und Kern), zu verstärken.

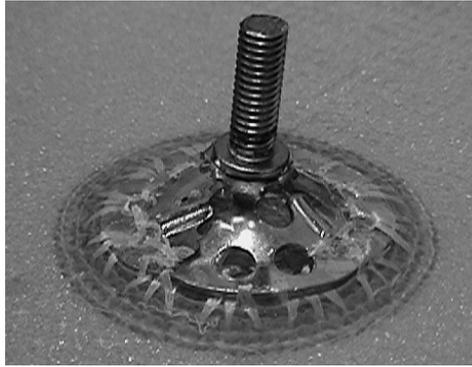


Bild 9.10: Versagen der Onsert-Variante O-3 durch Bruch des Onserts

In Bild 9.11 ist das Kraft-Weg-Diagramm der Variante O-4 dargestellt. Hierbei ist zu erkennen, dass durch die Vernähung der inneren Durchbrüche des Onserts die Kraft beim ersten Versagenseintritt im Vergleich zu den anderen vernähten Varianten O-1 bis O-3 deutlich gesteigert werden kann. Totalversagen der Krafteinleitung tritt auch hier durch Bruch des Oberfadens im oberen Scheitelpunkt auf (Bild 9.8).

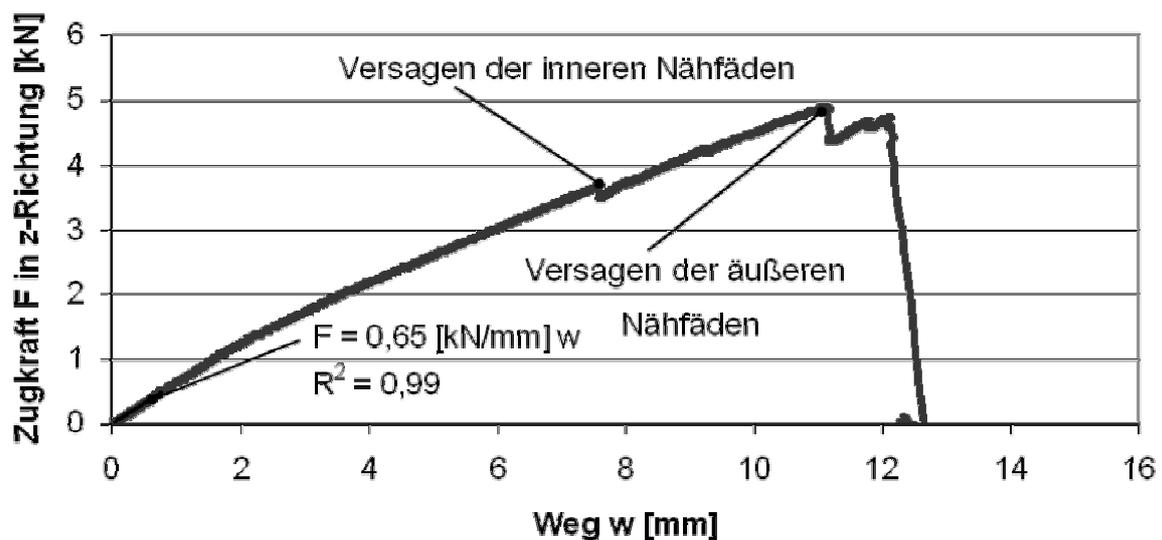


Bild 9.11: Typisches Kraft-Weg-Diagramm der vernähten Onsert-Variante O-4

Ein Vergleich aller Gestaltungskonzepte hinsichtlich des Steifigkeitskennwerts  $D_{KE, Zug}$  (vgl. Bild 9.12) ergibt, dass die vernähten Krafteinleitungen im Vergleich zur unvernähten um ca. 16 % steifer sind. Durch die Vernähung außerhalb des Onsertbereichs kommt es zu einer Vergrößerung des Krafteinleitungsbereichs, worin der Steifigkeitsanstieg gegenüber der unvernähten Variante begründet liegt. Des Weiteren ist zu erkennen, dass die unterschiedlichen Gestaltungskonzepte der vernähten Varianten keinen signifikanten Einfluss auf die erzielbare Steifigkeit haben, da bei allen der Krafteinleitungsbereich infolge der Vernähung gleich groß ist.

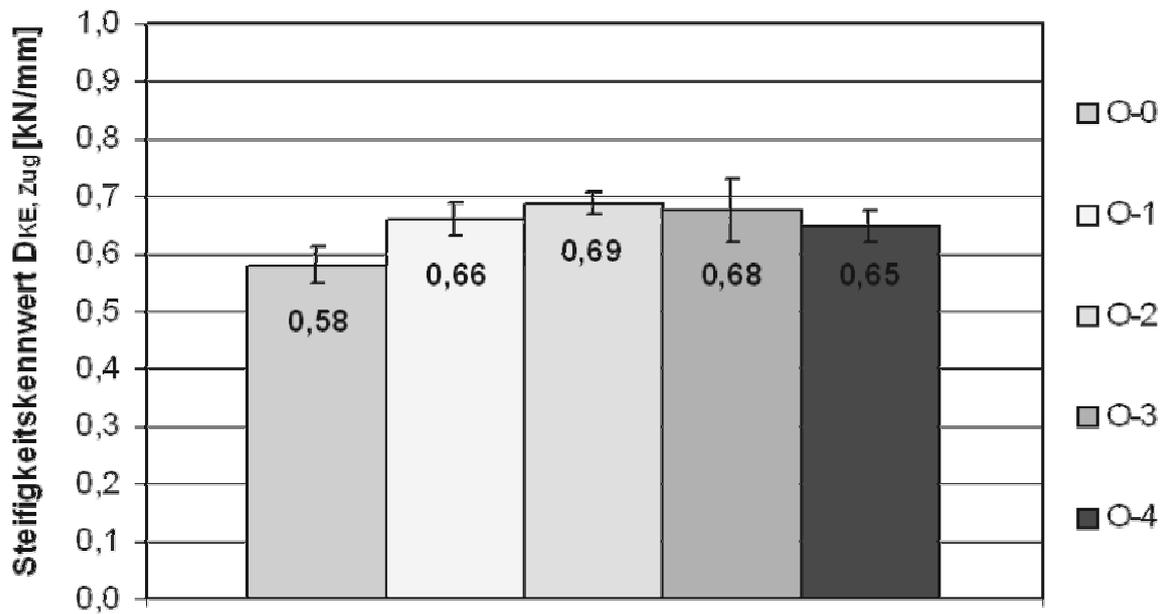


Bild 9.12: Vergleich des Steifigkeitskennwerts in Abhängigkeit vom Gestaltungskonzept der unvernähten und vernähten Onsert-Varianten (O-0 bis O-4)

Mithilfe der Vernähung der äußeren Durchbrüche im Onsertflansch kann die Kraft, bei der erstes Versagen der Klebung zwischen Onsert und oberer Deckschicht im Bereich unterhalb der Gewindestange eintritt, um bis zu ca. 125 % im Vergleich zu Variante O-0 gesteigert werden (Bild 9.13). Deutlich effektiver, jedoch auch fertigungstechnisch schwieriger, ist, wie bei O-4, eine Vernähung so nah wie möglich im Bereich der Gewindestange, wodurch die Kraft beim ersten Versagenseintritt im Vergleich zur unvernähten Variante und zu Variante O-2 um bis zu ca. 390 % bzw. 130 % erhöht wird. Die höheren erforderlichen Kräfte zum Ablösen der vernähten Onsertflansche können dadurch erklärt werden, dass durch die Vernähung die lokale Verformung des Flanschs behindert wird, sodass die Schälbeanspruchung der Klebefuge reduziert wird.

Die Varianten O-1 bis O-3 mit gleicher Armierungsdichte weisen keinen signifikanten Unterschied bzgl. der erzielbaren Bruchkraft und -energie auf (Bild 9.14 und Bild 9.15). Die Bruchkraft kann im Vergleich zur unvernähten Onsert-Variante um ca. 250 % gesteigert werden. O-1 versagt infolge Kernbruch, sodass eine Erhöhung der Nähdichte keine Verbesserung der Bruchkraft bewirken würde, woraus zu folgern ist, dass die Vernähung des Onserts lediglich mit einer Deckschicht keine sandwichgerechte Konstruktion darstellt. Hingegen sollte bei den Varianten O-2 und O-3 mit Vernähung durch den gesamten Sandwich eine Steigerung der Bruchkraft durch eine

Erhöhung der Armierungsdichte möglich sein, sodass diese Art der Vernähung im Vergleich zu O-1 das beanspruchungsgerechtere Gestaltungskonzept darstellt. Variante O-4 weist im Vergleich zu O-2 eine etwas höhere Armierungsdichte und dadurch auch eine um etwa 10 % höhere Bruchkraft und Bruchenergie auf. Ein Vergleich der ermittelten Bruchenergien der einzelnen Varianten zeigt, dass der Widerstand gegen Totalversagen durch Vernähung bis zu ca. 1615 % gesteigert werden kann (Bild 9.15).

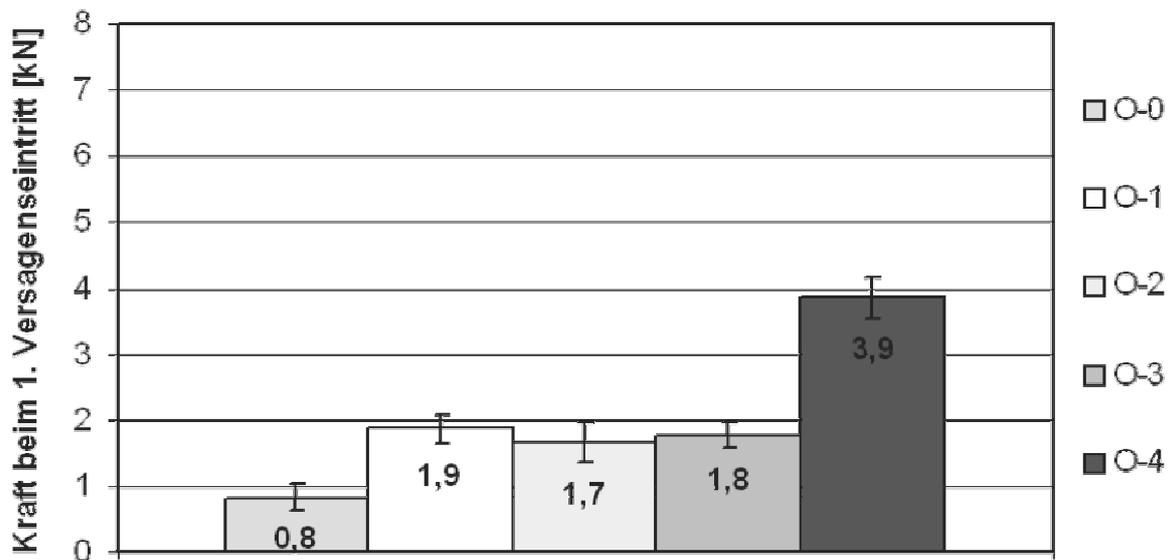


Bild 9.13: Vergleich der Kraft beim 1. Versagenseintritt in Abhängigkeit vom Gestaltungskonzept der unvernähten und vernähten Onsert-Varianten (O-0 bis O-4)

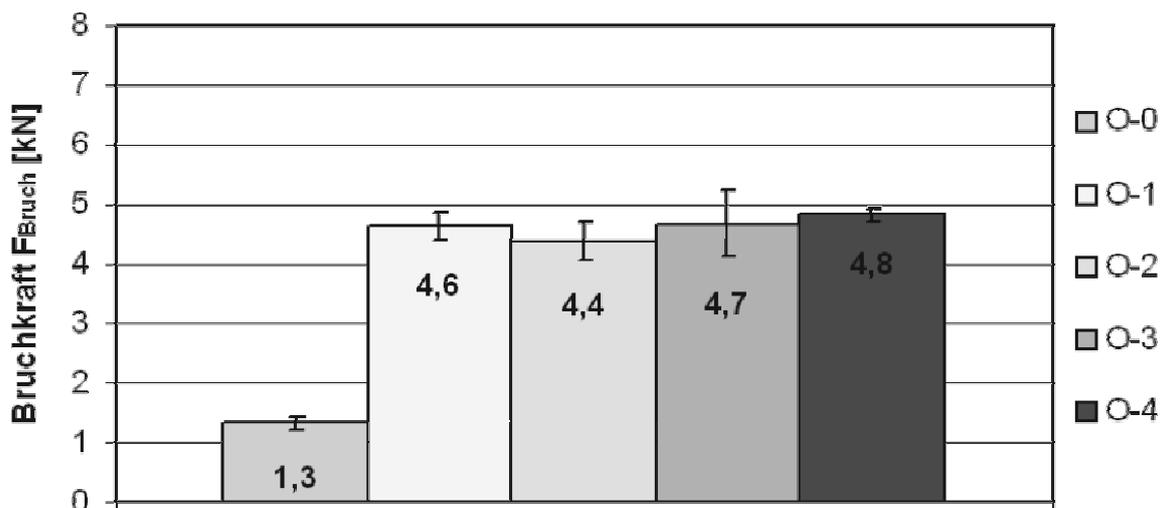


Bild 9.14: Vergleich der Bruchkraft in Abhängigkeit vom Gestaltungskonzept der unvernähten und vernähten Onsert-Varianten (O-0 bis O-4)

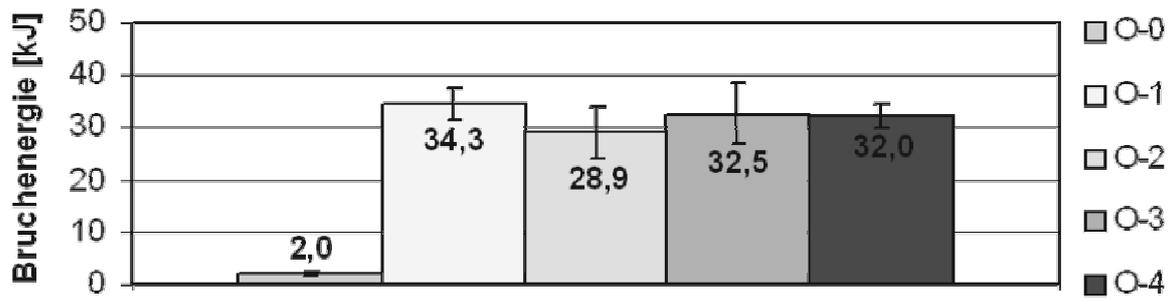


Bild 9.15: Vergleich der Bruchenergie in Abhängigkeit vom Gestaltungskonzept der unvernähten und vernähten Onsert-Varianten (O-0 bis O-4)

Der Vergleich der Konzepte O-2 und O-2\* zeigt in allen mechanischen Eigenschaften keinen Unterschied, da beide Varianten durch Bruch des Oberfadens im Scheitelpunkt der Verschlingung mit dem Onsert charakterisiert sind (Bild 9.8). Hieraus wird deutlich, dass die Verschlingung des Oberfadens mit dem Unterfaden bei dieser Art der Krafteinleitung keinen Effekt bewirkt.

#### 9.1.2.2 Einfluss der Armierungsdichte auf die mechanischen Eigenschaften

Im Folgenden wird der Einfluss der Armierungsdichte auf die mechanischen Eigenschaften der aufgetragenen Krafteinleitungen untersucht. Hierzu werden die vernähten Onsert-Varianten O-5 bis O-7 sowie O-2 im Vergleich zur unvernähten Variante betrachtet. Ein Vergleich der Steifigkeit der unterschiedlichen Krafteinleitungen zeigt, dass mit zunehmender Armierungsdichte der Steifigkeitskennwert  $D_{KE, Zug}$  um bis zu 19 % im Vergleich zur unvernähten Variante gesteigert werden kann.

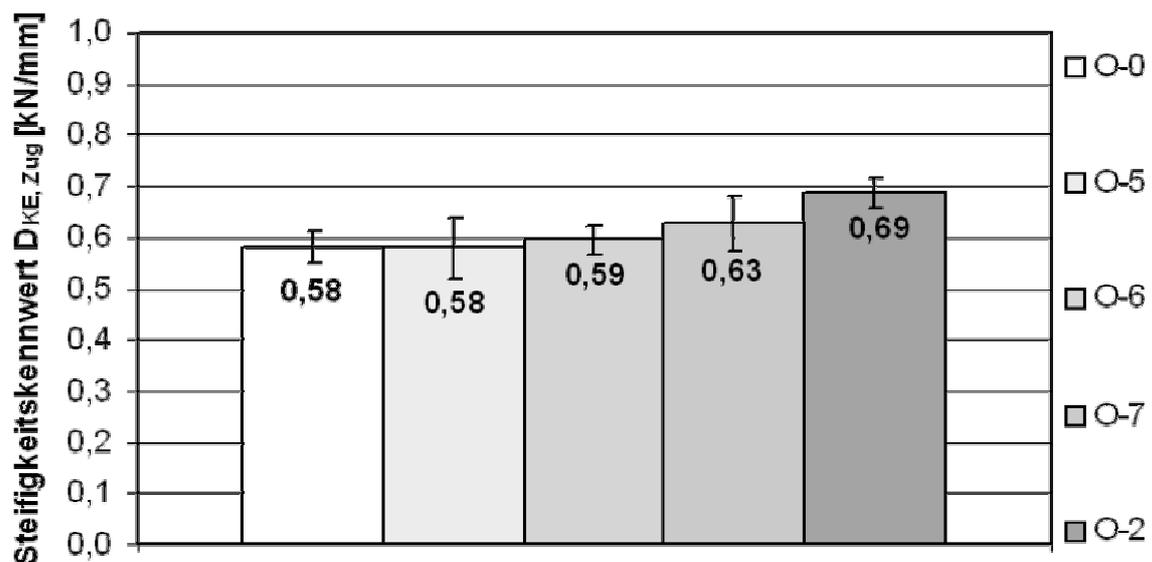


Bild 9.16: Vergleich des Steifigkeitskennwerts in Abhängigkeit von der Armierungsdichte der Onsert-Varianten (O-0, O-5 bis O-7 und O-2)

Beim Vergleich der unterschiedlich stark vernähten Onsert-Varianten kann festgestellt werden, dass, wie auch schon bei den Varianten O-1 bis O-4, keine Abhängigkeit zwischen der Kraft bei erstem Versagenseintritt und dem Grad der Armierungsdichte zu erkennen ist (Bild 9.17). Hierbei wird bestätigt, dass sich die Kraft nur durch eine Verformungsbehinderung des Onsertflanschs und somit nur durch den Ort der Vernähung, d. h. so nah wie möglich an der Krafteinleitungsstelle, erhöhen lässt, wie dies bei O-4 der Fall ist.

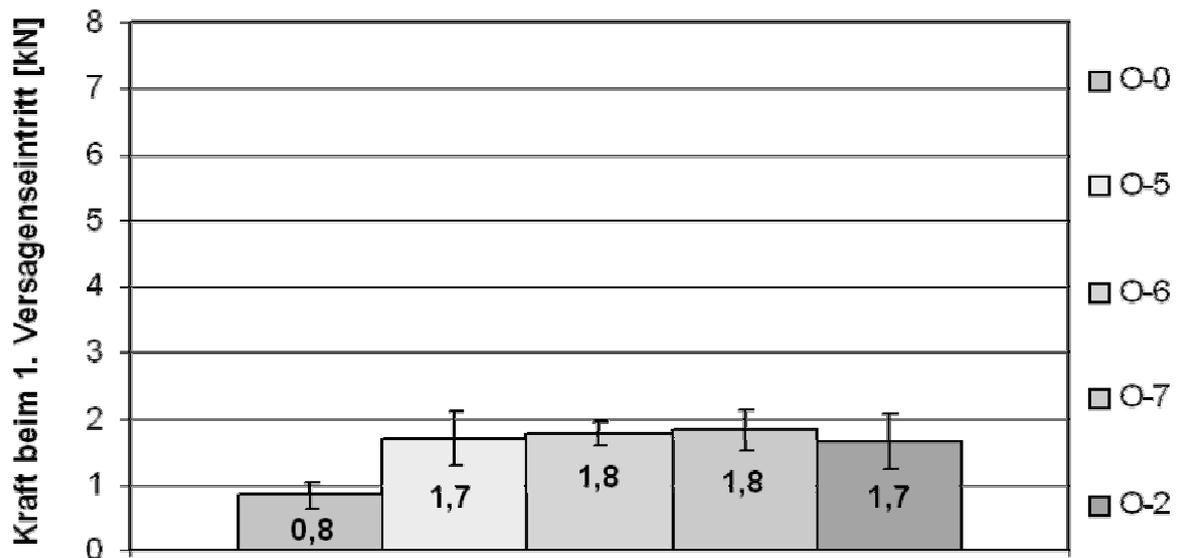


Bild 9.17: Vergleich der Kraft beim 1. Versagenseintritt in Abhängigkeit von der Armierungsdichte der Onsert-Varianten (O-0, O-5 bis O-7 und O-2)

In Bild 9.18 ist die Bruchkraft als Funktion der Anzahl an Nähfäden  $n_{NF}$  in z-Richtung aufgetragen. Die Anzahl der Nähfäden pro Onsert stellt ein Maß für die Menge der eingebrachten Armierung (Armierungsdichte) dar. Zu erkennen ist, dass kein linearer Zusammenhang zwischen der Nähfadenanzahl und der erzielbaren Bruchkraft vorliegt. Stattdessen beschreibt die Trendlinie (in Bild 9.18 schwarz dargestellt) einen stark degressiven Verlauf. Dies kann anhand der Ergebnisse aus Kapitel 5.5.3 dadurch erklärt werden, dass beim Einstechen in ein bereits vorhandenes Stichloch die dort vorhandenen Nähfäden durch die Nadel beschädigt werden. Je höher die Stichzahl an ein und derselben Stelle ist, desto größer ist die Zahl der beschädigten Fäden, d. h., desto stärker die Degression der erzielbaren Bruchkraft. Die eingezeichnete grüne Gerade kann als hypothetischer Verlauf der Bruchkraft in Abhängigkeit der Anzahl an Nähfäden ohne Schädigung und bei voller Ausnutzung der Zugfestig-

keit der AF-Nähfäden verstanden werden. Die Steigung der Geraden ergibt sich aus der oben genannten Hypothese, dass die Bruchkraft des Onserts pro Nähfaden um die maximale Zugkraft des AF-Nähfadens (0,077 kN, vgl. Tabelle 5.2) gesteigert werden kann. Die Kraft  $F_{\text{Bruch}}$  bei  $n_{\text{NF}} = 0$  stellt hier die Bruchkraft der unvernähten Onsert-Variante O-0 dar (Bild 9.14). Die Anfangssteigung der Ausgleichskurve bei  $n_{\text{NF}} = 0$  (Bild 9.18, blaue Gerade) ist deutlich geringer als die Steigung der theoretischen Geraden (grün dargestellt), da die einzelnen Nähfäden infolge des Nähprozesses nicht gleichmäßig belastet werden, durch die Schlaufenbildung im Scheitelpunkt des Oberfadens deutliche Spannungsüberhöhungen vorliegen (vgl. Kapitel 6.4) und die so genannte Schlaufenfestigkeit (loop strength) des AF-Nähfadens nur ca. 40 % der Zugfestigkeit beträgt [151].

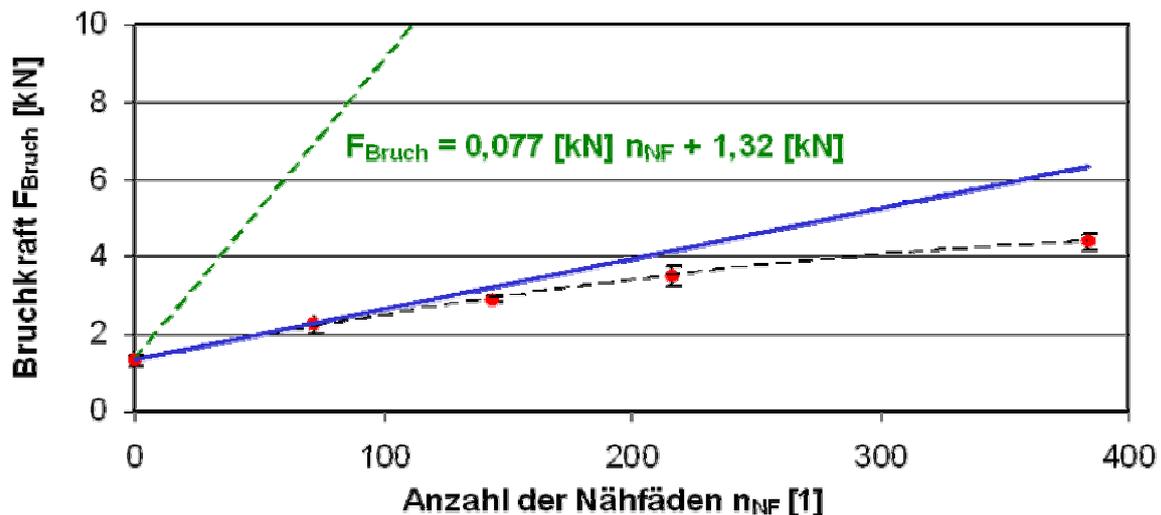


Bild 9.18: Vergleich der Bruchkraft in Abhängigkeit von der Anzahl der Nähfäden bzw. von der Armierungsdichte der Onsert-Varianten (O-0, O-5 bis O-7 und O-2)

Unter der Annahme, dass die Bruchkraft der vernähten Onserts durch die Anzahl der Fäden in z-Richtung bestimmt wird und alle Fäden gleichmäßig belastet werden, sollte die Bruchkraft proportional zur eingebrachten Menge an Nähfäden gesteigert werden können. Bei Belastung des Onserts in z-Richtung werden die Nähfäden und die Klebung zwischen Onsert und der oberen Deckschicht der gleichen Dehnung ausgesetzt. Legt man nun ein Federmodell zu Grunde, so sind die Nähfäden und die Klebung parallelgeschaltet, wodurch die äußere Zugkraft des Onserts in z-Richtung im Gleichgewicht mit den Kräften der beiden Einzelkomponenten steht. Unter der Voraussetzung, dass die Bruchdehnungen des AF-Nähfadens und der Klebung etwa

gleich groß sind, kann die Degression der Bruchkraft mit steigender Anzahl an Nähfäden mit dem Ansatz

$$F_{\text{Bruch}} = F_{\text{Bruch, O-0}} \left( 1 - \frac{A_{\text{NF}}}{A_{\text{Onsert}}} n_{\text{NF}} \right) + \eta_{\text{NF}} \eta_{\text{S}} F_{\text{NF}} n_{\text{NF}} \quad (9.2)$$

beschrieben werden. Hierbei ist  $F_{\text{Bruch}}$  die erforderliche Bruchkraft der vernähten Onsert-Varianten nach Gestaltungskonzept O-2,  $F_{\text{Bruch, O-0}}$  die Bruchkraft der unvernähten Onsert-Variante,  $F_{\text{NF}}$  die Zugbruchkraft und  $A_{\text{NF}}$  die Querschnittsfläche des AF-Nähfadens,  $n_{\text{NF}}$  die Anzahl der pro Onsert eingebrachten Nähfäden und  $A_{\text{Onsert}}$  die Klebefläche des Onsertflanschs. Der Faktor  $\eta_{\text{NF}}$  stellt einen Fertigungs- und Materialfaktor dar, womit z. B. eine ungleichmäßige Vorspannung der Nähfäden durch den Nähprozess sowie die Spannungsüberhöhungen im Oberfaden berücksichtigt werden können. Zusätzlich wird noch ein zweiter, zunächst unbestimmter Korrekturfaktor  $\eta_{\text{S}}$  eingeführt, der vom Grad der Schädigung der Nähfäden durch erneutes Einstechen und von der Empfindlichkeit des Fadenmaterials abhängt.

Der Term  $n_{\text{NF}} \cdot \eta_{\text{S}}$  kann in dieser Gleichung als effektive Anzahl an Nähfäden  $n_{\text{NF, eff.}}$  ohne Faserschädigung aufgefasst werden. Die Bruchkraft ergibt sich dann zu:

$$F_{\text{Bruch}} = F_{\text{Bruch, O-0}} \left( 1 - \frac{A_{\text{NF}}}{A_{\text{Onsert}}} n_{\text{NF}} \right) + \eta_{\text{NF}} F_{\text{NF}} n_{\text{NF, eff.}} \quad (9.3)$$

Zur Bestimmung der effektiven Anzahl an Nähfäden wird die Annahme getroffen, dass jeder weitere Einstich an einer bereits zuvor vernähten Stelle die bereits im Nähloch befindlichen Nähfäden um einen Schädigungsfaktor  $\kappa$  schädigen kann ( $0 \leq \kappa \leq 1$ ;  $\kappa = 0$  keine,  $\kappa = 1$  vollständige Schädigung der Nähfäden). Die Korrektur ist kumulativ, und für  $i$  Einstiche an einer vernähten Stelle errechnet sich die effektive Anzahl an Nähfäden zu

$$\kappa = 0: \quad n_{\text{NF, eff., } i} = 2i \quad \text{mit } 1 \leq i \leq n \quad (9.4)$$

$$0 < \kappa \leq 1: \quad n_{\text{NF, eff., } i} = 2 \left( \frac{1 - (1 - \kappa)^i}{\kappa} \right) \quad \text{mit } 1 \leq i \leq n$$

Die Gesamtanzahl an effektiven Nähfäden der gesamten Vernähung des Onserts beträgt somit

$$n_{\text{NF, eff.}} = \sum_{i=1}^n n_i \cdot n_{\text{NF, eff., } i} \quad (9.5)$$

wobei  $n_i$  die Anzahl an Nähstellen mit jeweils  $i$  Einstichen bezeichnet.

Der Schädigungsfaktor  $\kappa$  ist von Nähprozessparametern (z. B. Ort der Fadenverschlingung, Nähadelgeometrie etc.) und vom verwendeten Ober- und Unterfaden (z. B. Längengewicht, Material, Konstruktion des Nähfadens etc.) abhängig und kann empirisch aus den experimentellen Daten bestimmt werden. Entsprechend der Gleichung 9.3 besteht ein linearer Zusammenhang zwischen der Bruchkraft und der effektiven Anzahl an Nähfäden pro Onsert.  $\kappa$  kann nun so variiert werden, dass sich näherungsweise ein linearer Zusammenhang mit der Bruchkraft einstellt (Bild 9.19). Für die mit AF-Nähfäden vernähten Onsert-Varianten ergibt sich  $\kappa$  zu 0,25.

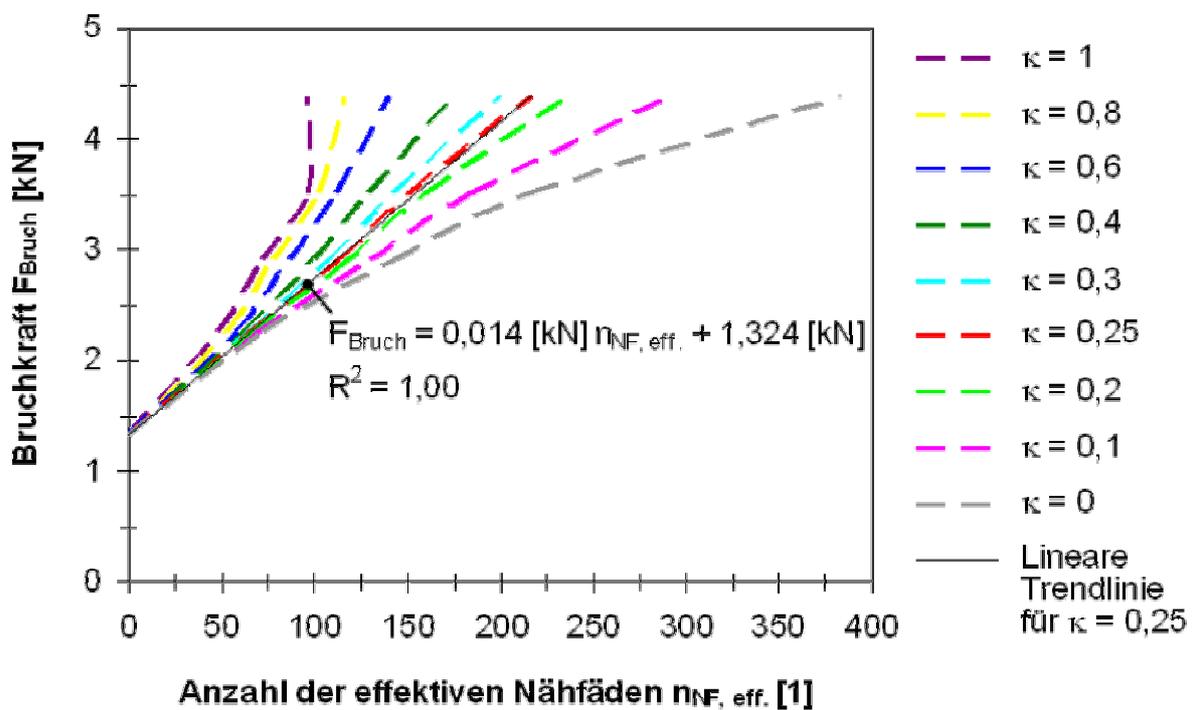


Bild 9.19: Bestimmung des Schädigungsfaktors  $\kappa$

Für diese Nähkonfiguration erhält man mit den Gleichungen 9.3 bis 9.5 schließlich das halbempirische Berechnungsmodell zur Abschätzung der Bruchkraft in Abhängigkeit der Armierungsdichte der vernähten Onsert-Varianten:

$$F_{\text{Bruch}} = F_{\text{Bruch, O-0}} \left( 1 - \frac{A_{\text{NF}}}{A_{\text{Onsert}}} n_{\text{NF}} \right) + F_{\text{NF}} \cdot \left( \sum_{i=1}^n n_i \cdot n_{\text{NF, eff., i}} \right) \eta_{\text{NF}} \quad (9.6)$$

Die Berechnung der Bruchkraft der vernähten Onsert-Varianten O-2 und O-5 bis O-7 mit Gleichung 9.6 erfolgt nun mit konkreten Zahlenwerten. Zur Berechnung der Bruchkraft wird zunächst die Anzahl der Einstichpositionen  $n_i$  mit  $i$  Einstichen pro Onsert-Variante benötigt. Dies ist in Tabelle 9.1 für die vernähten Onsert-Varianten zusammengefasst (vgl. Tabelle 8.1 und Tabelle 8.2). In Abhängigkeit des Schädigungs-

faktors  $\kappa$  kann nach Tabelle 9.2 die Anzahl an effektiven Nähfäden  $n_{NF, \text{eff.}, i}$  für eine Einstichposition mit  $i$  Einstichen berechnet werden. Aus Tabelle 9.1 und Tabelle 9.2 mit Gleichung 9.5 erhält man die Anzahl an effektiven Nähfäden der verschiedenen Onsert-Varianten in Abhängigkeit des Schadensfaktors  $\kappa$  (Tabelle 9.3).

Tabelle 9.1: Anzahl der Einstichpositionen  $n_i$  mit  $i$  Einstichen

Variante	Anzahl der Einstichpositionen $n_i$ mit $i$ Einstichen				
	$i = 1$	$i = 2$	$i = 4$	$i = 6$	$i = 10$
O-0	0	0	0	0	0
O-5	12	12	0	0	0
O-6	24	0	12	0	0
O-7	36	0	0	12	0
O-2	0	36	0	0	12

Tabelle 9.2: Anzahl an effektiven Nähfäden  $n_{NF, \text{eff.}, i}$  für eine Einstichposition mit  $i$  Einstichen in Abhängigkeit des Schädigungsfaktors  $\kappa$ 

i	Schädigungsfaktor $\kappa$										
	1	0,8	0,6	0,4	0,35	0,3	0,25	0,2	0,15	0,1	0
1	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2
2	2	2,4	2,8	3,2	3,3	3,4	3,5	3,6	3,7	3,8	4
4	2	2,496	3,248	4,352	4,694	5,066	5,469	5,904	6,373	6,878	8
6	2	2,500	3,320	4,766	5,283	5,882	6,576	7,379	8,305	9,371	12
10	2	2,500	3,333	4,970	5,637	6,478	7,549	8,926	10,708	13,026	20

Tabelle 9.3: Anzahl an effektiven Nähfäden  $n_{NF, \text{eff.}}$  der Onsert-Varianten in Abhängigkeit des Schädigungsfaktors  $\kappa$ 

Variante	Schädigungsfaktor $\kappa$										
	1	0,8	0,6	0,4	0,35	0,3	0,25	0,2	0,15	0,1	0
O-0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
O-5	48,0	52,8	57,6	62,4	63,6	64,8	66,0	67,2	68,4	69,6	72,0
O-6	72,0	78,0	87,0	100,2	104,3	108,8	113,6	118,8	124,5	130,5	144,0
O-7	96,0	102,0	111,8	129,2	135,4	142,6	150,9	160,5	171,7	184,5	216,0
O-2	96,0	116,4	140,8	174,8	186,4	200,1	216,6	236,7	261,7	293,1	384,0

Zusammen mit den experimentellen Ergebnissen für die Bruchkräfte der Onsert-Krafteinleitungen sind alle notwendigen Kennwerte für das halbempirische Berechnungsmodell bekannt. Der Korrekturfaktor  $\eta_{NF}$  für das verwendete Nähfadenmaterial ergibt sich aus dem Quotient der Steigung der Gerade mit  $\kappa = 0,25$  (Bild 9.19) geteilt durch die Steigung der hypothetischen Geraden zu ca. 0,18. Dies bedeutet, dass aufgrund der verarbeitungsspezifischen Störgrößen und der auftretenden Spannungskonzentrationen im Scheitelpunkt des Oberfadens nur ca. 18 % der Zugkraft des AF-Nähfadens ausgenutzt werden kann. Der Vergleich der mithilfe des halbempirischen Berechnungsmodells ermittelten Bruchkräfte in Abhängigkeit von der An-

zahl an effektiven Nähfäden (in Bild 9.20 blau dargestellt) mit den experimentellen Ergebnissen (rot dargestellt) liefert eine sehr gute Übereinstimmung. Die Abweichung der berechneten Bruchkräfte vom Mittelwert der Prüfergebnisse der verschiedenen Onsert-Varianten liegt bei lediglich 0,55 %.

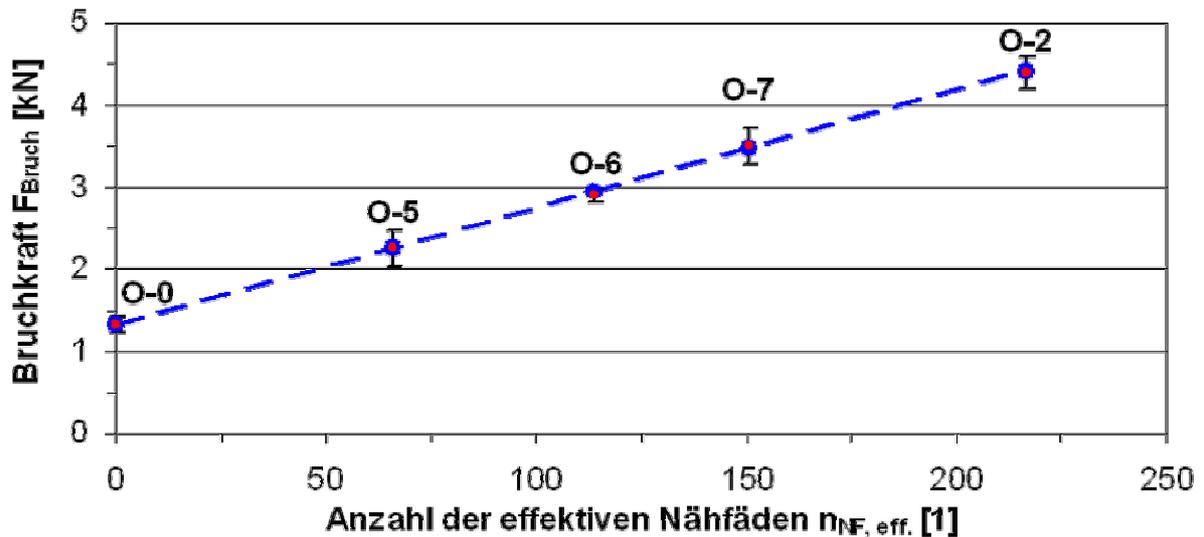


Bild 9.20: Vergleich der mithilfe des halbempirischen Berechnungsmodells ermittelten Bruchkräfte mit den experimentellen Ergebnissen

Analog zur Steigerung der Bruchkraft kann auch die zum Versagen notwendige Bruchenergie mit zunehmender Anzahl der Nähfäden beachtlich gesteigert werden (Bild 9.21).

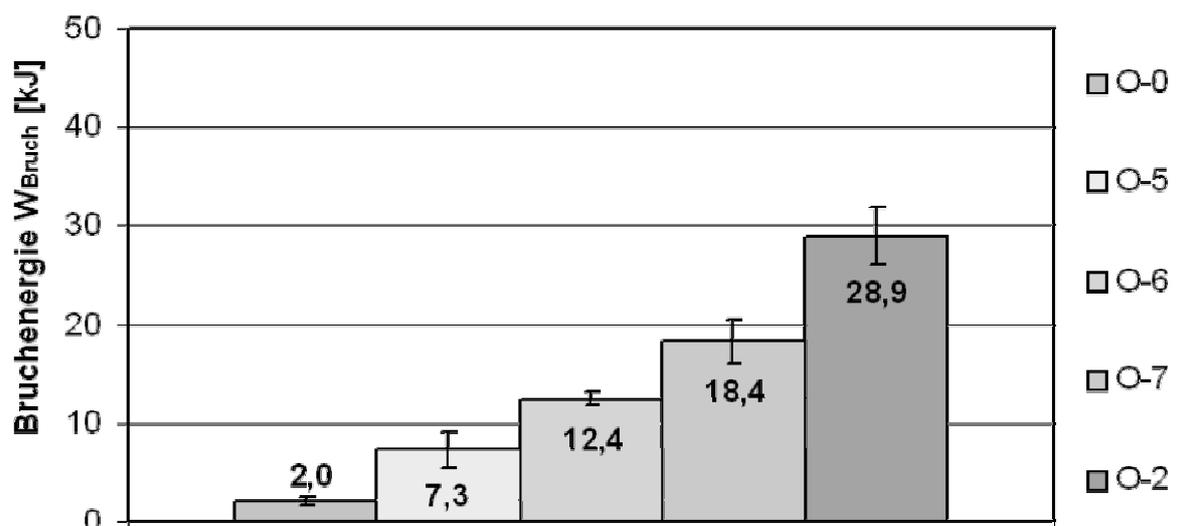


Bild 9.21: Vergleich der Bruchenergie in Abhängigkeit von der Armierungsdichte der Onsert-Varianten (O-0, O-5 bis O-7 und O-2)

### 9.1.2.3 Einfluss von verschiedenen Nähfadenmaterialien auf die mechanischen Eigenschaften

Im folgenden Abschnitt wird der Einfluss von mit unterschiedlichen Nähfadenmaterialien vernähten Onsert-Varianten auf die Bruchkraft und -energie untersucht.

Zunächst werden die mit AF-Nähfäden (O-7), PES-Nähfäden Saba C50 (O-8) und GF-Nähfäden (O-9) vernähten Onsert-Varianten mit gleicher Armierungsdichte analysiert (Tabelle 8.2). Hierbei haben die unterschiedlichen Nähfadenmaterialien näherungsweise die gleiche Querschnittsfläche (vgl. Tabelle 5.2), wodurch die Armierungen der einzelnen Varianten ungefähr den gleichen Nähfadenvolumengehalt aufweisen. Mit dem GF-Nähfaden kann die Bruchkraft und -energie im Vergleich zum AF-Nähfaden um ca. 43 % bzw. 100 % und im Vergleich zum PES-Nähfaden Saba C 50 um 61 % bzw. 104 % gesteigert werden.

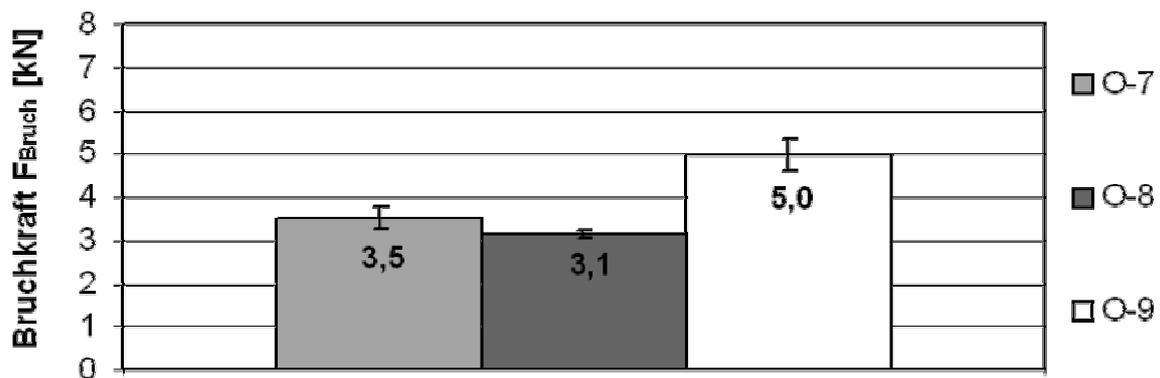


Bild 9.22: Vergleich der Bruchkraft in Abhängigkeit von mit unterschiedlichen Nähfadenmaterialien vernähten Onsert-Varianten mit gleicher Armierungsdichte und näherungsweise gleichem Nähfadenvolumengehalt

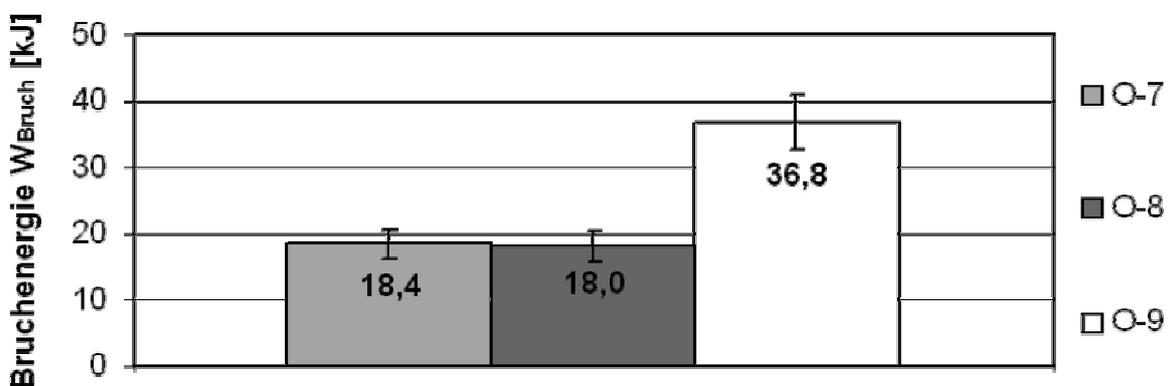


Bild 9.23: Vergleich der Bruchenergie in Abhängigkeit von mit unterschiedlichen Nähfadenmaterialien vernähten Onsert-Varianten mit gleicher Armierungsdichte und näherungsweise gleichem Nähfadenvolumengehalt

In einer weiteren Untersuchung werden mit zwei verschiedenen PES-Nähfäden Saba 150 (O-11) und Saba C 150 (O-12) mit nahezu identischem Längengewicht, aber unterschiedlicher Festigkeit (512 bzw. 641 MPa) vernähte Onsert-Varianten mit gleicher Armierungsdichte miteinander verglichen (Tabelle 5.2 und Tabelle 8.2). Zu erkennen ist, dass ein Zusammenhang zwischen der Bruchkraft bzw. Bruchenergie der Onsert-Varianten und der Zugfestigkeit des verwendeten Nähfadenmaterials besteht (Bild 9.24 und Bild 9.25).

Des Weiteren werden zwei mit PES-Nähfäden Saba C 150 vernähte Onsert-Varianten mit unterschiedlicher Armierungsdichte hinsichtlich der Versagenslast untersucht (Bild 9.24). Hierbei weist die Variante O-13 im Vergleich zu O-12 die dreifache Anzahl an Nähfäden auf. Beim Vergleich der Bruchkraft der Variante O-12 bzw. O-13 mit der unvernähten Variante O-0, kann festgestellt werden, dass auch hier die Bruchkraft nicht proportional zur Anzahl der Nähfäden gesteigert werden kann. Jedoch erfährt der verwendete PES-Nähfaden durch mehrmaliges Einstechen an einer Stelle im Vergleich zum AF-Nähfaden eine geringere Degradation.

Der Vergleich der Varianten O-8 und O-13 zeigt, dass kein signifikanter Unterschied der Bruchkräfte und Bruchenergien (Bild 9.24 und Bild 9.25) vorliegt. Somit ist es diesbezüglich gleichgültig, ob ein PES-Nähfaden mit hohem Längengewicht (Saba C 50) und geringer Einstichhäufigkeit oder ein PES-Nähfaden mit geringem Längengewicht (Saba C 150) und hoher Häufigkeit verarbeitet wird. Aus wirtschaftlichen Gründen empfiehlt sich daher, die notwendige Armierung zur Erzielung einer ausreichenden Bruchkraft durch Einbringen eines PES-Nähfadens mit hohem Längengewicht und einer möglichst geringen Anzahl von Nähstichen zu erreichen.

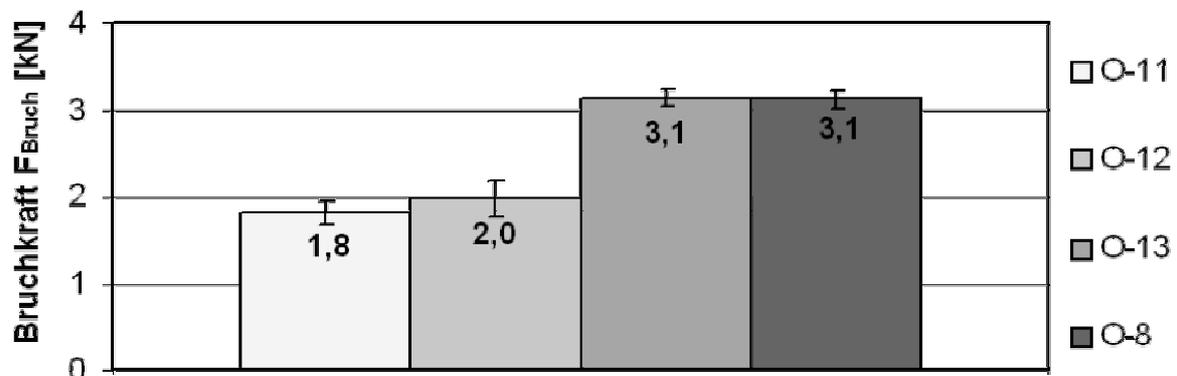


Bild 9.24: Vergleich der Bruchkraft in Abhängigkeit von unterschiedlich mit PES-Nähfaden vernähten Onsert-Varianten

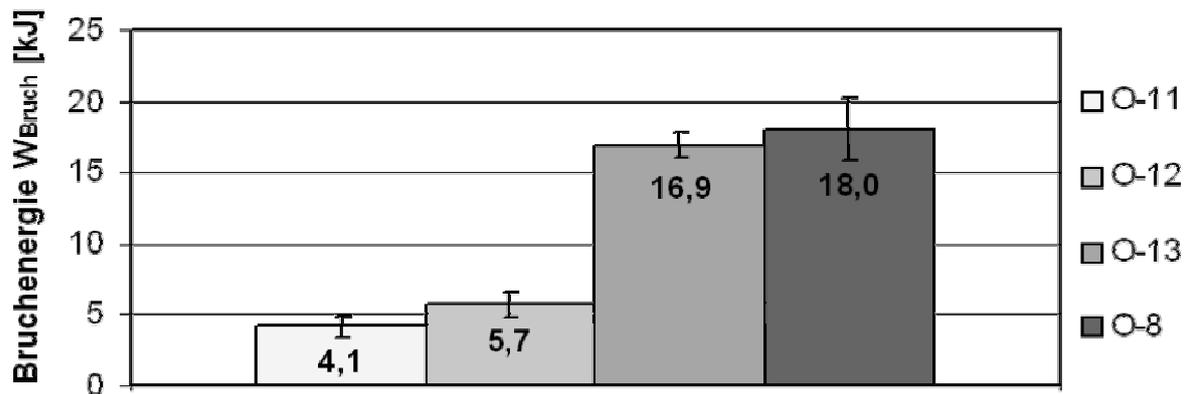


Bild 9.25: Vergleich der Bruchenergie in Abhängigkeit von unterschiedlich mit PES-Nähfäden vernähten Onsert-Varianten

### 9.1.3 Eingebrachte und die Deckschichten durchsetzende Krafteinleitung

Die Ergebnisse der unvernähten (I-DH-0) und vernähten eingebrachten und die Deckschichten durchsetzenden Krafteinleitungsvarianten (I-DH-1) werden im folgenden Abschnitt dargestellt. In Bild 9.26 ist jeweils für eine unvernähte und vernähte Krafteinleitung der typische Kraft-Weg-Verlauf aufgezeigt. Zu Beginn weisen beide Krafteinleitungsarten ein lineares Kraft-Weg-Verhalten auf, wobei die vernähte im Vergleich zur unvernähten Variante eine um ca. 45 % höhere Steifigkeit besitzt (vgl. Tabelle 9.4). Aufgrund der unzureichenden Stützung der Deckschichten infolge der Nachgiebigkeit des Kernmaterials (Bild 9.27) kommt es bei der unvernähten Variante zu einem nichtlinearen Kraft-Weg-Verhalten vor Versagen der unteren Deckschicht, das bei ca. 3,9 kN auftritt. Totalversagen, gekennzeichnet durch den Bruch der oberen Deckschicht, erfolgt hingegen erst bei ca. 4,9 kN. Hierbei wird deutlich, dass die einzelnen Sandwich-Komponenten der unvernähten Krafteinleitungsstelle unterschiedlich hoch beansprucht werden, wodurch einerseits frühzeitiges Versagen des Kernmaterials eintritt und andererseits beide Deckschichten bei unterschiedlich hohen Kräften versagen. Bei der vernähten Variante kann aufgrund der Kernarmierung die untere Deckschicht besser gestützt werden, wodurch beide Deckschichten bei etwa gleichem Lastniveau versagen und eine höhere Bruchkraft erzielt wird. Im Durchschnitt kann mit den vernähten Insert-Varianten im Vergleich zu den unvernähten Varianten eine um ca. 51 % höhere Bruchkraft erzielt werden (Tabelle 9.4). Die notwendige Bruchenergie, um Totalversagen der Krafteinleitung auszulösen, konnte hingegen durch die Vernähung um etwa 104 % gesteigert werden (Tabelle 9.4).

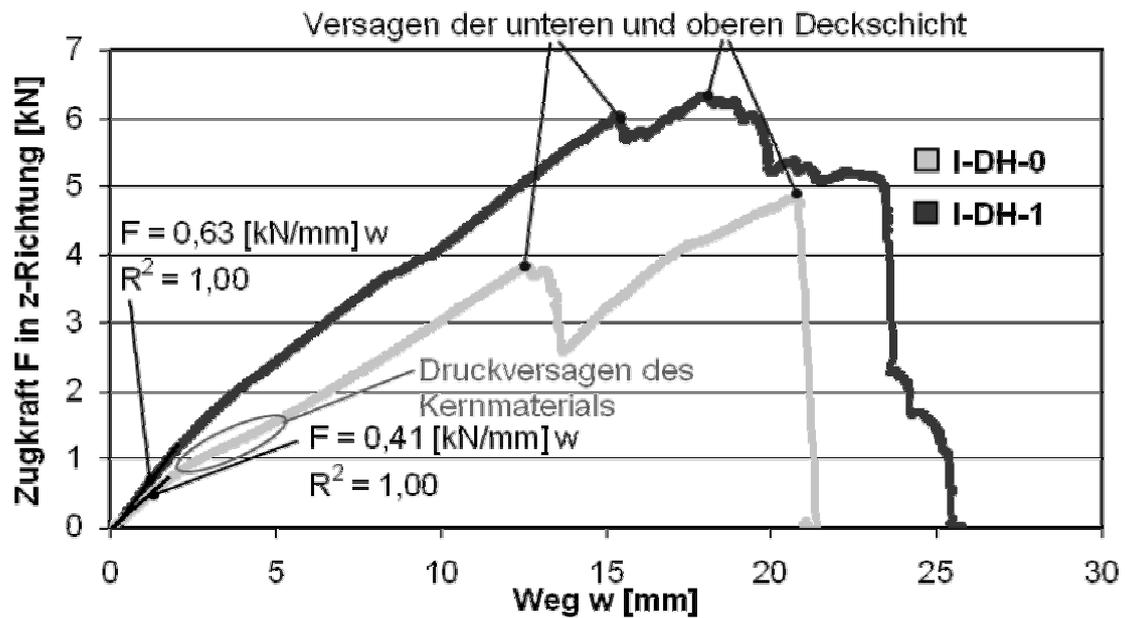


Bild 9.26: Typische Kraft-Weg-Diagramme einer unvernähten (I-DH-0) und vernähten (I-DH-1) eingebrachten und die Deckschichten durchsetzenden Krafteinleitung

Tabelle 9.4: Mittelwert und Standardabweichung für Steifigkeitskennwert  $D_{KE, Zug}$ , Kraft beim 1. Versagenseintritt, Bruchkraft  $F_{Bruch}$  und Bruchenergie  $W_{Bruch}$  der unvernähten (I-DH-0) und vernähten (I-DH-1) eingebrachten und die Deckschichten durchsetzenden Krafteinleitungen

	I-DH-0	I-DH-1
Steifigkeitskennwert $D_{KE, Zug}$ [kN/mm]	$0,42 \pm 0,03$	$0,61 \pm 0,03$
Kraft beim 1. Versagenseintritt [kN]	$4,02 \pm 0,16$	$6,51 \pm 0,63$
Bruchkraft $F_{Bruch}$ [kN]	$4,49 \pm 0,39$	$6,79 \pm 0,49$
Bruchenergie $W_{Bruch}$ [kJ]	$48,05 \pm 8,58$	$98,12 \pm 0,88$

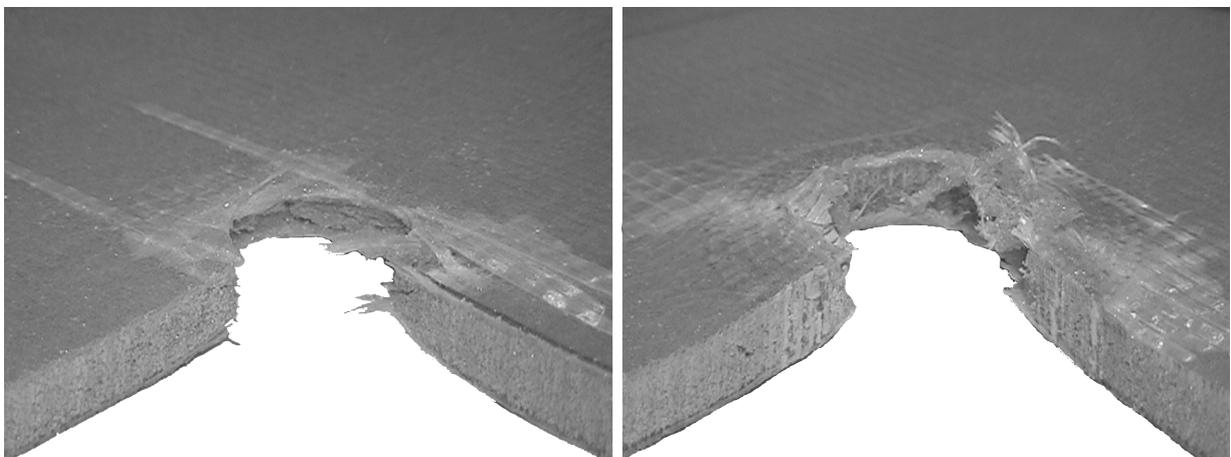


Bild 9.27: Versagen einer unvernähten (I-DH-0) und vernähten (I-DH-1) eingebrachten und die Deckschichten durchsetzenden Krafteinleitung

### 9.1.4 Eingebachte und die Kernschicht substituierende Krafteinleitung

Im Folgenden werden die Ergebnisse der eingebachten und die Kernschicht substituierenden Krafteinleitungen dargestellt. In Bild 9.28 wird der Kraft-Weg-Verlauf am Beispiel der unvernähten I-DG-0 und der mit AF-Nähfaden vernähten I-DG-1-Variante aufgezeigt.

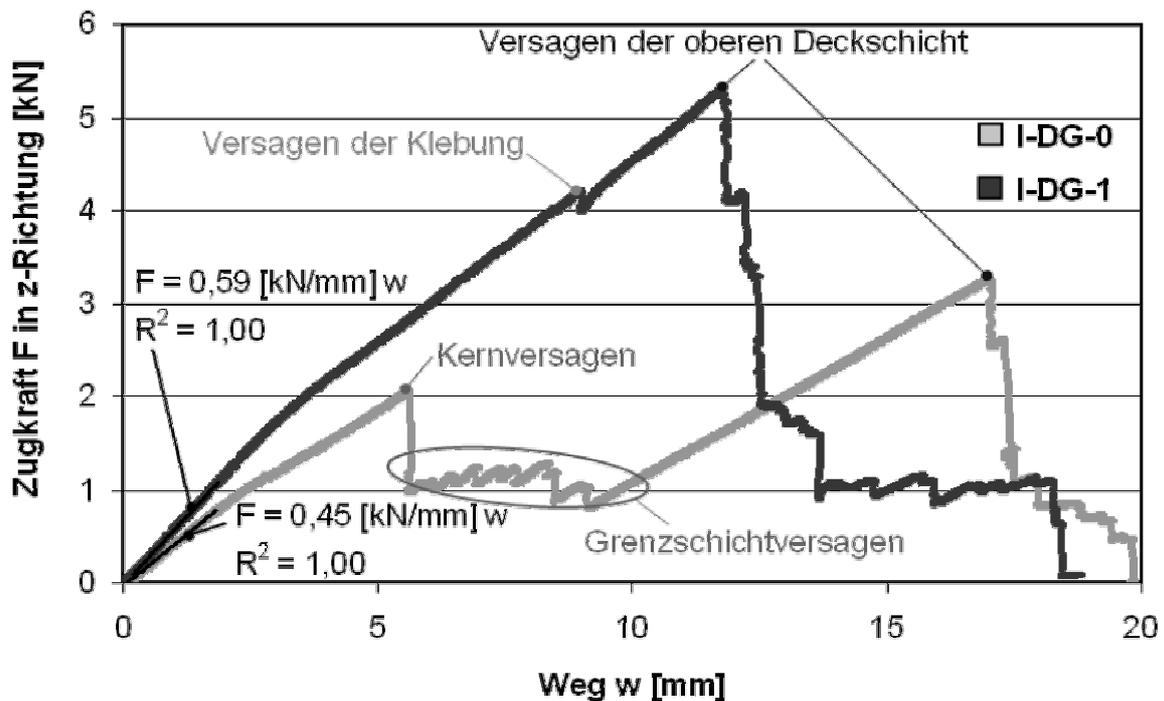


Bild 9.28: Typische Kraft-Weg-Diagramme einer unvernähten und vernähten eingebachten und die Kernschicht substituierenden Krafteinleitung mit Durchgangsgewinde (I-DG-0 und I-DG-1)

Zu Beginn weisen beide Varianten lineares Kraft-Weg-Verhalten auf. Hierbei ist deutlich zu erkennen, dass die Steifigkeit der vernähten Variante im Vergleich zur unvernähten um ca. 23 % höher ist. Somit erfährt die Krafteinleitungsstelle durch die Vernähung zusätzlich zur Armierung auch eine Steifigkeitssteigerung. In Bild 9.29 sind die Steifigkeitskennwerte aller untersuchten Varianten aufgezeigt. Der Vergleich der Varianten I-DG-1 und I-DG-2, die sich nur hinsichtlich des verwendeten Fadenmaterials unterscheiden, zeigt, dass die mit AF-Nähfaden vernähte Variante I-DG-1 eine etwas geringere Steifigkeit gegenüber der mit PES vernähten Variante aufweist. Ein Vergleich der unterschiedlichen Nähgeometrien der PES-Varianten (I-DG-2 bis I-DG-4) zeigt, dass die Steifigkeit mit größerem Durchmesser der Vernähung ansteigt, wie dies auch zu erwarten ist.

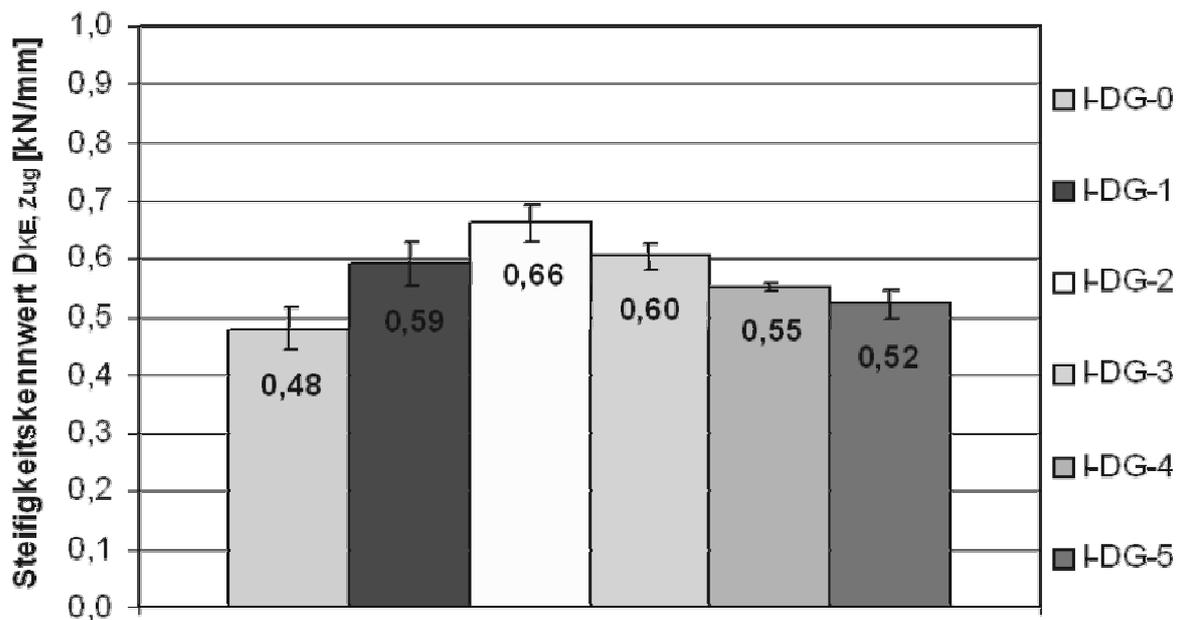


Bild 9.29: Steifigkeitskennwerte der Varianten I-DG-0- bis I-DG-5

Bei der unvernähten Variante (I-DG-0) kommt es infolge der Spannungskonzentrationen im Bereich des unteren Rundungsradius des Inserts, der unteren Deckschicht und des Kernmaterials im Mittel ab einer Kraft von etwa 2,1 kN zum Schubversagen des Kernmaterials, wodurch es sowohl zu einem Ablösen des Inserts von der unteren Deckschicht als auch zu einem Rissfortschritt durch den Kern senkrecht zur ersten Hauptnormalspannungsrichtung in einem Winkel von  $45^\circ$  zur z-Achse bis zur oberen Deckschicht kommt (vgl. Bild 4.10 und Bild 9.30). Erkennbar ist dies an einem knackenden Geräusch während der Prüfung und einem deutlichen Kraftabfall im Kraft-Weg-Diagramm (Bild 9.28). Anschließend schreitet der Riss durch Ablösen der oberen Deckschicht vom Kernmaterial bis zur Einspannung fort (Bild 9.30 und Bild 9.32, linke Abbildung). Hierbei stimmt der Radius des Grenzschnittversagensbereichs mit dem Radius des Stützrings der Einspannung nahezu überein. Dieses Grenzschnittversagen ist im Kraft-Weg-Diagramm anhand des sägezahnförmigen Kurvenverlaufs zu erkennen und findet bei einer mittleren Zugkraft von etwa 1 kN statt (Bild 9.28). Die obere Deckschicht kann jedoch aufgrund der Einspannung nicht vollständig vom Kern abgeschält werden. Aus diesem Grund wurde nach Beendigung des Grenzschnittversagens der anschließende Kraft-Weg-Verlauf bei der Auswertung der Prüfergebnisse nicht weiter berücksichtigt. Anschließend kommt es noch zu einem weiteren Kraftanstieg, da sich das Insert lose unterhalb der oberen Deckschicht befindet. Bei einer Kraft von 3,2 kN versagt die Deckschicht infolge Abscherens, und

das Insert wird komplett herausgerissen. Wie in Bild 9.30 und Bild 9.32 zu sehen ist, löst sich beim Herausreißen des Inserts nach dem eigentlichen Versagen der Krafteinleitung noch die äußere Faserlage der oberen Deckschicht ab.

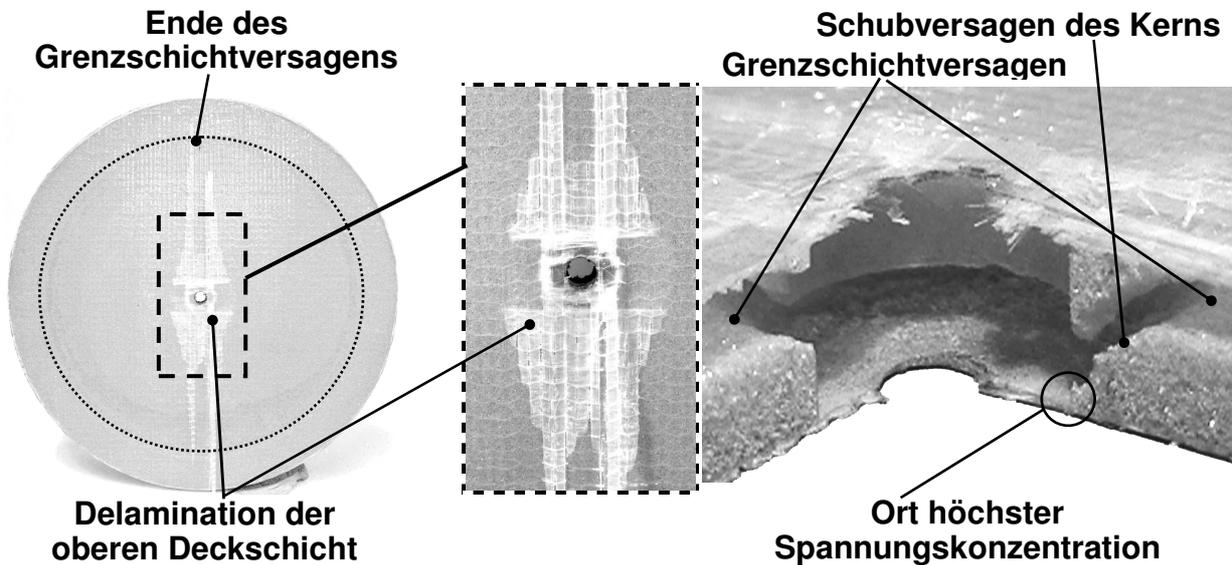


Bild 9.30: Versagte Krafteinleitungsstelle der Variante I-DG-0

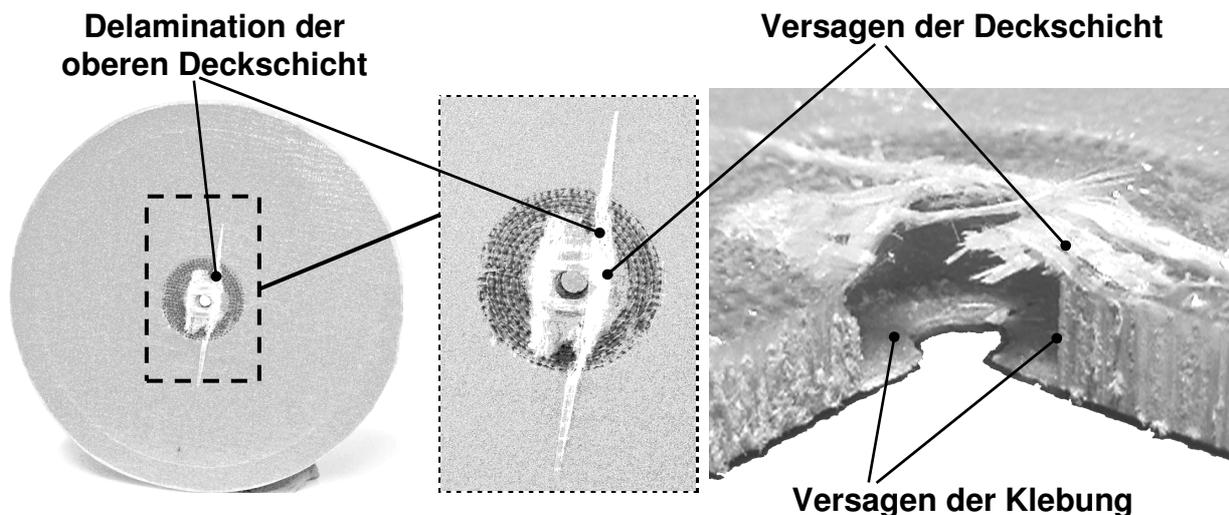


Bild 9.31: Versagte Krafteinleitungsstelle der Variante I-DG-1

Das erste Versagen der vernähten Variante I-DG-1 ist durch das Lösen des Inserts infolge Versagen der Klebung bei einer Kraft von ca. 4 kN charakterisiert (Bild 9.28, Bild 9.31 und Bild 9.33). Dagegen tritt Kernversagen wie bei I-DG-0 nicht auf, da der Hartschaumstoff infolge der Vernähung eine deutlich höhere Zug- und Schubfestigkeit aufweist als der unvernähte Kern der Variante I-DG-0. Durch die Vernähung wird ebenfalls eine feste und steife Verbindung zwischen den beiden Deckschichten hergestellt, wodurch das Grenzschichtversagen zwischen oberer Deckschicht und Kern nach dem Lösen des Inserts vollständig verhindert wird. Wie bei der unvernähten Va-

riante tritt hier ebenfalls eine Delamination zwischen den einzelnen Laminatschichten der oberen Deckschicht auf, wie dies in Bild 9.31 und in der Ultraschallaufnahme (Bild 9.32) zu erkennen ist, jedoch ist der Delaminationsbereich aufgrund des Kraftschlusses mit der oberen zur unteren Deckschicht über die Nähfäden deutlich kleiner. Das Totalversagen erfolgt schließlich bei einer mittleren Bruchkraft von 5,4 kN durch Bruch der oberen Deckschicht. Somit kann die Bruchkraft der vernähten Variante I-DG-1 im Vergleich zur unvernähten Variante I-DG-0 um bis zu ca. 125 % (Bild 9.34) und die Bruchenergie um bis zu ca. 390 % (Bild 9.35) gesteigert werden. In Bild 9.32 sind Ultraschallaufnahmen der beiden Insert-Varianten I-DG-0 und I-DG-1 dargestellt. Aufgetragen ist die Intensität des reflektierten Ultraschallsignals. Eine starke Reflexion des Ultraschallsignals findet bei vorliegendem Grenzschichtversagen zwischen der oberen Deckschicht und dem Kern oder bei Delaminationsversagen zwischen den beiden Schichten der oberen Deckschicht statt. Die dunkelroten Gebiete in Bild 9.32 entsprechen einer Delamination zwischen den beiden Faserlagen der oberen Deckschicht. Anhand der Ultraschallaufnahmen ist die unterschiedliche Größe der Delaminationsbereiche der unvernähten und der vernähten Variante sehr gut zu erkennen. Die hellroten kreisförmigen Gebiete charakterisieren den Endbereich des Grenzschichtversagens der unvernähten Variante, wohingegen ein derartiges Versagen bei der vernähten Variante nicht festgestellt werden kann.

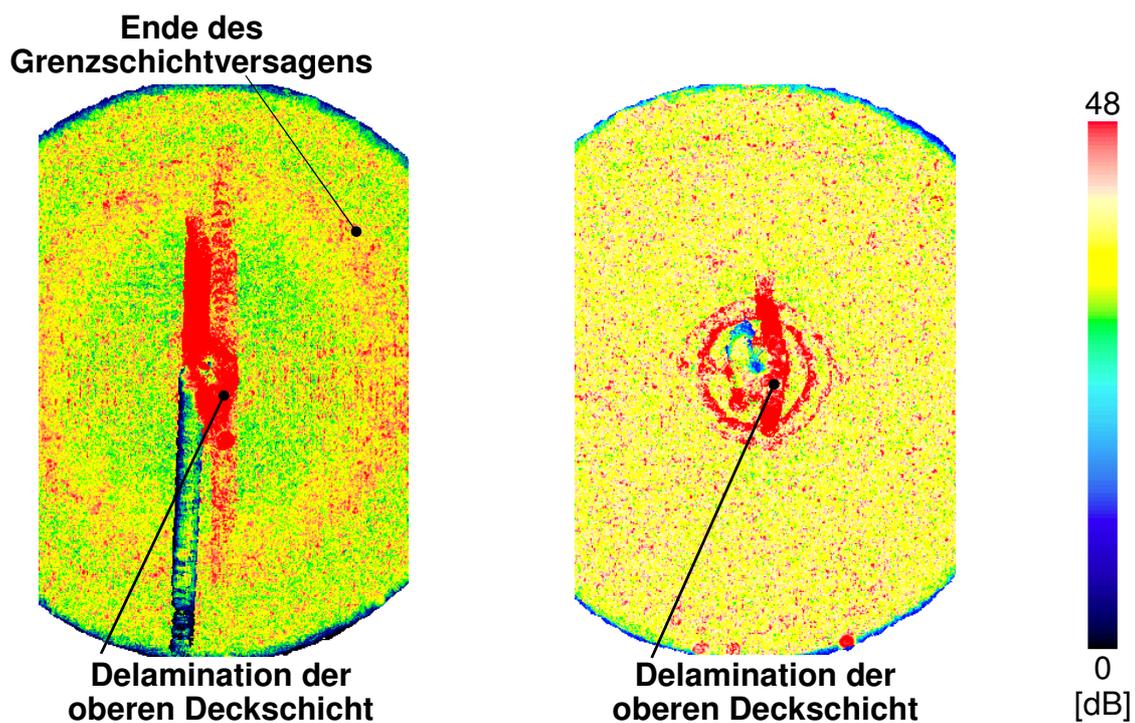


Bild 9.32: Ultraschallbilder der zerstörten Krafteinleitungen I-DG-0 und I-DG-1

Die Untersuchung des Einflusses der eingesetzten Nähfadenmaterialien auf die mechanischen Eigenschaften der vernähten, eingebrachten und die Kernschicht substituierenden Krafteinleitungsvarianten I-DG-1 und I-DG-2 zeigt, dass mit dem AF-Nähfaden im Vergleich zum PES-Nähfaden die Kraft bei erstem Versagenseintritt um ca. 48%, die Bruchkraft um ca. 6% und die Bruchenergie um ca. 13% gesteigert werden kann (Bild 9.33, Bild 9.34 und Bild 9.35).

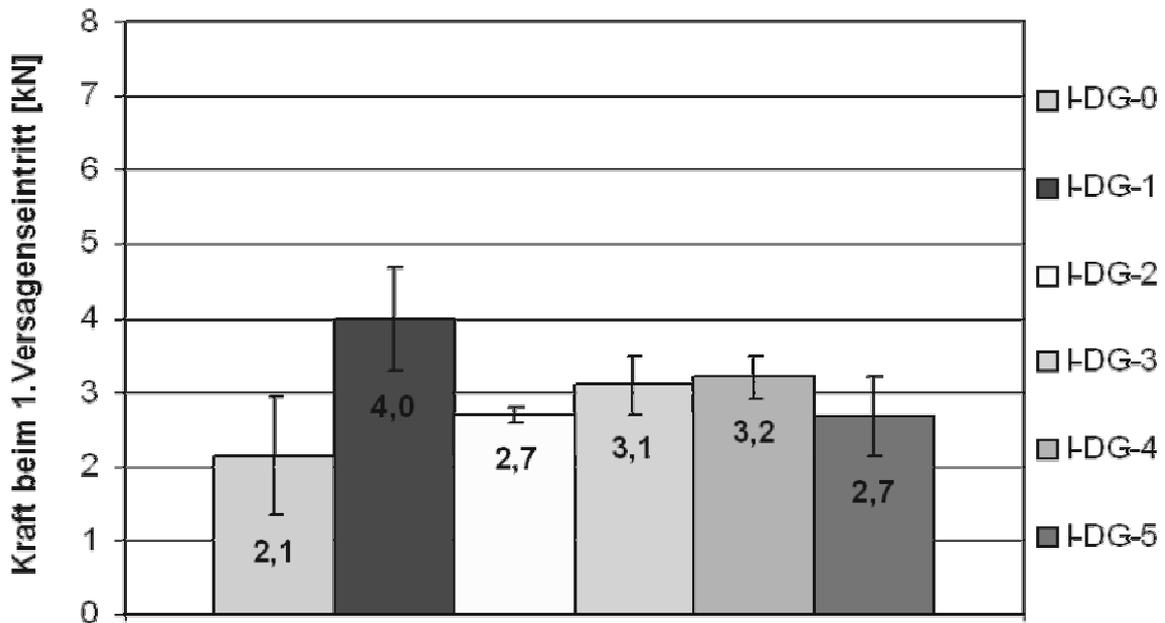


Bild 9.33: Vergleich der Kraft beim ersten Versagenseintritt aller I-DG-Varianten

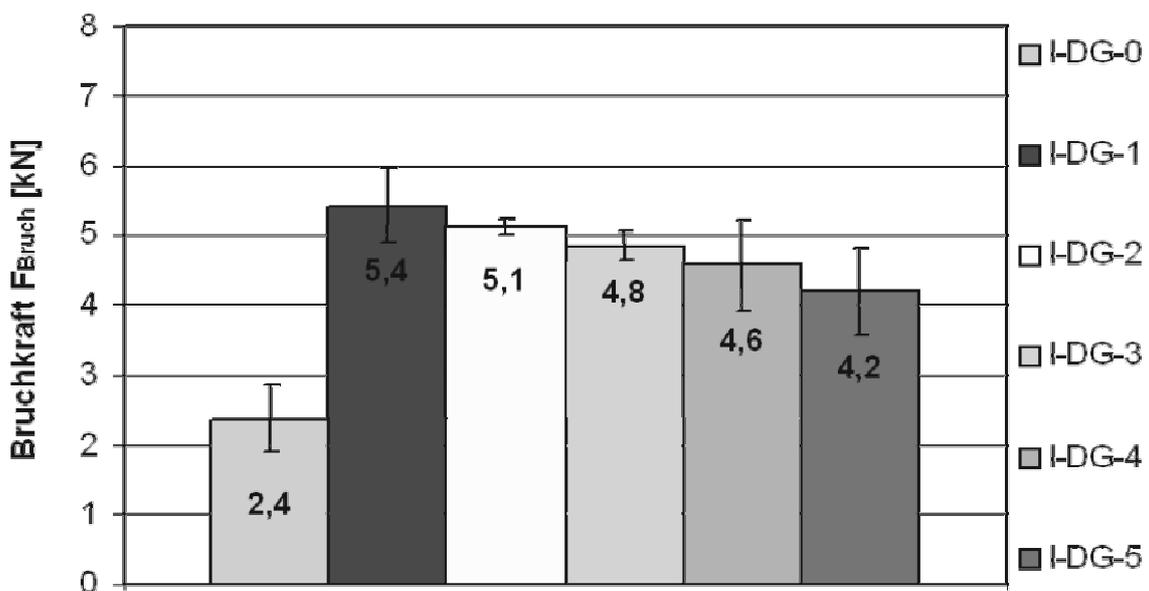


Bild 9.34: Vergleich der Bruchkraft aller I-DG-Varianten

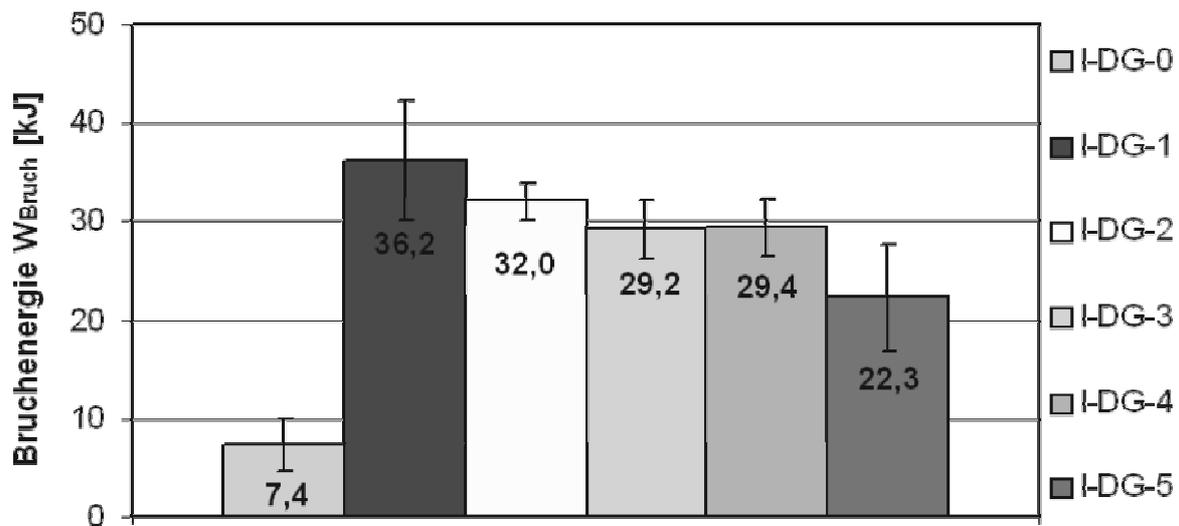


Bild 9.35: Vergleich der Bruchenergie der Varianten I-DG-0- bis I-DG-5

Der Vergleich der unterschiedlich vernähten PES-Varianten I-DG-2 bis I-DG-5 (vgl. Tabelle 8.4) zeigt, dass kein signifikanter Einfluss der Nähgeometrie auf die Kraft bei erstem Versagenseintritt festgestellt werden kann (Bild 9.33). Hingegen kann sowohl die Bruchkraft als auch die Bruchenergie mit zunehmendem Durchmesser der Vernähung (vgl. Bild 9.34, Varianten I-DG-2 bis I-DG-4) und mit abnehmender Stichweite in  $\phi$ -Richtung (vgl. Bild 9.34, Varianten I-DG-4 und I-DG-5) gesteigert werden. Die Varianten I-DG-2 und I-DG-3 weisen das gleiche Versagensverhalten wie I-DG-1 auf (vgl. Bild 9.31 und Bild 9.36). Hingegen versagen die Varianten I-DG-4 und I-DG-5 bei einer Zugkraft von ca. 4,6 bzw. 4,2 kN durch Nähfadenbruch der Einzelnaht mit Radius 12 mm. Nach dem Nähfadenbruch wird wie bei I-DG-0 Schubbruch des Kernmaterials unter  $45^\circ$  zur z-Achse in Richtung der oberen Deckschicht ausgelöst, wodurch ebenfalls Grenzschichtversagen zwischen oberer Deckschicht und Kern bis zur Einspannung hervorgerufen wird.

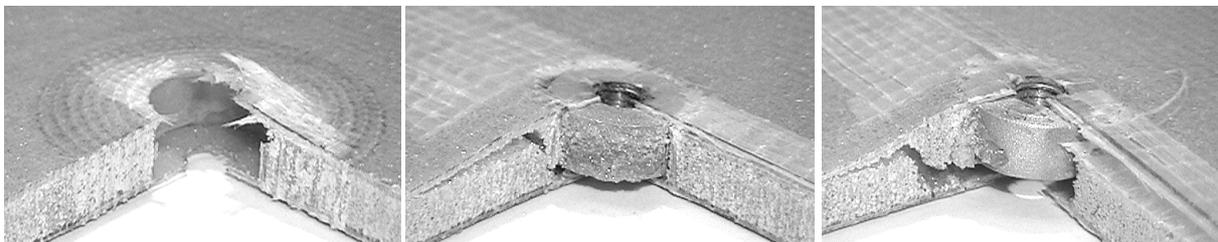


Bild 9.36: Versagte Krafteinleitungsstelle der Varianten I-DG-2, I-DG-4 und I-DG-5

Anhand der Verformungscharakteristik der Varianten I-DG-0 und I-DG-1 kurz vor dem Totalversagen (Bild 9.37) wird nun der Grund der Steigerung der mechanischen Eigenschaften dieser Krafteinleitungsart durch Vernähung erläutert. Nach dem Ver-

sagen der Klebung und dem Lösen des Inserts erfolgt durch die Vernähung noch ein sehr guter Kraftfluss von der oberen Deckschicht über die Nähfäden in die untere Deckschicht, wodurch weitere Kräfte übertragen werden können. Zum anderen kommt es zu einer lokalen Steigerung der Steifigkeit im Krafteinleitungsbereich infolge der Armierungen, wodurch der Steifigkeitssprung im Übergangsbereich zwischen Insert und Sandwich-Struktur reduziert wird und die Spannungen im Bereich der höchstbeanspruchten Stelle reduziert werden.

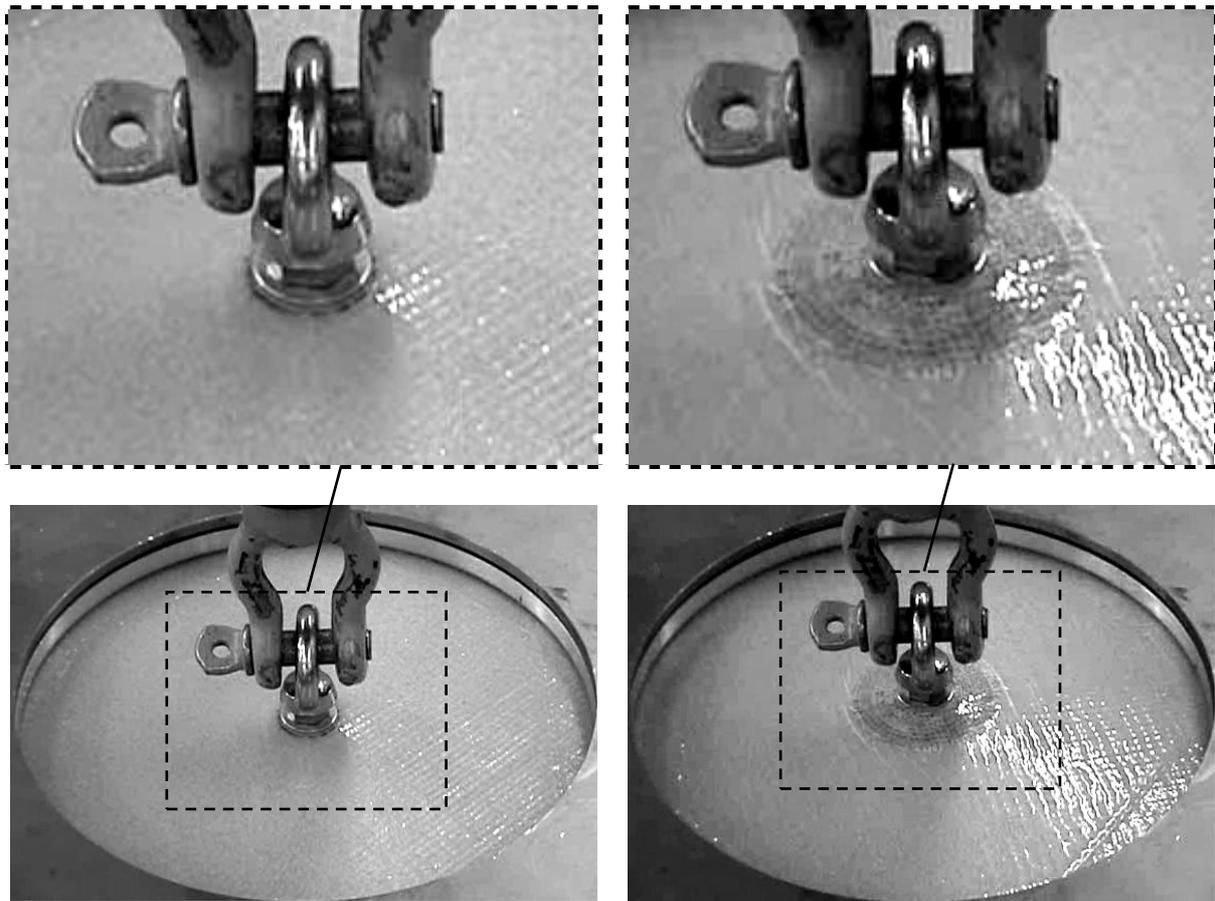


Bild 9.37: Verformung der Varianten I-DG-0 und I-DG-1 kurz vor dem Totalversagen

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass mit den vernähten I-DG-Varianten im Vergleich zur unvernähten Krafteinleitungsvariante die Steifigkeit um bis zu ca. 38 %, die Kraft beim ersten Versagenseintritt um bis zu ca. 90 %, die Bruchkraft um bis zu ca. 125 % und die Bruchenergie um bis zu ca. 390 % gesteigert werden kann. Zusätzlich liegt aufgrund der Tatsache, dass durch eine ausreichende Vernähung Grenzschichtversagen zwischen Deckschicht und Kern verhindert werden kann, gutes Fail-Safe-Verhalten vor.

Im Vergleich zu I-DG-0 und I-DG-1 werden nun eine unvernähte (I-DL-0) und eine vernähte Krafteinleitungsvariante (I-DL-1) untersucht, die anstelle eines Durchgangsgewindes ein Durchgangsloch im Insert aufweisen. Ein typisches Kraft-Weg-Diagramm dieser beiden Varianten ist im Bild 9.38 dargestellt.

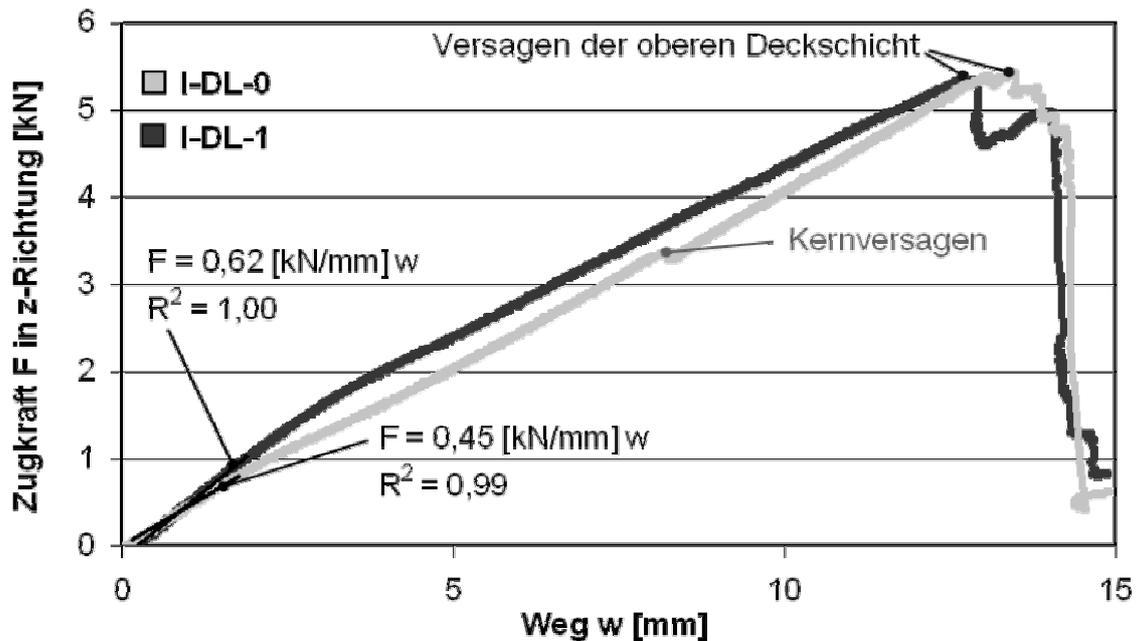


Bild 9.38: Typische Kraft-Weg-Diagramme einer unvernähten und vernähten eingebrachten und die Kernschicht substituierenden Krafteinleitung mit Durchgangsloch (I-DL-0 und I-DL-1)

Zu Beginn weisen beide Krafteinleitungen lineares Kraft-Weg-Verhalten auf. Hierbei zeigt die vernähte Insert-Variante im Vergleich zur unvernähten Variante eine um ca. 27 % höhere Steifigkeit (Bild 9.38 und Tabelle 9.5). Das Erstversagen der unvernähten Variante wird infolge der Spannungskonzentrationen im Bereich des unteren Rundungsradius des Inserts, der unteren Deckschicht und des Kernmaterials bei einer Kraft von ca. 3,2 kN ausgelöst, wodurch wiederum Schubbruch im Kern unter  $45^\circ$  zur z-Achse induziert wird und in Richtung der oberen Deckschicht verläuft (Bild 9.39). Ein Grenzschichtversagen zwischen der oberen Deckschicht und dem Kern erfolgt aufgrund des Kraftschlusses der Schraube/Mutter-Verbindung nicht. Bei der vernähten Variante tritt erstes Versagen erst bei 4,3 kN auf, was einer Verbesserung um ca. 35 % entspricht (Tabelle 9.5). Gekennzeichnet ist diese Versagensart durch Bruch der Klebung des Inserts (Bild 9.39). Die Bruchkraft kann hingegen durch die Vernähung nicht verbessert werden, da bei beiden Varianten Kraftschluss zwischen beiden Deckschichten über die Bolzenverbindung erzeugt wird, wodurch das

Totalversagen durch Schubversagen der Deckschichten gekennzeichnet ist und somit durch die Festigkeit der Deckschicht bestimmt wird. Folglich erzeugt das Vernähen in z-Richtung durch alle Sandwich-Komponenten eine ähnliche Wirkung wie der mechanische Kraftschluss zwischen den beiden Deckschichten über die Schraube/Mutter-Verbindung. Beide Varianten weisen daher eine annähernd gleiche Bruchkraft von etwa 5,4 kN (vgl. Bild 9.38 und Tabelle 9.5) und etwa die gleiche Bruchkraft wie Variante I-DG-1 (vgl. Bild 9.34) auf. Die Bruchenergie der vernähten Variante I-DL-1 ist aufgrund der höheren Steifigkeit um ca. 10 % höher als die der unvernähten I-DL-0 (Tabelle 9.5).

Tabelle 9.5: Mittelwert und Standardabweichung für Steifigkeitskennwert  $D_{KE, Zug}$ , Kraft beim ersten Versagenseintritt, Bruchkraft  $F_{Bruch}$  und Bruchenergie  $W_{Bruch}$  der unvernähten (I-DL-0) und vernähten (I-DL-1) eingebrachten und die Kernschicht substituierenden Krafteinleitungen mit Durchgangsloch

	I-DL-0	I-DL-1
Steifigkeitskennwert $D_{KE, Zug}$ [kN/mm]	$0,49 \pm 0,02$	$0,62 \pm 0,02$
Kraft beim ersten Versagenseintritt [kN]	$3,15 \pm 0,49$	$4,25 \pm 0,19$
Bruchkraft $F_{Bruch}$ [kN]	$5,39 \pm 0,13$	$5,38 \pm 0,07$
Bruchenergie $W_{Bruch}$ [kJ]	$34,71 \pm 2,01$	$38,10 \pm 2,73$

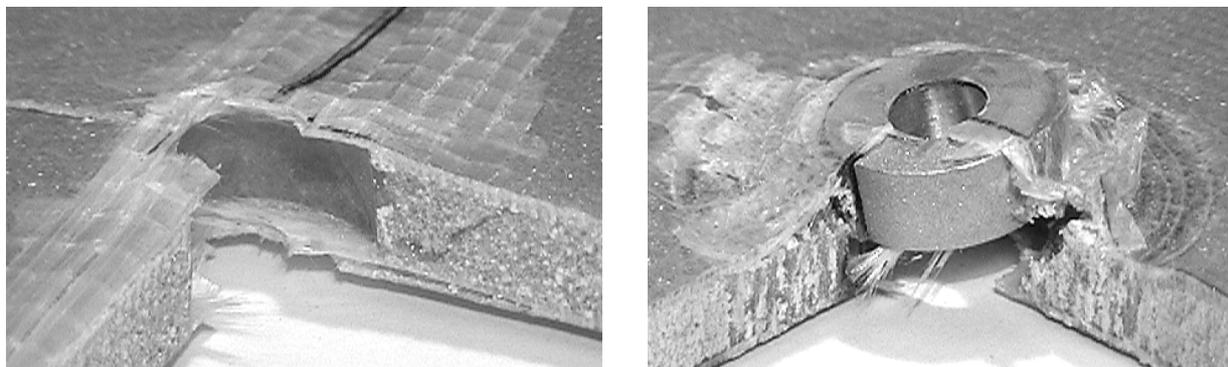


Bild 9.39: Versagte Krafteinleitungsstelle der Varianten I-DL-0 und I-DL-1

### 9.1.5 Zusammenführen der Deckschichten

In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse der unvernähten (ZdD-0) und der vernähten Varianten mit unterschiedlichen Nähgeometrien und -fadenmaterialien (ZdD-1 bis ZdD-4) dargestellt. In Bild 9.40 wird exemplarisch ein Kraft-Weg-Diagramm der Krafteinleitungskonzepte ZdD-0 und ZdD-4 aufgezeigt. Anhand der beiden Anfangssteigungen der Kraft-Weg-Kurven in Bild 9.40 ist zu erkennen, dass die vernähte Variante einen deutlich höheren Steifigkeitskennwert  $D_{KE, Zug}$  aufweist. Der Vergleich al-

ler untersuchten Varianten bestätigt dieses Ergebnis (Bild 9.41). Hierbei zeigen die vernähten ZdD-Krafteinleitungen im Vergleich zur unvernähten Variante eine um bis zu ca. 22 % höhere Steifigkeit (im Mittel ca. 21%). Die Nähgeometrie sowie die eingesetzten Nähmaterialien haben hingegen keinen signifikanten Einfluss auf den Steifigkeitskennwert  $D_{KE, Zug}$ .

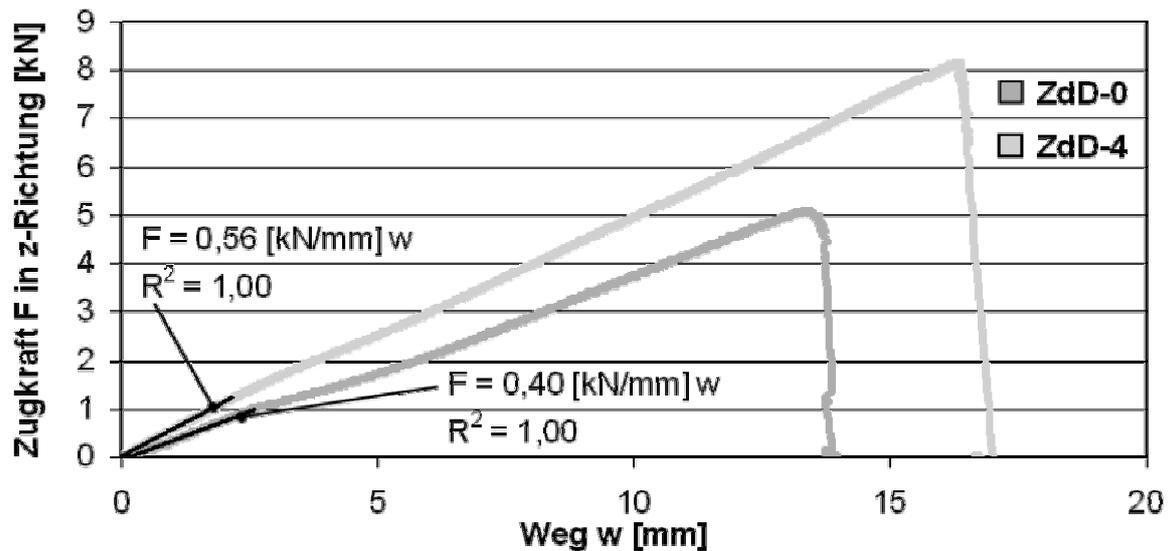


Bild 9.40: Typische Kraft-Weg-Diagramme der Krafteinleitungskonzepte ZdD-0 und ZdD-4

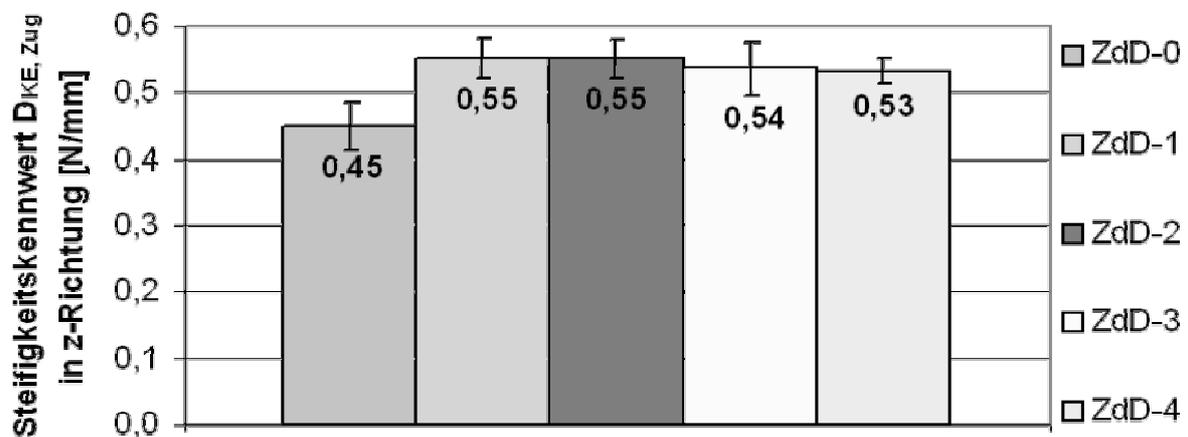


Bild 9.41: Steifigkeitskennwert aller untersuchten ZdD-Varianten

Charakteristisch für beide Varianten ist das nahezu lineare Kraft-Weg-Verhalten bis zum Totalversagen. Bei der unvernähten Variante ZdD-0 kommt es ab einer mittleren Kraft von ca. 1,3 kN infolge der Druckweichheit des Kerns zu einem Eindrücken des Kerns (Bild 9.42), wodurch die Kraft-Weg-Kurve einen degressiven Verlauf aufweist (Bild 9.40). Ab einer Zugkraft von ca. 5,2 kN versagt die untere Deckschicht durch Schubbruch am Rand der Unterlegscheibe. Die Konzentration der Belastung auf die

obere Deckschicht führt sowohl zu einer rasch fortschreitenden Delamination zwischen den einzelnen Laminatschichten der oberen Deckschicht als auch zu einem Grenzschichtversagen zwischen der oberen Deckschicht und dem Kern. Nach diesem Versagen besitzt die obere Deckschicht keine ausreichende Eigenbiegesteifigkeit, sodass die Verschraubung diese aufbiegt und hindurchgezogen wird. In Bild 9.42 ist die unvernähte ZdD-Variante nach dem Versagen dargestellt. Hingegen zeigen alle vernähten Varianten ein komplett anderes Bruchverhalten auf. Aufgrund der Armierung des Kernwerkstoffs kommt es weder zu einem Eindrücken des Kerns im Bereich des Konus noch zu einem Grenzschichtversagen. Die Festigkeit der Krafteinleitungsstelle der vernähten ZdD-Varianten wird somit hauptsächlich durch die hochfeste Sandwich-Komponente, die beiden Deckschichten, begrenzt, sodass Versagen durch gleichzeitigen Schubbruch beider Deckschichten auftritt.

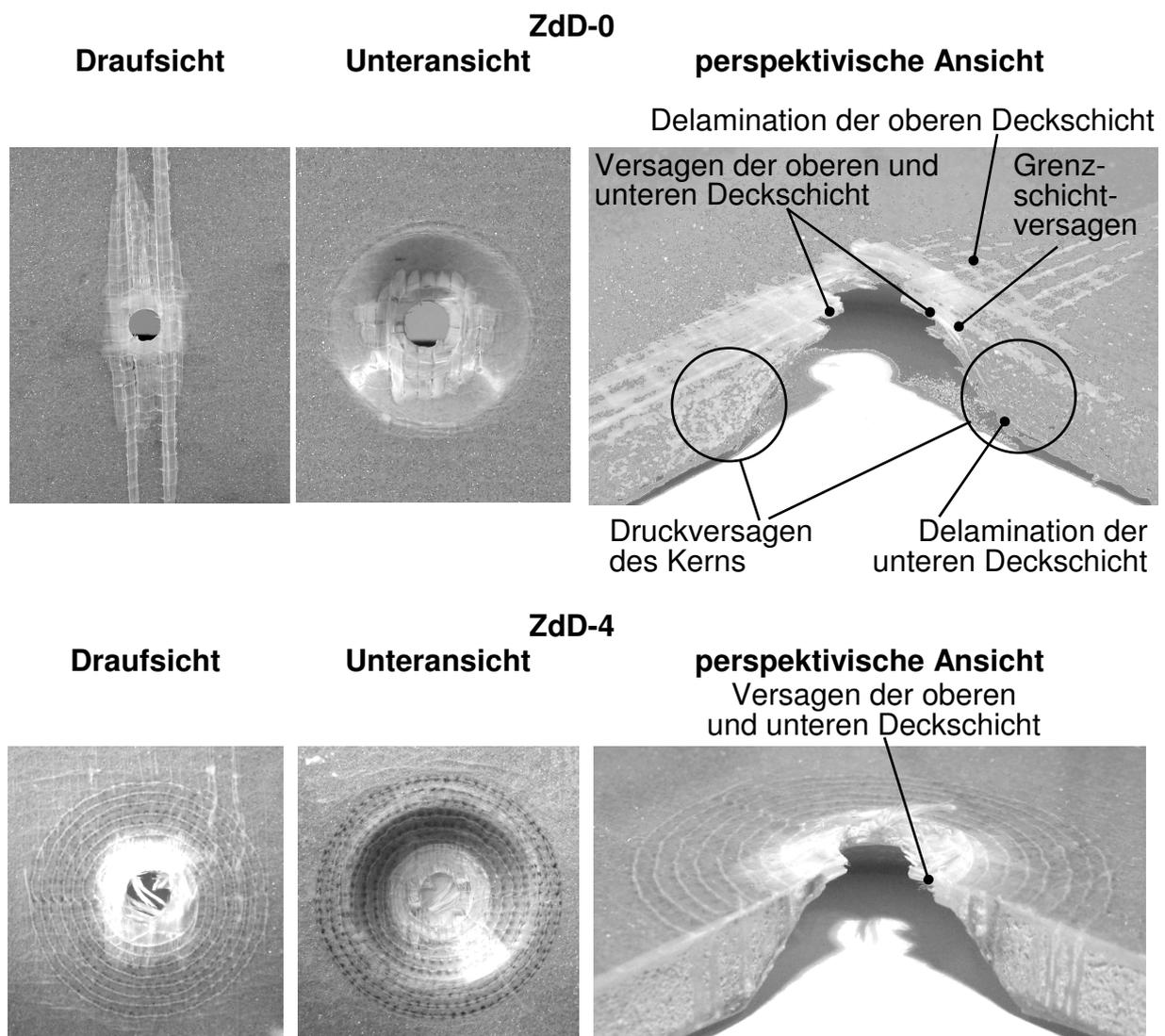


Bild 9.42: Versagte Krafteinleitungsstelle der Varianten ZdD-0 und ZdD-4

Ein Vergleich aller untersuchten ZdD-Varianten hinsichtlich der Bruchkraft (Bild 9.43) und -energie (Bild 9.44) zeigt, dass durch Vernähen eine deutliche Steigerung dieser beiden mechanischen Eigenschaften im Vergleich zur unvernähten Krafteinleitungsstelle erzielt werden kann. Die Bruchkraft kann hier um bis zu 54 % und die Bruchenergie um bis zu 100 % gesteigert werden. Mithilfe des PES-Nähfadens können im Vergleich zum AF-Nähfaden bessere mechanische Eigenschaften der Krafteinleitungsstelle erzielt werden. Der Vergleich der unterschiedlichen Nähkonfigurationen sowohl bei den AF- als auch bei den PES-Varianten zeigt, dass durch eine Vernäherung außerhalb des monolithischen Bereichs geringfügig bessere mechanische Eigenschaften zu erzielen sind. Dieser Einfluss ist bei den PES-vernähten Varianten zwar ausgeprägter, aber auch hier nicht signifikant, und damit insgesamt nicht nachgewiesen. Die schlechteren mechanischen Eigenschaften der Varianten ZdD-1 und ZdD-3 im Vergleich zu ZdD-2 und ZdD-4 können dadurch begründet werden, dass es aufgrund der Vernäherung des monolithischen Bereichs, wie bereits in Kapitel 5.5.6 gezeigt, zur Desorientierung der Fasern und zur Ausprägung von Harztaschen kommt, wodurch die In-Plane-Eigenschaften reduziert werden können.

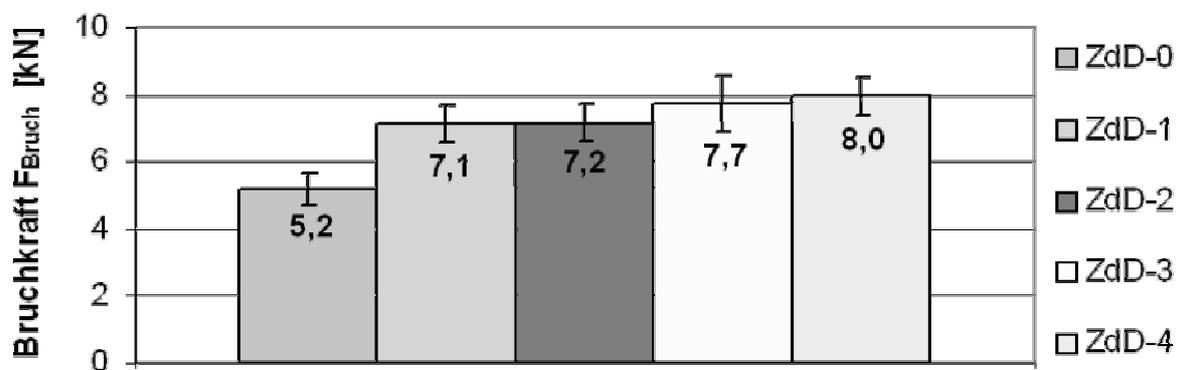


Bild 9.43: Bruchkraft aller untersuchten ZdD-Varianten

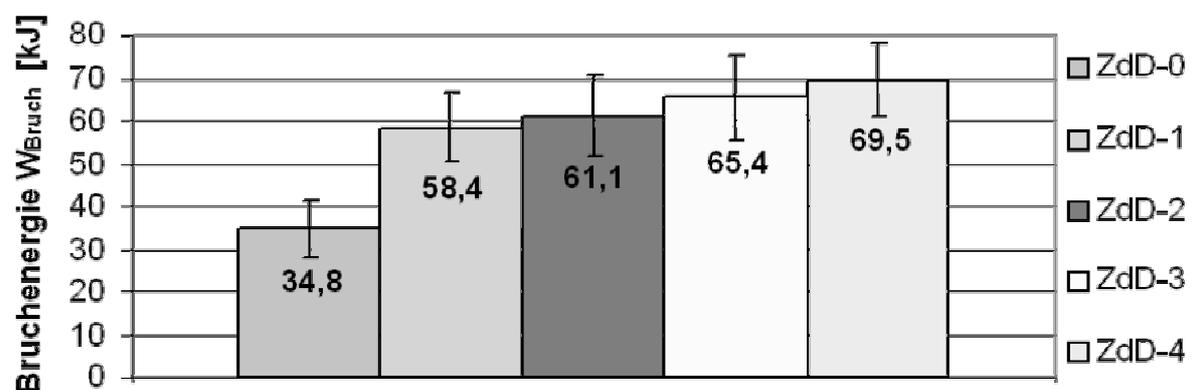


Bild 9.44: Bruchenergie aller untersuchten ZdD-Varianten

### 9.1.6 Statistische Auswertung der Prüfergebnisse

Im Rahmen dieses Kapitels erfolgt eine statistische Auswertung der Ergebnisse der Zugprüfungen von allen untersuchten vernähten und unvernähten Krafteinleitungen mithilfe der Varianzanalyse (Analysis of Variance, kurz ANOVA), womit Effekte von einer oder mehreren Einflussgrößen auf eine oder mehrere Zielgrößen untersucht werden können [116], [152], [153]. Hierbei werden als Einflussgrößen die unterschiedlichen Nähgeometrien, -dichten und -fadenmaterialien je Krafteinleitungskonzept und als Zielgröße die mechanischen Eigenschaften, wie Steifigkeit, Kraft beim ersten Versagenseintritt und Bruchkraft (siehe Tabelle 9.6), betrachtet. Die ANOVA ist notwendig, um quantitative Unterschiede zwischen den einzelnen Einflussgrößen zu erkennen, die kleiner sind als etwa das Fünffache der ermittelten Standardabweichung der Zufallsstreuung der durchgeführten Stichprobenprüfungen aus der Grundgesamtheit [154]. Mithilfe der ANOVA werden für die einzelnen Einflussfaktoren und deren Wechselwirkungen so genannte p-Werte ermittelt. Der p-Wert ist die Wahrscheinlichkeit dafür, dass der beobachtete Effekt nur zufällig auftritt [154]. Nach [154] werden vier verschiedene Vertrauensbereiche definiert:

- $p\text{-Wert} \geq 0,05$ : Bewertung –, kein Hinweis auf Vorliegen eines Unterschieds
- $0,05 > p\text{-Wert} > 0,01$ : Bewertung \*, indifferenter Unterschied
- $0,01 > p\text{-Wert} > 0,001$ : Bewertung \*\*, signifikanter Unterschied
- $p\text{-Wert} \leq 0,001$ : Bewertung \*\*\*, sehr signifikanter Unterschied

Falls der Versuchsumfang groß genug ist, bedeutet die Bewertung „–“, dass kein Hinweis auf einen Unterschied vorliegt. Hingegen drückt die Bewertung „\*“ einen indifferenten Unterschied aus, sodass hier mehr Prüfergebnisse benötigt werden, um eine verlässliche Aussage treffen zu können. Die beiden Bewertungen „\*\*“ und „\*\*\*“ bedeuten, dass ein signifikanter Einfluss (= 99,0 % Wahrscheinlichkeit) bzw. ein sehr signifikanter Einfluss (= 99,9 % Wahrscheinlichkeit) der einzelnen Einflussgrößen auf die Zielgröße besteht [154].

In der folgenden Tabelle werden für die verschiedenen Krafteinleitungskonzepte der quantitative Unterschied zwischen den untersuchten Einflussgrößen auf die Zielgröße Bruchkraft dargestellt. Die durchgeführten Ergebnisse der ANOVA hinsichtlich der aufgebrauchten Krafteinleitungsvarianten ergeben, dass die Vernähung, die Höhe der Armierungsdichte und die Wahl des Fadenmaterials einen sehr signifikanten Einfluss auf die erzielbare Bruchkraft haben.

Die konstruktive Gestaltung der Krafteinleitung bei den Varianten O-1 bis O-3 zeigt keinen Einfluss auf die Bruchkraft. Jedoch ist zu beachten, dass die Variante O-1 im Vergleich zu den beiden anderen durch ein anderes Versagensverhalten charakterisiert ist. Hierbei tritt Kernversagen auf, was bedeutet, dass durch eine höhere Armierungsdichte keine weitere Laststeigerung mehr möglich wird. Bei den beiden anderen Varianten kommt es hingegen zu einem Versagen der Nähfäden, sodass hier eine weitere Laststeigerung durch Erhöhung der Armierungsdichte erzielt werden kann. Somit kann aus konstruktiver Sicht die Onsert-Variante O-1 als nicht beanspruchungsgerechte Gestaltung für Sandwich-Strukturen angesehen werden. Eine Vernähung der inneren Durchbrüche wie bei O-4 zeigt im Vergleich zu Variante O-2 einen signifikanten Einfluss auf die Bruchkraft und sogar einen sehr signifikanten Einfluss auf die Kraft beim ersten Versagenseintritt. Folglich wird eine Vernähung so nah wie möglich an der Krafteinleitungsstelle empfohlen, da dies eine besonders beanspruchungsgerechte Gestaltungsmaßnahme darstellt.

Bei den eingebrachten die Deckschichten durchsetzenden Krafteinleitungsvarianten (I-DH-0 und I-DH-1) liegt mit einer Wahrscheinlichkeit von 99 % ein Einfluss der Vernähung auf die Bruchkraft vor, sodass bei diesem Krafteinleitungskonzept eine Armierung mithilfe der Nähtechnik zu befürworten ist. Hingegen weist eine Vernähung von eingebrachten und die Kernschicht substituierenden Krafteinleitungen mit Durchgangsgewinde einen sehr signifikanten Einfluss auf, sodass hier ebenfalls die Armierung der Krafteinleitungsstelle zu empfehlen ist. Ein Einfluss der beiden unterschiedlichen Nähfadenmaterialien PES und AF auf die Bruchkraft kann dagegen nicht festgestellt werden. Bei den eingebrachten und die Kernschicht substituierenden Krafteinleitungsvarianten mit Durchgangsloch (I-DL-0 und I-DL-1) kann kein Einfluss der Vernähung auf die Bruchkraft ermittelt werden, jedoch bezüglich der Kraft beim ersten Versagenseintritt und der Steifigkeit, wodurch der Einsatz der Armierungstechnik nur bedingt vorteilhaft ist.

Eine Vernähung bei den ZdD-Varianten zeigt einen sehr signifikanten Einfluss auf die Bruchkraft der Krafteinleitungsstelle, sodass auch hier eine Vernähung zu empfehlen ist. Ein signifikanter Einfluss des Fadenmaterials und der Nähgeometrie auf die Bruchkraft konnte dagegen nicht ermittelt werden.

Tabelle 9.6: Varianzanalyse verschiedener Einflussgrößen auf die Bruchkraft

Krafteinleitungskonzept	Variante	Einflussgröße	p-Wert	Bewertung
Aufgebrachte Krafteinleitung	O-0 O-2	Vernähung	$2,85 \cdot 10^{-8}$	***
	O-1 O-2 O-3	Vernähungsart der Sandwich-Komponenten	0,538	-
	O-2 O-4	Vernähungsart des Onserts	$3,57 \cdot 10^{-3}$	**
	O-5 O-6 O-7 O-2	Armierungsdichte	$9,07 \cdot 10^{-13}$	***
	O-7 O-8 O-9	Nähfadenmaterial	$1,00 \cdot 10^{-8}$	***
	Eingebrachte und die Deckschichten durchsetzende Krafteinleitung	I-DH-0 I-DH-1	Vernähung	$9,84 \cdot 10^{-3}$
Eingebrachte und die Kernschicht substituierende Krafteinleitung mit Durchgangsgewinde	I-DG-0 I-DG-1	Vernähung	$1,50 \cdot 10^{-5}$	***
	I-DG-1 I-DG-2	Nähfadenmaterial	0,251	-
	I-DG-2 I-DG-3 I-DG-4	Durchmesserbereich der Armierung	0,180	-
	I-DG-4 I-DG-5	Stichweite	0,348	-
Eingebrachte und die Kernschicht substituierende Krafteinleitung mit Durchgangsloch	I-DL-0 I-DL-1	Vernähung	0,826	-
Zusammenführen der Deckschichten	ZdD-0 ZdD-1	Vernähung	$8,46 \cdot 10^{-5}$	***
	ZdD-1 ZdD-3	Nähfadenmaterial	0,195	-
	ZdD-2 ZdD-4		0,026	*
	ZdD-1 ZdD-2	Geometrie	0,921	-
	ZdD-3 ZdD-4		0,560	-

## 9.2 Druckprüfung senkrecht zur Sandwich-Plattenebene

Im Rahmen dieser Untersuchung wird der Einfluss verschiedener Gestaltungsmöglichkeiten von vernähten Onsert-Varianten auf deren Drucksteifigkeit und -festigkeit untersucht. Daher wurden die drei grundlegenden Gestaltungskonzepte O-0, O-2 und O-3 geprüft. Auf die Betrachtung der Onsert-Variante O-1, die nur mit der oberen Deckschicht vernäht ist, wurde verzichtet, da deren mechanisches Verhalten bei Druckbeanspruchung infolge der sehr viel höheren Steifigkeit der Deckschichten in z-Richtung im Vergleich zum Kern hauptsächlich durch die Kerneigenschaften beeinflusst wird, wodurch sie sich ähnlich wie Variante O-0 verhalten sollte.

### 9.2.1 Prüfvorrichtung und -durchführung

Die Druckeigenschaften der verschiedenen vernähten und unvernähten Onsert-Varianten wurden mithilfe von Stempeldruckprüfungen senkrecht zur Sandwich-Plattenebene ermittelt. Der Aufbau der Prüfvorrichtung ist in Bild 9.45 dargestellt. Hierbei wurde die Sandwich-Platte mit mittiger Krafteinleitung auf eine ebene Platte gelegt, ein Druckstempel auf die Gewindestange des Onserts aufgeschraubt und mit der Kolbenstange des Hydraulikzylinders verbunden. Während der Prüfung wurden sowohl die Druckkraft  $F_{\text{Druck}}$  als auch die Verformung  $w$  in negativer z-Richtung gemessen. Als Kennwerte wurden wiederum die Festigkeit und Steifigkeit der Krafteinleitung bestimmt. Der Steifigkeitskennwert der verschiedenen Krafteinleitungsvarianten  $D_{\text{KE, Druck}}$  wurde mittels der Anfangssteigung des Kraft-Weg-Diagramms bestimmt (Bild 9.47). Die Prüfgeschwindigkeit betrug 2 mm/min und pro Onsert-Variante wurden 5 Prüfkörper geprüft. Die Druckfestigkeit ließ sich nicht wie bei den Zugprüfungen bestimmen, da kein eindeutiges Versagen eintrat. In Anlehnung an [136] wurde daher die Druckkraft  $F_{\text{Druck, 0,2}}$  pro Fläche des Onsertflanschs bei 0,2 %iger Stauchung als Festigkeitskennwert definiert (Bild 9.47).

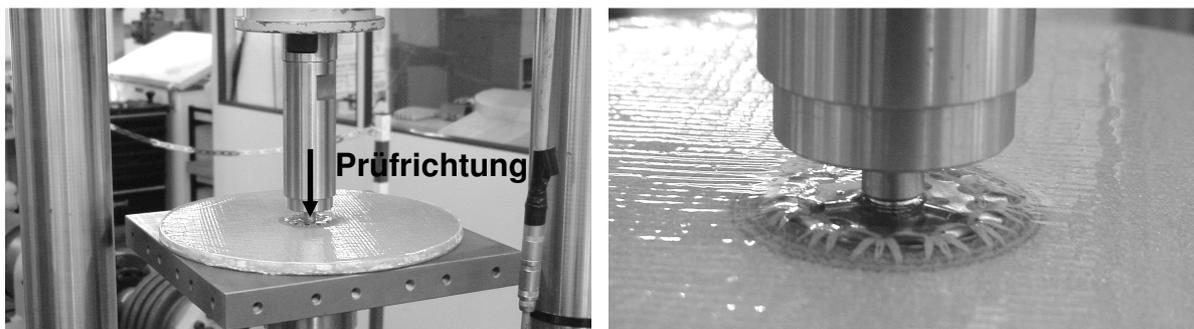


Bild 9.45: Prüfvorrichtung der quasistatischen Druckprüfung

### 9.2.2 Prüfergebnisse der aufgebrachtten Krafteinleitung

Bild 9.46 zeigt exemplarisch das Kraft-Weg-Diagramm der Variante O-0, Bild 9.47 einen Ausschnitt zur Verdeutlichung der Ermittlung des Festigkeits- und Steifigkeitskennwerts. Die dargestellte Kraft-Weg-Kurve ist charakteristisch für die Druckprüfung aller Varianten, die in der Untersuchung einbezogen wurden. Das Verhalten der Onsert-Varianten bei Druckbeanspruchung lässt sich in die folgenden drei Bereiche einteilen. Bei Belastungsbeginn liegt zunächst ein Bereich mit einer annähernd linearen Kraft-Weg-Kennlinie vor (Bild 9.46 und Bild 9.47), der aus der elastischen Durchbiegung der Deckschicht und der elastischen Stauchung des Kernmaterials resultiert. Anschließend wird das Verformungsverhalten durch Druckversagen der Zellen dominiert, was am Knick im Übergang vom linearen Bereich und an der Abflachung der Kraft-Weg-Kurve erkennbar ist. Am Ende der Belastungskurve kommt es infolge der zunehmenden Stauchung zu einer Kompaktierung des Hartschaumstoffs und zu einem deutlichen Kraftanstieg, gekennzeichnet durch ein deutlich progressives Kraft-Weg-Verhalten.

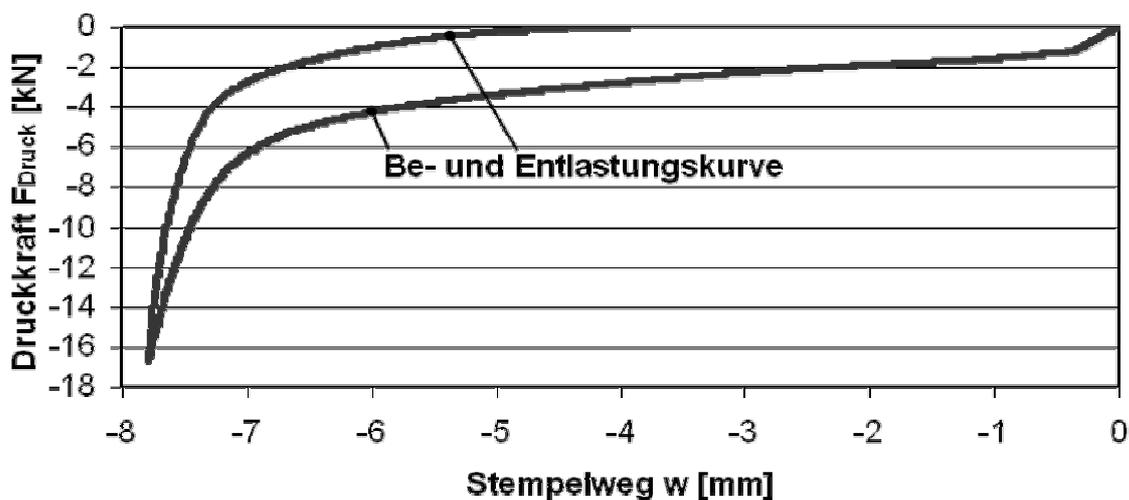


Bild 9.46: Typisches Kraft-Weg-Diagramm der Onsert-Variante O-0

Die Steigung der Geraden im linear-elastischen Bereich wird als Steifigkeitskennwert  $D_{\text{KE, Druck}}$  der Krafteinleitung definiert (siehe Bild 9.47). Als Druckfestigkeit der Krafteinleitung wird die Druckkraft  $F_{\text{Druck, 0,2}}$  pro Fläche des Onsertflanschs bei 0,2 %iger Stauchung der Sandwich-Struktur definiert. Die Druckkraft  $F_{\text{Druck, 0,2}}$  ergibt sich im Schnittpunkt der Messkurve mit der um den Weg  $w_{0,2}$  versetzten Steigungsgeraden. Der Weg  $w_{0,2}$  ( $= 0,0192$  mm) entspricht der Dickenänderung in negative  $z$ -Richtung bei 0,2 %iger Stauchung der Sandwich-Struktur mit der Dicke  $h = 9,6$  mm (Bild 9.47).

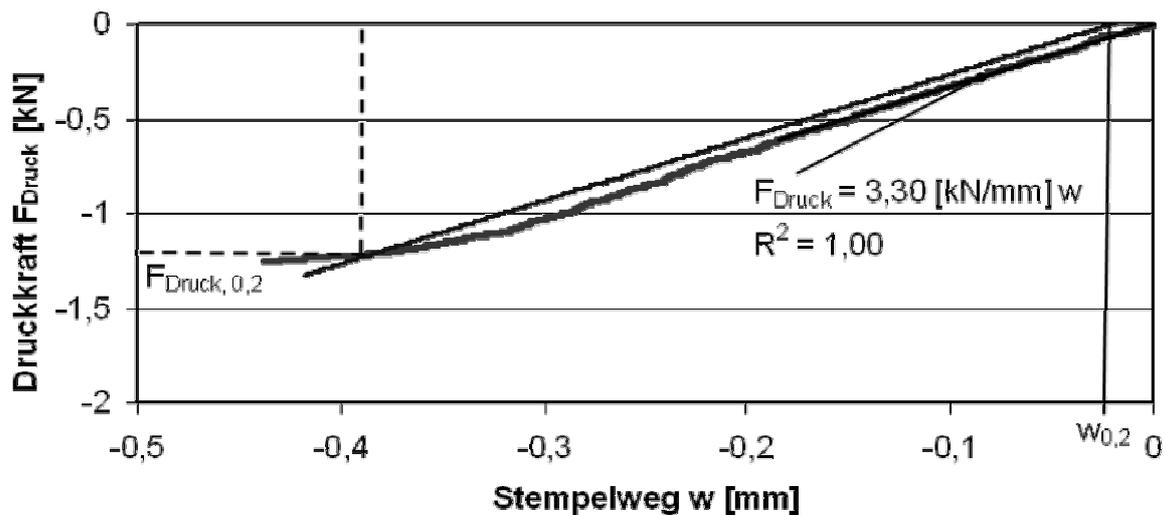
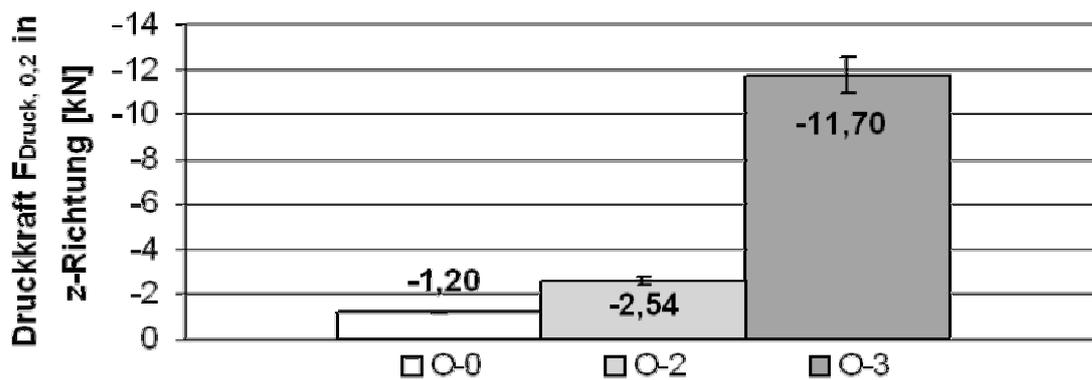
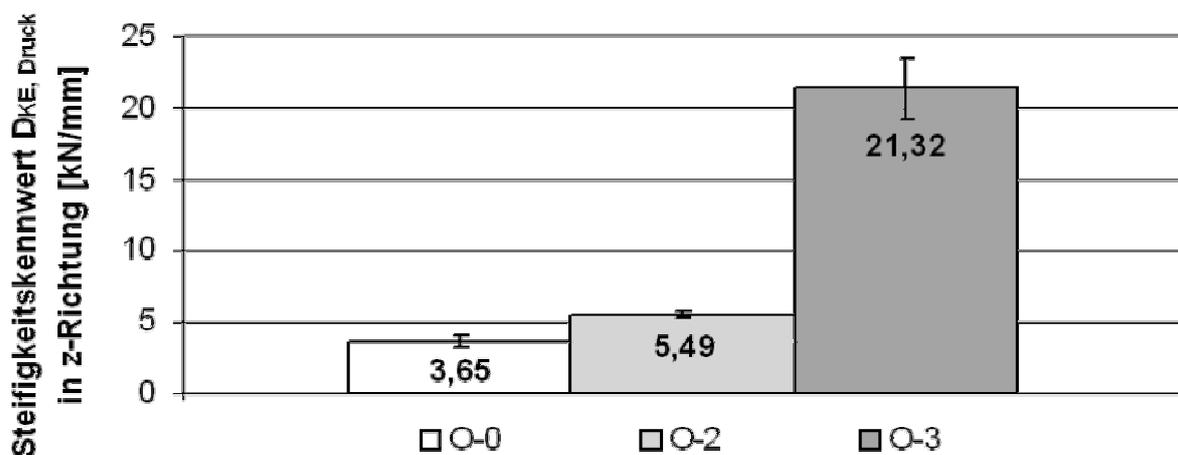


Bild 9.47: Typisches Kraft-Weg-Diagramm der Onsert-Variante O-0 im linear-elastischen Bereich

In Bild 9.48 und Bild 9.49 sind die Druckkraft  $F_{\text{Druck}, 0,2}$  und der Steifigkeitskennwert  $D_{\text{KE, Druck}}$  für die geprüften Varianten dargestellt. Sowohl bei der Druckkraft als auch beim Steifigkeitskennwert kann durch die Vernähung eine deutliche Steigerung erzielt werden. Während bei der unvernähten Onsert-Variante der Druckbeanspruchung lediglich der Kern mit seiner relativ geringen Normalsteifigkeit und die oberen Deckschicht mit ihrer relativ geringen Biegesteifigkeit entgegenstehen, liegt bei den vernähten Varianten eine wirksame Stützung der beiden Deckschichten in Belastungsrichtung durch die mit Harz getränkten Nähfäden vor. Durch die Vernähung des Onserts bei Variante O-2 kann der Druckfestigkeits- und Drucksteifigkeitskennwert um ca. 112 % bzw. um ca. 50 % gesteigert werden. Hingegen können bei Variante O-3 mit zusätzlicher Kompaktierung des Kernmaterials mit PES-Nähfäden die Druckfestigkeit um ca. 875 % und die Drucksteifigkeit um ca. 484 % im Vergleich zur unvernähten Onsert-Variante erhöht werden. Die ermittelten Unterschiede bezüglich der Druckfestigkeit und -steifigkeit der einzelnen Varianten sind hierbei sehr signifikant. Die Variante O-1, die nur mit der oberen Deckschicht vernäht ist und die ebenfalls wie die beiden vernähten Onsert-Varianten O-2 und O-3 gute Ergebnisse bei den Zugprüfungen erzielt (vgl. Kapitel 9.1.2.1), würde bei Druckbeanspruchung ähnlich geringe mechanische Eigenschaften aufweisen wie O-0, sodass sich der Vorteil einer Vernähung durch den gesamten Sandwich hindurch hier ganz besonders zeigt.

Bild 9.48: Druckkraft  $F_{\text{Druck}, 0,2}$  der Onsert-Varianten O-0, O-2 und O-3Bild 9.49: Steifigkeitskennwert  $D_{\text{KE, Druck}}$  der Onsert-Varianten O-0, O-2 und O-3

Mindestens ebenso bedeutsam wie die Festigkeits- und Steifigkeitssteigerungen ist das verbesserte Fail-Safe-Verhalten der vernähten Krafteinleitungen. So kann bei allen Druckprüfungen beobachtet werden, dass sich das unvernähte Onsert durch Versagen der Klebung von der oberen Deckschicht löst (Bild 9.50). Hingegen wird das Onsert der vernähten Varianten weiterhin durch die Nähfäden gehalten, sodass auch nach einer kritischen Druckbelastung noch Zug- oder Schubkräfte übertragen werden könnten. Dieser Vorteil sollte auch bei Variante O-1 erreicht werden können.

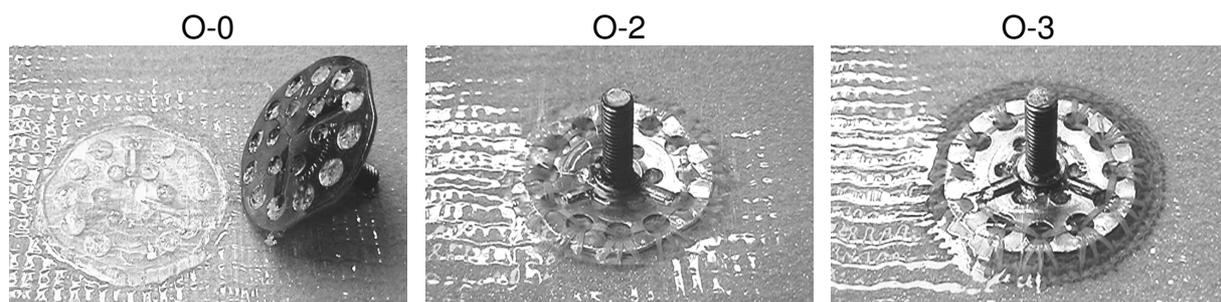


Bild 9.50: Krafteinleitungsstelle der Onsert-Varianten O-0, O-2 und O-3 nach Durchführung der Druckprüfung



## 10 Finite-Elemente-Analyse von unvernähten und vernähten Sandwich-Krafteinleitungen

Im Folgenden wird das strukturmechanische Spannungs- und Verformungsverhalten von unvernähten und vernähten Sandwich-Krafteinleitungen am Beispiel der Insert-Varianten mit Durchgangsgewinde (I-DG-0 bis I-DG-4) mithilfe von Finite-Elemente-(FE-) Berechnungen untersucht. Ziel ist es, die Ursache der verbesserten mechanischen Eigenschaften der vernähten Insert-Varianten im Vergleich zur unvernähten Kraft-einleitung zu ermitteln. Als numerisches Berechnungsprogramm kam ANSYS® 8.0 zur Anwendung. Die Geometrieerzeugung einschließlich Vernetzung erfolgte mittels der Bottom-Up-Methode [155]. Unter Verwendung der ermittelten geometrischen Größen aus Kapitel 5.5.2 und 5.5.5 wurden die Geometrie und das FE-Netz der Insert-Varianten generiert. In Bild 10.1 ist exemplarisch das FE-Modell einschließlich der geometrischen Größen der vernähten Variante I-DG-1 dargestellt. Um das strukturmechanische Verhalten der Sandwich-Struktur zu analysieren, wurden für die Deck-, Kleb- und Kernschicht sowie für das Insert 20-knotige Volumenelemente mit quadratischer Ansatzfunktion verwendet [156]. Die Nähfäden wurden hingegen durch Balkenelemente abgebildet, die einen idealisierten, kreisförmigen Querschnitt aufweisen.

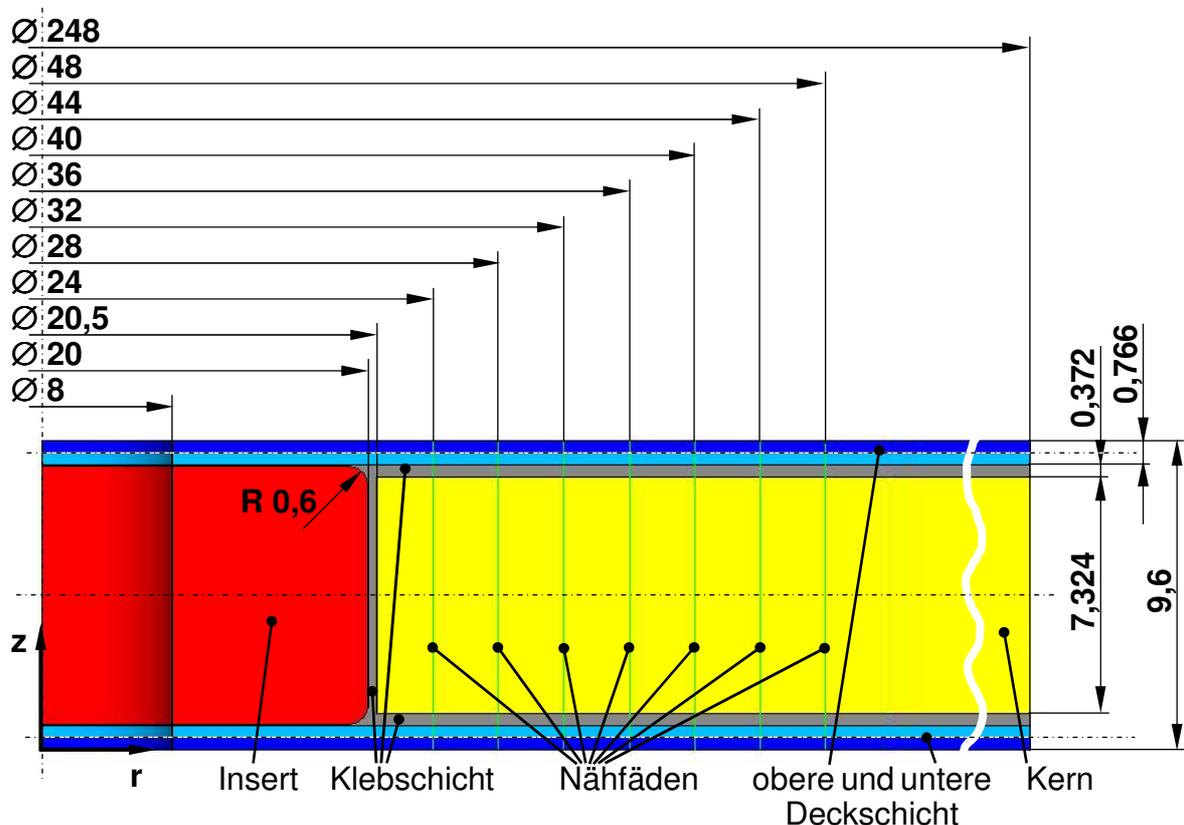


Bild 10.1: FE-Modell und geometrische Größen der Insert-Variante I-DG-1

Bei allen Varianten wurden unter Verwendung von geeigneten Randbedingungen die Symmetrieeigenschaften der Struktur ausgenutzt [157], sodass nur ein Viertelmodell untersucht wurde (Bild 10.2). Im Bereich des Innengewindes des Inserts wurde eine Kraft  $F_z$  von 1 kN in z-Richtung aufgegeben. Somit konnte eine geometrisch lineare FE-Rechnung durchgeführt werden (vgl. Bild 9.28). Im Bereich der Einspannung wurden alle translatorischen Freiheitsgrade der Knoten fixiert.

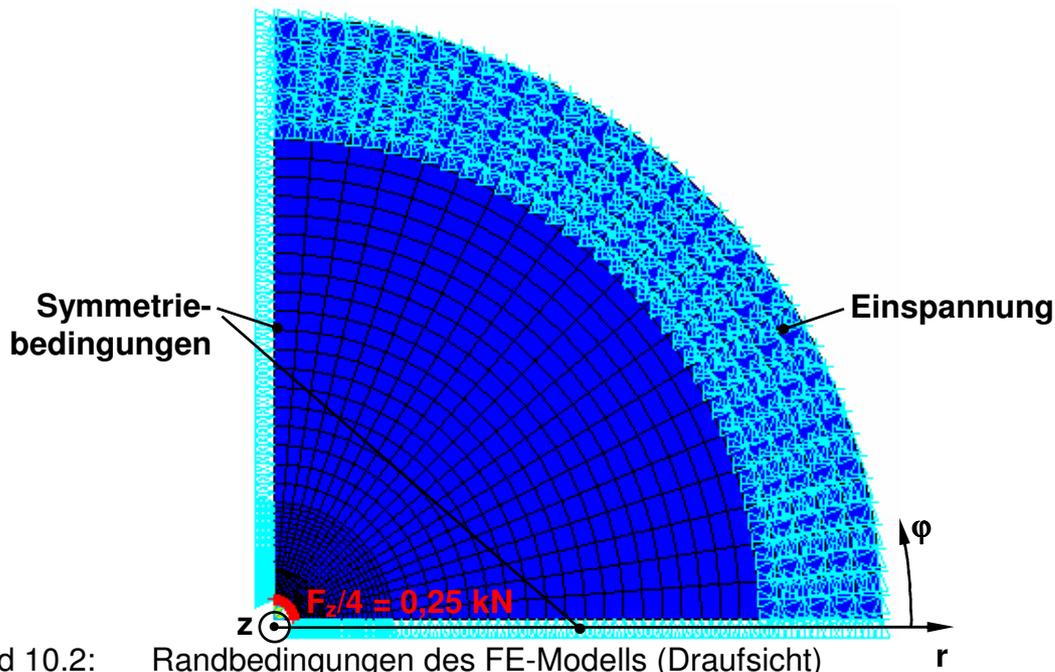


Bild 10.2: Randbedingungen des FE-Modells (Draufsicht)

Mithilfe des in Kapitel 5.5.5 bestimmten Faservolumengehalts wurden die mechanischen Eigenschaften der Deckschichten unter Verwendung von mikromechanischen Modellen ermittelt (Tabelle 10.1) [50], [51]. Die mechanischen Eigenschaften der AF-Nähfäden der Insert-Variante I-DG-1 wurden mithilfe der entwickelten mikromechanischen Modelle aus Kapitel 6.2, der Materialkennwerte der Einzelkomponenten sowie mit dem experimentell ermittelten Nähfadenvolumengehalt abgeschätzt (Tabelle 10.2).

Tabelle 10.1: Mechanische Eigenschaften der UD-Deckschichten (GF/EP)

Eigenschaft	Einheit	Größe
Elastizitätsmodul in Faserrichtung $E_{  }$	MPa	35.883
Elastizitätsmodul quer zur Faserrichtung $E_{\perp}$ , $E_z$	MPa	8.510
Querkontraktionszahl $\nu_{  \perp}$	MPa	0,06
Querkontraktionszahl $\nu_{\perp  }$	MPa	0,26
Querkontraktionszahl $\nu_{\perp z}$	MPa	0,33
Schubmodul $G_{  \perp}$ und $G_{  z}$	MPa	3.564
Schubmodul $G_{\perp z}$	MPa	3.211
Faservolumengehalt $\varphi$	%	46,9

Tabelle 10.2: Mechanische Eigenschaften der AF/EP-Nähfaden-Armierung

Eigenschaft	Einheit	Größe
Elastizitätsmodul in Faserrichtung $E_{  }$	MPa	5.276
Elastizitätsmodul quer zur Faserrichtung $E_{\perp}$ , $E_z$	MPa	3.369
Querkontraktionszahl $\nu_{  \perp}$	MPa	0,19
Querkontraktionszahl $\nu_{\perp  }$	MPa	0,30
Querkontraktionszahl $\nu_{\perp z}$	MPa	0,35
Schubmodul $G_{  \perp}$ und $G_{  z}$	MPa	1.296
Schubmodul $G_{\perp z}$	MPa	1.249
Nähfadenvolumengehalt	%	3,2

Zu Beginn der FE-Analyse wurde das Verformungsverhalten der beiden Insert-Varianten I-DG-0 und I-DG-1 untersucht, um die Steifigkeit der Struktur zu ermitteln. Anschließend wurde mithilfe der Submodelltechnik der Bereich der Krafteinleitungsstellen feiner diskretisiert, um eine Spannungsanalyse durchzuführen [157]. Das Submodell bildet hierbei nur einen Teilbereich der Gesamtstruktur bis zum Radius 14 mm ab. An diesem Rand wurden die Verschiebungen, die mittels der Gesamtstruktur ermittelt wurden, aufgeprägt. Durch diese Technik konnte der Krafteinleitungsbereich sehr viel feiner mit einer Elementkantenlänge von 0,1 bis 0,5 mm vernetzt werden, wodurch der Spannungsverlauf exakter bestimmt wurde.

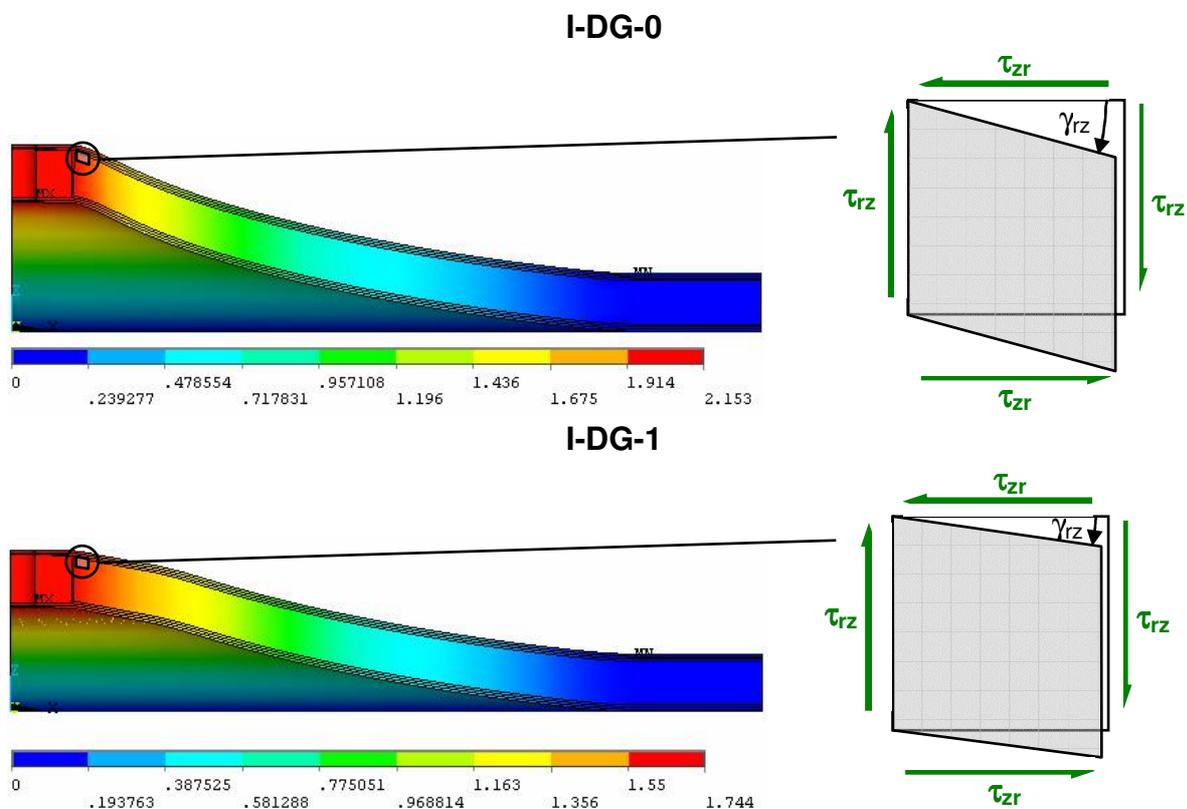


Bild 10.3: Verformung der Insert-Varianten I-DG-0 und I-DG-1 bei Zugbeanspruchung senkrecht zur Sandwich-Plattenebene (links; 10fach überzeichnet) und Schiebungsskizze eines Kernelementes (rechts)

Das Verformungsverhalten der Insert-Varianten I-DG-0 und I-DG-1 bei Zugbeanspruchung senkrecht zur Sandwich-Plattenebene ist in Bild 10.3 dargestellt. Die vernähte Variante zeichnet sich durch eine deutlich geringere maximale Verformung in z-Richtung von 1,7 mm im Vergleich zu 2,2 mm der unvernähten Variante aus. Anhand der numerischen maximalen Verformungen in z-Richtung wird der Steifigkeitskennwert  $D_{KE, Zug}$  ermittelt und mithilfe der experimentellen Ergebnisse verglichen. Demzufolge weist die vernähte Insert-Variante im Vergleich zur unvernähten Krafteinleitung eine deutlich höhere Steifigkeit von ca. 23,7 % auf, die durch das experimentelle Ergebnis (23,8 %, vgl. Kapitel 8.2.1) bestätigt werden kann. Der in Bild 10.4 dargestellte Vergleich zwischen dem numerischen und dem experimentell ermittelten Steifigkeitskennwert zeigt hierbei eine sehr gute Übereinstimmung mit einem relativen Fehler von lediglich etwa 3 %.

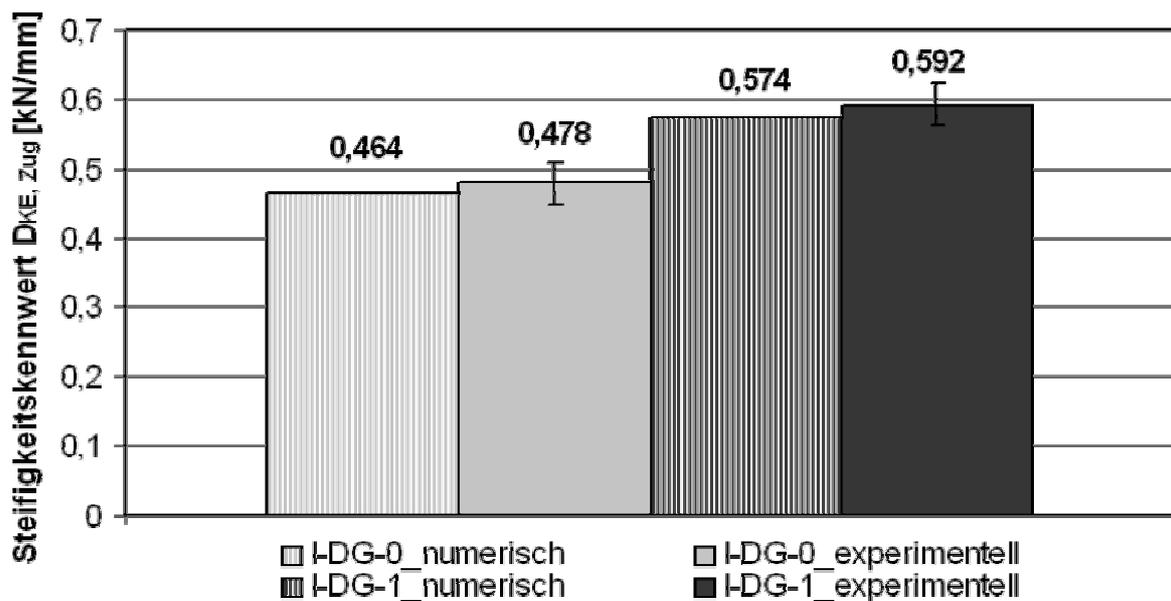


Bild 10.4: Vergleich zwischen dem numerisch berechneten und dem experimentell ermittelten Steifigkeitskennwert der beiden Insert-Varianten I-DG-0 und I-DG-1

Zur Verdeutlichung des Verformungsverhaltens beider Varianten wurden die numerisch ermittelten Verformungen in z-Richtung der oberen und der unteren Deckschichten über den Radius aufgetragen (Bild 10.5). Zu erkennen ist, dass infolge der Vernähung die Variante I-DG-1 im Bereich der Krafteinleitungsstelle im Vergleich zu I-DG-0 eine örtliche Versteifung erfährt, wodurch der Steifigkeitssprung im Bereich zwischen Insert und der Sandwich-Struktur reduziert wird. Diese lokale Steifigkeitssteigerung bewirkt im Übergangsbereich zwischen Krafteinleitungselement und un-

gestörter Sandwich-Struktur eine Reduzierung der Verzerrungen in den Deck- und Klebschichten sowie im Kern. Der Kernwerkstoff der Variante I-DG-1 erfährt dadurch eine deutlich geringere Schiebung  $\gamma_{rz}$  und somit auch geringere Schubspannungen  $\tau_{rz}$  im Vergleich zur unvernähten Variante (vgl. Bild 10.3, rechte Abbildungen). Dieser Effekt ist hauptverantwortlich für die verbesserten mechanischen Eigenschaften des IDAK-Konzepts (vgl. Kapitel 9.1.4). Außerdem kann festgestellt werden, dass das Verformungsverhalten nur im Bereich der Vernähung beeinflusst werden kann. Nach dem vernähten Bereich ( $r > 24$  mm) weisen beide Insert-Varianten, wie zu erwarten, gleiches Verformungsverhalten auf (Bild 10.5). Die numerisch berechnete, unterschiedliche Charakteristik der Verformungen beider Insert-Varianten kann hierbei durch das experimentell ermittelte Verformungsverhalten bei Zugbeanspruchung senkrecht zur Sandwich-Plattenebene bestätigt werden (siehe Bild 10.3 und Bild 9.37).

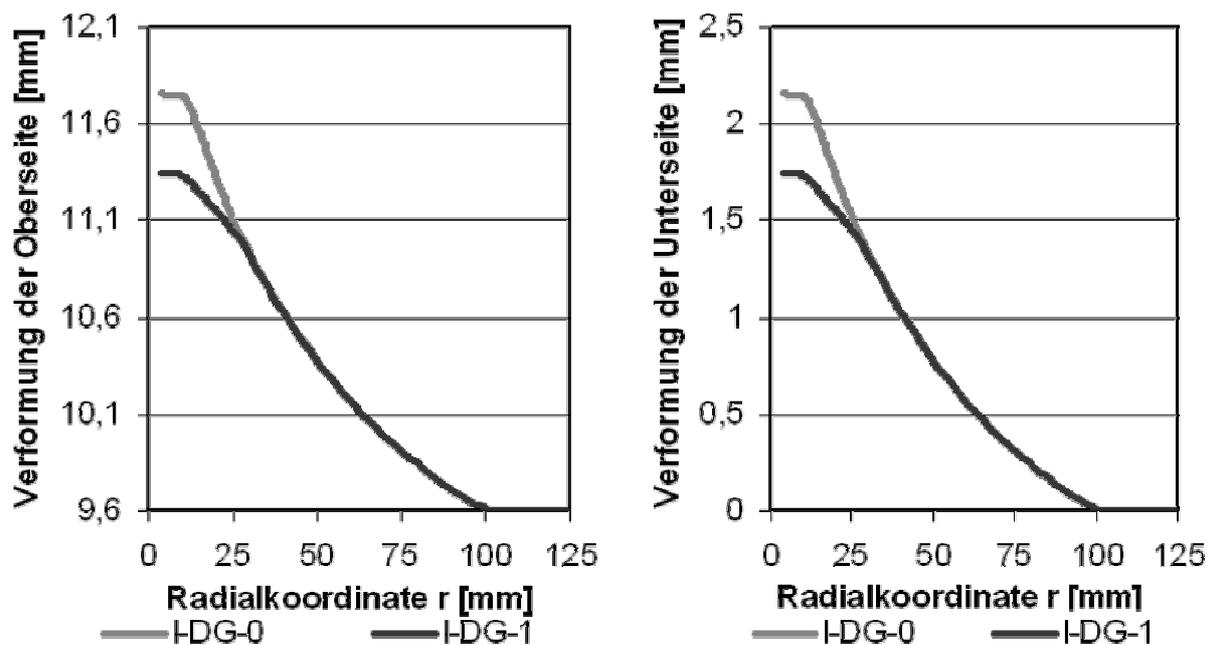


Bild 10.5: Verformung der Ober- und Unterseite der Sandwich-Platte in z-Richtung in Abhängigkeit von der Radialkoordinate r bei Zugbeanspruchung senkrecht zur Sandwich-Plattenebene

Im Anschluss an die Steifigkeits- und Verformungsanalyse erfolgte mithilfe der Submodelltechnik die Spannungsanalyse. In Bild 10.6 sind der Verlauf der ersten Hauptnormalspannung und die Richtungen der Hauptnormalspannungen im Kernmaterial der unvernähten Variante dargestellt. Es ist zu erkennen, dass zwei Bereiche mit hoher Spannungskonzentration vorliegen (vgl. Bild 4.10). Hierbei stellt die Spannungskonzentration im Bereich des unteren Rundungsradius des Inserts, der unteren

Deckschicht und des Kernmaterials den kritischeren Fall dar, da dort der polymere Kernwerkstoff infolge der ersten positiven Hauptnormalspannung zuerst auf Zug versagen wird. Bei Überschreitung der Zugfestigkeit des Kerns kommt es daher zur Rissausbildung im unteren Bereich der Spannungskonzentrationen. Bei weiterer Laststeigerung wird dieser Riss sich senkrecht zur ersten Hauptnormalspannungsrichtung (schwarze Pfeile) bis zur oberen Deckschicht ausbreiten (Bild 10.6), wodurch anschließend Grenzschichtversagen zwischen der oberen Deckschicht und dem Kern ausgelöst wird. Bei der vernähten Variante I-DG-1 kommt es ebenfalls zu den beiden Spannungskonzentrationsbereichen. Jedoch sind die dort auftretenden Hauptnormalspannungen im Kern im Vergleich zur unvernähten Insert-Variante deutlich geringer (vgl. Bild 10.7). Des Weiteren zeigen die experimentellen Ergebnisse, dass sich ein Riss nur bis zur ersten Nahtreihe, die sich auf dem Durchmesser von 24 mm befindet, ausbreiten kann. Anschließend wird der Riss in z-Richtung umgelenkt, der dann bis zur oberen Deckschicht wächst und dort gestoppt wird. Erst durch eine deutliche Laststeigerung und Versagen der Nahtreihe oder Versagen der Deckschichten kann sich der Riss fortsetzen.

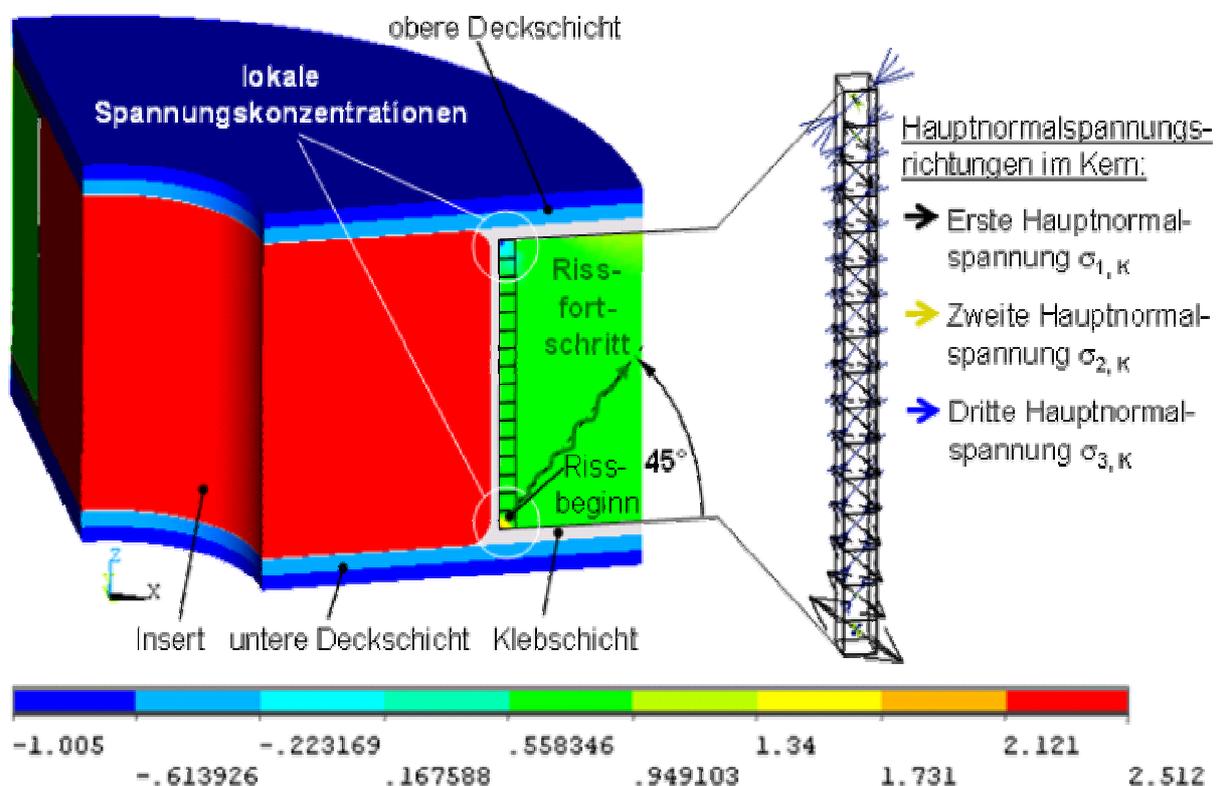


Bild 10.6: Erste Hauptnormalspannungsverteilung und Hauptnormalspannungsrichtungen im Kernmaterial der Insert-Variante I-DG-0

Im Folgenden erfolgt ein Vergleich der Insert-Varianten I-DG-0 und I-DG-1 hinsichtlich der maximalen ersten Hauptnormalspannung im Kern  $\sigma_{1, \max., K}$  und in der Klebschicht  $\sigma_{1, \max., KS}$  sowie der maximalen Faserbruch-(Fb-) und Zwischenfaserbruch-(Zfb-)Anstrengung in den Deckschichten  $A_{Fb, \max., D}$  bzw.  $A_{Zfb, \max., D}$  nach dem Bruchtyp-Bruchkriterium von Puck (Bild 10.7). Das Kernmaterial und die Klebschicht der vernähten Variante werden im Vergleich zur unvernähten um ca. 37 % geringer beansprucht. Des Weiteren sind die Fb- und Zfb-Anstrengung der Deckschichten bei der vernähten Insert-Variante um ca. 34 % bzw. um ca. 37 % geringer. Aufgrund der geringeren Beanspruchung der einzelnen Sandwich-Komponenten im Krafteinleitungsbereich der vernähten Insert-Variante kann die experimentell ermittelte höhere Kraft beim 1. Versagenseintritt und die höhere Bruchkraft im Vergleich zur unvernähten Krafteinleitung erklärt und bestätigt werden.

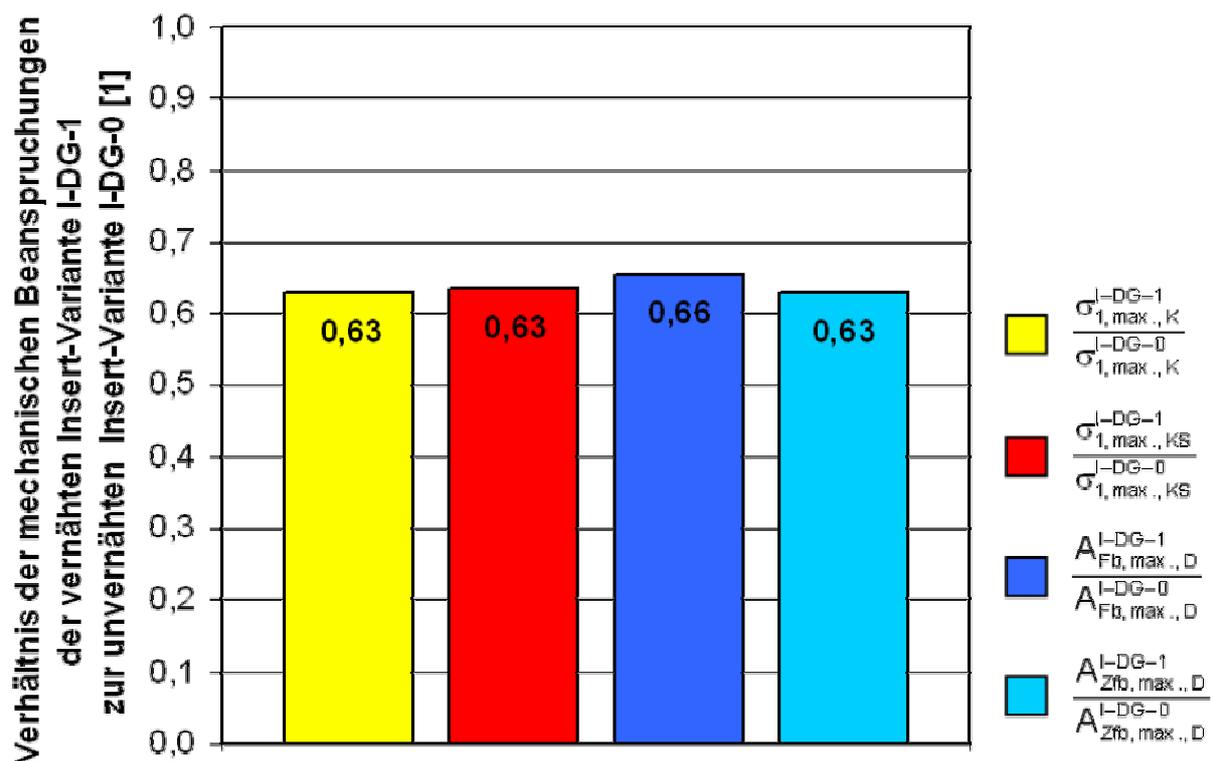


Bild 10.7: Vergleich der Beanspruchungen im Kern, in der Klebschicht und in den Deckschichten der Insert-Varianten I-DG-0 und I-DG-1

Nachfolgend werden die Varianten I-DG-2 bis I-DG-4 im Vergleich zur unvernähten Variante untersucht. Ziel ist es hierbei, den Einfluss der Geometrie der Vernähtung auf die maximalen Spannungen bzw. Anstrengungen der einzelnen Sandwich-Komponenten bei Zugbeanspruchung senkrecht zur Sandwich-Plattenebene zu er-

mitteln. Der Vergleich zwischen den einzelnen Varianten in Bezug auf die maximale erste Hauptnormalspannung im Kern  $\sigma_{1, \max., K}$  und in der Klebschicht  $\sigma_{1, \max., KS}$  sowie die maximale Fb- und Zfb-Anstrengung in den Deckschichten  $A_{Fb, \max., D}$  bzw.  $A_{Zfb, \max., D}$  zeigt, dass eine Vernähung nur bis zu einem gewissen Durchmesserbereich notwendig ist. Ab einem Durchmesser von 36 mm (I-DG-3) können im Vergleich zur Variante I-DG-2 kaum noch weitere Verbesserungen der maximalen Beanspruchung der einzelnen Sandwich-Komponenten erzielt werden. Dies kann mit den experimentellen Ergebnissen bestätigt werden, da zwischen den beiden Varianten I-DG-2 und I-DG-3 hinsichtlich der Kraft beim ersten Versagenseintritt, der Bruchkraft und der Bruchenergie kein signifikanter Unterschied besteht.

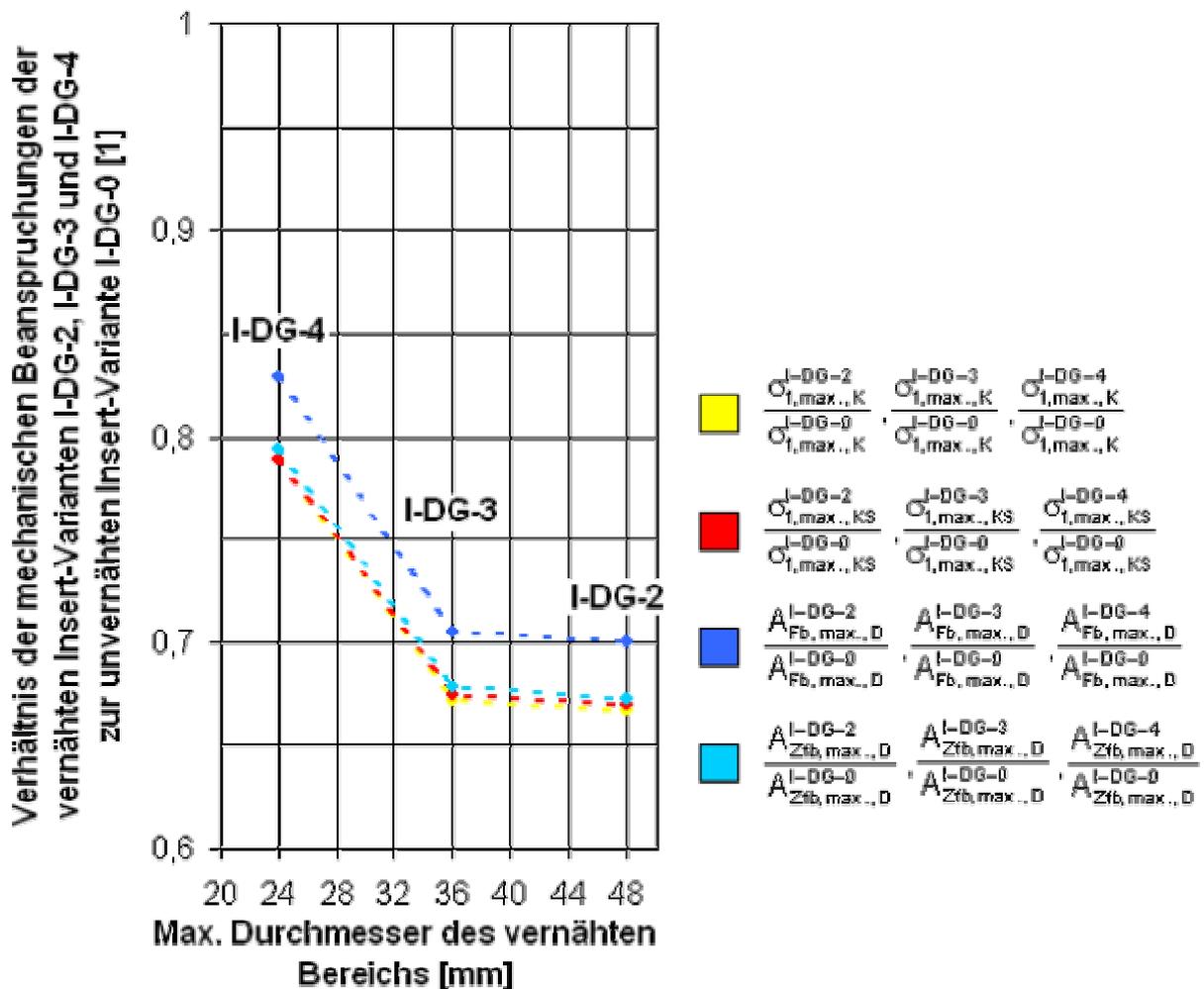


Bild 10.8: Vergleich der Beanspruchungen im Kern, in der Klebschicht und in den Deckschichten der Insert-Varianten I-DG-0 und I-DG-2 bis I-DG-4

## 11 Diskussion der Ergebnisse

Die Ergebnisse aus den vorangegangenen Kapiteln zeigen, dass ein Armierungsverfahren für Sandwich-Krafteinleitungen auf Basis der Nähtechnik im Rahmen der Arbeit entwickelt wurde, mit dem die mechanischen Eigenschaften der Krafteinleitungsstelle im Vergleich zu konventionellen Konzepten deutlich verbessert werden können. Dieser Armierungsprozess lässt sich ohne Probleme in die bei FKV-Strukturen etablierte Preform-/LCM-Technologie integrieren, sodass eine durchgängige Prozesskette zur Verfügung steht.

Den Nähprozess betreffend, ergeben sich große Unterschiede zwischen den verschiedenen Nähfadenmaterialien hinsichtlich der Verarbeitbarkeit bei der Herstellung der Prüfkörper, insbesondere der Nähqualität, und der Armierungswirkung der Krafteinleitungsstellen unter Zug- und Druckbeanspruchung senkrecht zur Sandwich-Plattenebene (Bild 11.1). Die untersuchten Polyester-Nähfäden unterschiedlicher Konstruktion und mit unterschiedlichem Längengewicht lassen sich mit der verwendeten Doppelstepstich-Nähmaschine problemlos vernähen. Eine gute Nähqualität konnte ebenfalls mit dem verwendeten Aramid-Nähfaden erzielt werden. Jedoch verhält sich dieses Fadenmaterial sensibel gegenüber veränderten Bedingungen im Nähprozess (z. B. Einstichkraft, Reibung des Nähfadens, Nährichtung, Verdrehung des Nähfadens), sodass es hin und wieder zum Aufspleißen und zum Bruch des Nähfadens kommt. Außerdem kann der AF-Nähfaden aufgrund der Zähigkeit des Materials nach Beendigung des Nähprozesses bei der verwendeten Nähmaschine nicht vollautomatisch sondern nur manuell mit einer speziellen Schere für Aramid geschnitten werden. Das GF-Nähfadenmaterial zeichnet sich ebenfalls durch ein sehr gutes Stichbild aus. Jedoch verhält sich dieses Material noch empfindlicher gegenüber veränderten Prozessbedingungen als der AF-Nähfaden. Ein Stichbild hoher Nähgüte wird nur mit einer exakt eingestellten Ober- und Unterspannung erzielt. Bei veränderten Verarbeitungsbedingungen kann keine konstante Qualität der Naht erreicht werden, wodurch es ebenfalls zum Aufspleißen des Nähfadens oder stellenweise sogar zu Fadenbrüchen im Bereich des Nadelöhrs kommen kann. Bei der Verarbeitung des reinen CF-Nähfadens konnten aufgrund der geringen Quersugfestigkeit und des spröden Bruchverhaltens keine Prozessparameter ermittelt werden, mit denen eine Naht erzeugt werden konnte. Der CF-Nähfaden brach immer im Bereich des Nadelöhrs. Ähnliches Verhalten zeigte ein CF/PES-Hybridnähfaden. Es

konnte zwar eine Naht gebildet werden, jedoch nur durch die Verschlingung des PES-Nähfadens. Der CF-Nähfaden brach hingegen im Bereich des Nadelöhrs.

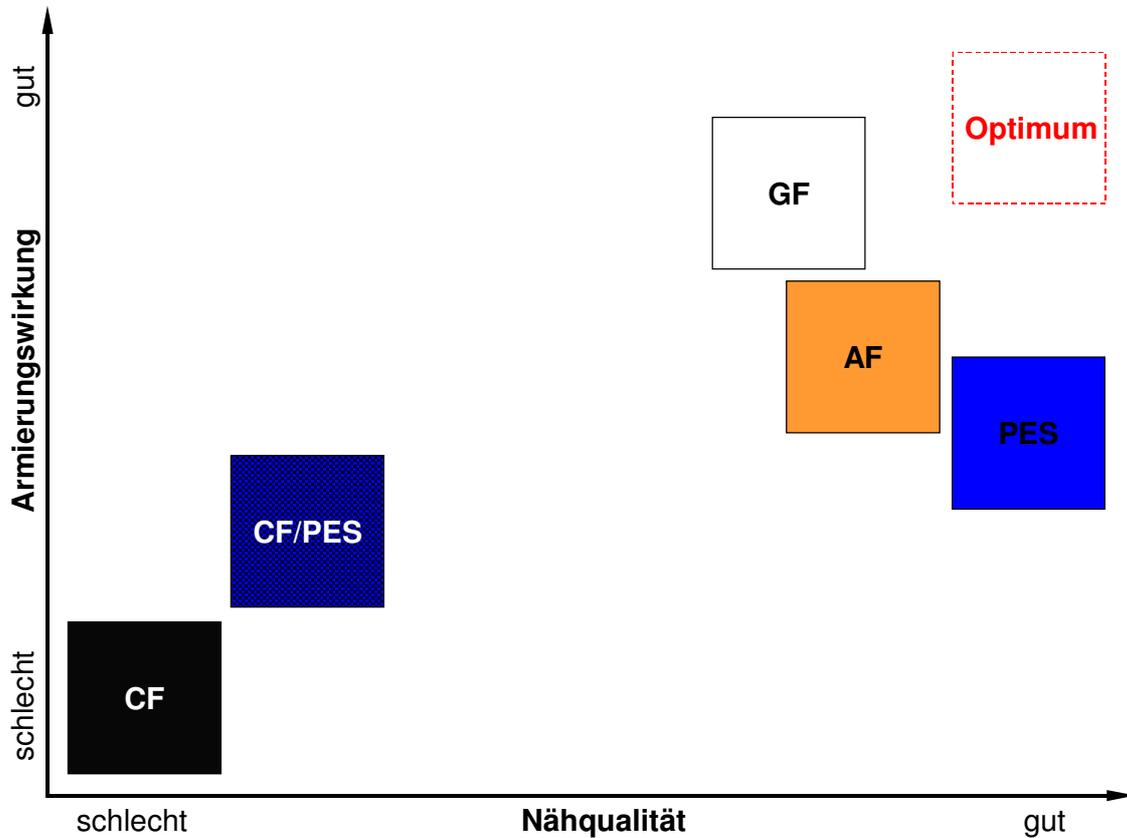


Bild 11.1: Portfolio-Diagramm verschiedener Nähfadenmaterialien hinsichtlich der erzielten Nähqualität und Armierungswirkung

Bei allen vernähten Krafteinleitungsvarianten ist die Bestückung des Formwerkzeugs einfacher und schneller, da nur die komplette Sandwich-Preform einschließlich der exakt positionierten Krafteinleitung in die Form eingelegt werden muss. Hingegen müssen bei den unvernähten Varianten alle Sandwich-Komponenten einzeln in die Formmulde eingelegt und die Krafteinleitungselemente stellenweise auch positioniert und fixiert werden. Zusätzlich kann im Harzinfiltrationsprozess festgestellt werden, dass dieser bei vernähten Sandwich-Strukturen um bis zu 40 % schneller abläuft. Hierdurch können höher reaktive Harzsysteme, die schneller aushärten, eingesetzt werden, wodurch wiederum Fertigungszeit und damit Kosten reduziert werden können. Diese Vorteile der vernähten Sandwich-Krafteinleitungen tragen hierbei in hohem Maße zur Kompensation des durch die Vernähung entstehenden zusätzlichen zeitlichen Aufwandes bei.

Weiterhin zeigt sich, dass bei allen untersuchten Varianten durch die Vernähung eine Verbesserung der mechanischen Eigenschaften unter Zug- und Druckbeanspruchung senkrecht zur Plattenebene erzielt wird. Nur das Vernähen von aufgetragenen Krafteinleitungselementen durch die komplette Sandwich-Struktur führt zu einer werkstoff- und beanspruchungsgerechten Gestaltung, da sowohl der Kraftfluss zwischen den beiden Deckschichten als auch die transversalen mechanischen Eigenschaften des Kernmaterials verbessert werden. Hingegen erfolgt bei den unvernähten Onserts (O-0) und bei den mit einer Deckschicht vernähten Onserts (O-1) der Kraftfluss von einer zur anderen Deckschicht über den Kernwerkstoff geringerer Steifigkeit und Festigkeit. Somit ist das Vernähen durch die komplette Sandwich-Struktur gegenüber der Anbindung des Onserts nur mit einer Deckschicht stets zu bevorzugen. Der Vergleich verschiedener Nähfadenmaterialien mit gleicher Armierungsdichte und nahezu gleichem Nähfadenvolumengehalt zeigt, dass mit dem GF-Nähfaden die besten mechanischen Eigenschaften erzielt werden können (Bild 11.1). Demzufolge wird der GF-Nähfaden im Vergleich zum AF- und PES-Nähfaden zur Armierung von aufgetragenen Krafteinleitungselementen empfohlen. Weiterhin ergibt sich, dass die notwendige Bruchkraft der vernähten Krafteinleitungsstelle von der Zugfestigkeit des Nähfadens abhängig ist, sodass Nähfadenmaterialien mit hoher Zugfestigkeit und geringem Anisotropiegrad in Bezug auf die mechanischen Eigenschaften Vorteile bieten. Durch erneutes Vernähen einer bereits vernähten Stelle kann es, je nach verwendetem Fadenmaterial, zu einer Schädigung des im Nähloch befindlichen Fadens kommen, sodass kein linearer Zusammenhang zwischen der Anzahl der eingebrachten Nähfäden und der Bruchkraft besteht. Dieser Schädigungsmechanismus kann bei mit AF-Nähfäden vernähten Onserts unterschiedlicher Armierungsdichte durch ein halbempirisches Berechnungsmodell beschrieben werden. Der Vergleich zwischen der mithilfe des Berechnungsmodells abgeschätzten Bruchkraft der Onsert-Varianten und der experimentellen Ergebnisse zeigt hierbei eine sehr gute Übereinstimmung. Des Weiteren wurde gezeigt, dass es zur Erzielung einer notwendigen Armierung aus wirtschaftlichen Gründen sinnvoller ist, einen dickeren Nähfaden (hohe Garnfeinheit) und eine geringe Einstichhäufigkeit anstelle eines dünneren Nähfadens und mehrfachen Einstechens zu verwenden. Mit den vernähten aufgetragenen Krafteinleitungen kann im Vergleich zur unvernähten Onsert-Variante bei Zugbeanspruchung senkrecht zur Plattenebene die Steifigkeit um bis zu ca. 19 %, die Kraft

beim ersten Versagenseintritt um bis zu ca. 388 %, die Bruchkraft um bis zu ca. 269 % und die Bruchenergie um bis zu ca. 1615 % erhöht werden. Bei senkrechter Druckbeanspruchung wird hingegen die Steifigkeit um bis zu ca. 484 % und die Festigkeit um bis zu ca. 875 % gesteigert. Hierdurch wird deutlich, dass die mechanischen Eigenschaften von aufgebrauchten Kraffteinleitungen bei senkrechter Zug- und Druckbeanspruchung durch Vernähen deutlich gesteigert werden können.

Im Rahmen der Untersuchung von unvernähten und vernähten Insert-Varianten ergab sich, dass das Potenzial der Vernähung von der Gestaltungsart abhängig ist. So zeigen die vernähten, eingebrachten und die Deckschichten durchsetzenden Kraffteinleitungen im Vergleich zu den vernähten, eingebrachten und die Kernschicht substituierenden Kraffteinleitungen bei Zugbeanspruchung senkrecht zur Plattenebene qualitativ das gleiche mechanische Strukturverhalten. Jedoch ergeben sich quantitative Unterschiede hinsichtlich der prozentualen Verbesserung der mechanischen Eigenschaften der vernähten Insert-Konzepte im Vergleich zur entsprechenden unvernähten Variante. Bei den eingebrachten und die Kernschicht substituierenden Kraffteinleitungen muss noch zwischen Inserts mit Innengewinde oder Durchgangsloch unterschieden werden. Bei der eingebrachten und die Deckschichten durchsetzenden Kraffteinleitung kann bei Zugbeanspruchung senkrecht zur Plattenebene die Steifigkeit um bis zu ca. 45 %, die Bruchkraft um bis zu ca. 51 % und die Bruchenergie um bis zu ca. 104 % durch die Vernähung erhöht werden. Das Versagen der unvernähten Kraffteinleitung wird durch Kollabieren des Kerns infolge der Druckbeanspruchung und der daraus resultierenden unzureichenden Stützung der Deckschichten verursacht. Im Gegensatz dazu kann durch die Vernähung gerade die Druckeigenschaft des Kerns verbessert werden, wodurch die Deckschichten besser gestützt und höhere Kräfte aufgenommen werden können. Bei den vernähten eingebrachten und die Kernschicht substituierenden Kraffteinleitungsvarianten mit Innengewinde und Durchgangsloch zeigt sich, dass es zu einem lokalen Steifigkeitsanstieg im Bereich der Vernähung kommt, sodass der Steifigkeitssprung zwischen dem metallischen Insert und der Sandwich-Struktur im Vergleich zur unvernähten Variante reduziert wird. Dadurch werden die Verzerrungen und die Spannungen im Bereich der höchstbeanspruchten Stelle derartiger Kraffteinleitungen gesenkt, sodass höhere Kräfte ertragen werden können. Bei den vernähten, eingebrachten und die Kernschicht substituierenden Insert-Varianten mit Innengewinde kann im Vergleich zur unvernähten Vari-

ante die Steifigkeit um bis zu ca. 38 %, die Kraft beim ersten Versagenseintritt um bis zu ca. 90 %, die Bruchkraft um bis zu ca. 125 % und die Bruchenergie um bis zu ca. 389 % gesteigert werden. Hingegen kann bei den Insert-Varianten mit Durchgangsloch die Steifigkeit um bis zu ca. 27 %, die Kraft beim ersten Versagenseintritt um bis zu ca. 35 % und die Bruchenergie infolge der höheren Steifigkeit um bis zu ca. 10 % durch die Vernähung gesteigert werden. Beide Varianten zeichnen sich durch die exakt gleiche Bruchkraft aus.

Die Untersuchung der unvernähten und vernähten Krafteinleitungen nach dem Prinzip der zusammengeführten Deckschichten zeigt, dass durch die Vernähung die Steifigkeit um bis zu ca. 22 %, die Bruchkraft um bis zu ca. 54 % und die Bruchenergie um bis zu ca. 100 % gesteigert werden können. Hierbei zeigt ein Vergleich der vernähten Varianten, dass kein Einfluss der unterschiedlichen Nähfadenmaterialien und Nähgeometrien auf die Bruchkraft ermittelt werden kann. Durch die Vernähung der Deckschichten im monolithischen Bereich der Krafteinleitungsstelle kommt es zu einer Desorientierung der Fasern und zur Entstehung von Harztaschen, wodurch die In-Plane-Eigenschaften von FKV-Strukturen sowohl reduziert als auch gesteigert werden können [143]. Jedoch erfolgt durch das Vernähen in der Regel eine Reduzierung der In-Plane-Eigenschaften bis zu ca. 20% [144]. Daher ist eine zusätzliche Vernähung des monolithischen Bereichs dieser Krafteinleitungsart eher ungeeignet.



## 12 Verarbeitungs- und Gestaltungsrichtlinien

Im folgenden Abschnitt werden die in den vorangegangenen Kapiteln erarbeiteten Ergebnisse in Form von Verarbeitungs-, Gestaltungs- und Konstruktionsrichtlinien für vernähte Sandwich-Krafteinleitungen in Anlehnung an [158] zusammengefasst.

### 12.1 Verarbeitungsrichtlinien

Zunächst werden allgemeine Verarbeitungsrichtlinien im Hinblick auf werkstoff-, fertigungs- und beanspruchungsspezifische Aspekte aufgestellt. Da die mechanischen Eigenschaften von vernähten Sandwich-Krafteinleitungen hauptsächlich von den eingebrachten Nähfäden beeinflusst werden, muss im Durchgangsloch des Kernmaterials stets ein ausreichend hoher Nähfadenvolumengehalt der Armierung angestrebt werden. Außerdem wird durch einen hohen Harzanteil im Durchgangsloch des Kerns das Gewicht der Sandwich-Struktur negativ beeinflusst. Der Nähfadenvolumengehalt wird durch die folgenden werkstoff- sowie fertigungsspezifischen Parameter beeinflusst:

- Durchmesser und Art der Nähnaedel
- Porendurchmesser und Werkstoffverhalten des polymeren Hartschaumstoffs
- Längengewicht und Dichte des Nähfadens
- Einstichhäufigkeit in dasselbe Nähloch
- Positioniergenauigkeit und Stichtyp der Nähmaschine

Der Nähfadenvolumengehalt hängt umgekehrt proportional vom Quadrat des Nähnaedeldurchmessers ab, weswegen der Nähnaedeldurchmesser unter Berücksichtigung der fertigungs- und beanspruchungsspezifischen Anforderungen stets so klein wie unbedingt erforderlich zu wählen ist. Außerdem werden dadurch die In-Plane-Eigenschaften der Deckschichtlaminat weniger beeinträchtigt. Durch das Einstechen der Nähnaedel werden im Schaumkern die Zellwände benachbarter Poren im Bereich des Nähnaedeldurchmessers zerstört, sodass im Infiltrationsprozess Harz durch die offenen Zellwände in die Poren eindringen kann, wodurch das Gewicht der Sandwich-Struktur und der Nähfadenvolumengehalt negativ beeinflusst werden. Sofern von strukturmehchanischer Seite nichts dagegen spricht, sind aus diesem Grund polymere Hartschaumstoffe mit geringem Porendurchmesser bevorzugt einzusetzen. Beim Einstechen der Nähnaedel und dem anschließenden Herausziehen sorgt der elastische Anteil des Hartschaumstoffs dafür, dass der Durchmesser des Durchgangslochs im Kern stets kleiner ist als der der Nähnaedel. Dieser Effekt ist jedoch sehr gering, sodass die

Auswahl des Kernwerkstoffs unter dem Aspekt des elastischen Werkstoffverhaltens als nicht sinnvoll erscheint. Über die Querschnittsfläche des eingebrachten Nähfadens, die sich aus dessen Dichte und Längengewicht ergibt, lässt sich ebenfalls der Nähfadenvolumengehalt einstellen. Da die Dichte vom ausgewählten Nähfadenmaterial abhängt, kann die Querschnittsfläche dadurch in der Regel nicht beeinflusst werden, weshalb diese ausschließlich über das Längengewicht des Nähfadens beeinflusst werden kann. Es sind daher immer Nähfäden mit einem ausreichend hohen Längengewicht einzusetzen. Durch häufigeres Einstechen der Nähnadel an derselben Stelle kann die Anzahl und dementsprechend die Querschnittsfläche aller eingebrachten Nähfäden proportional gesteigert werden. Dies stellt eine sehr gute Alternative dar, um den Nähfadenvolumengehalt effektiv zu steigern. Jedoch muss dabei berücksichtigt werden, dass durch das erneute Einstechen die in einem bereits vorhandenen Durchgangsloch befindlichen Nähfäden beschädigt werden können. Der Grad dieser Schädigung hängt vom eingesetzten Nähfadenmaterial und von den gewählten Nähparametern (z. B. Nähnadeldurchmesser, Art der Nadelspitze, Fadenspannung des Ober- und Unterfadens, Ort der Verschlingung) ab und ist bei der Auslegung von vernähten Sandwich-Krafteinleitungen entsprechend zu beachten. Zusätzlich erscheint es zur Erzielung einer geforderten Armierung der Krafteinleitungsstelle auch aus wirtschaftlichen Gründen sinnvoll, einen Nähfaden mit hoher Feinheit und geringer Anzahl an Einstichen anstatt eines Nähfadens mit geringer Feinheit und hoher Einstichhäufigkeit zu verwenden. Aufgrund der Spannungskonzentrationen im Scheitelpunkt des Nähfadens eignen sich isotrope Nähfadenmaterialien hierfür ganz besonders. Im Rahmen dieser Arbeit wurden verschiedene Nähfadenmaterialien nahezu gleicher Querschnittsfläche und somit ähnlichem Nähfadenvolumengehalt in Bezug auf die Bruchkraft bei Zugbeanspruchung senkrecht zur Krafteinleitungsstelle betrachtet. Hier zeigte sich, dass zur strukturellen Verstärkung ein S-Glasfaser-Nähfaden im Vergleich zu einem Aramid-Nähfaden und einem Polyester-Nähfaden zu bevorzugen ist. Zusätzlich wurden gleiche Nähfadenmaterialien bei etwa gleicher Querschnittsfläche, jedoch unterschiedlicher Zugfestigkeit untersucht. Anhand dieser Ergebnisse kann gezeigt werden, dass die Festigkeit des Nähfadens in direktem Zusammenhang mit der erzielbaren Bruchkraft der Krafteinleitungsstelle steht. Um Hartschaumstoffe höherer Dichte und somit höherer Druckfestigkeit verwenden zu können, ohne dass Nadelbruch mit einhergehender diskontinuierlicher Nahtbildung

erfolgt, können die Durchgangslöcher im Kern vor dem eigentlichen Nähen mithilfe eines spitzen Metallstifts hoher Festigkeit und Steifigkeit eingebracht werden. Im anschließenden Nähprozess sticht dann die Nadel mit etwa dem gleichen Schaftdurchmesser wie der Stift in das bereits vorhandene Durchgangsloch, wodurch die Belastung der Nähnaedel beim Einstechen reduziert und Nadelbruch vermieden wird.

## 12.2 Gestaltungsrichtlinien

Anhand der ermittelten Ergebnisse für vernähte Krafteinleitungen unter Zug- oder Druckbeanspruchung senkrecht zur Sandwich-Plattenebene werden nachfolgend allgemeine Gestaltungs- und Konstruktionsrichtlinien für die verschiedenen IDAK-Krafteinleitungskonzepte aufgestellt.

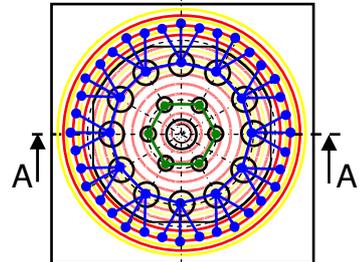
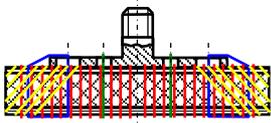
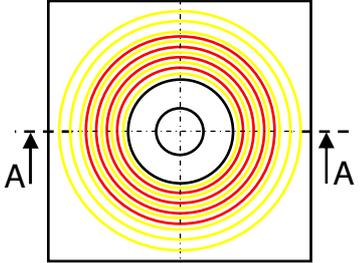
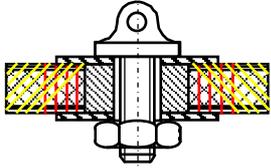
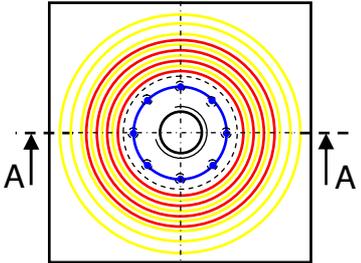
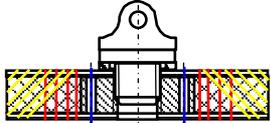
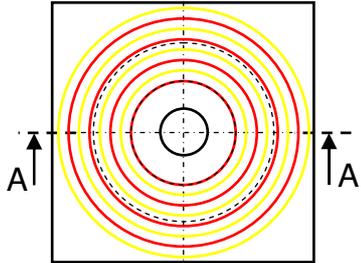
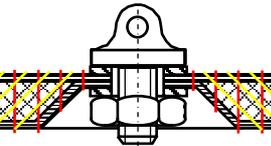
Bei allen Krafteinleitungskonzepten empfiehlt sich ein Vernähen durch alle Sandwich-Komponenten so nah wie möglich an der Krafteinleitungsstelle (siehe Tabelle 12.1). Des Weiteren bietet sich eine kraftflussgerechte Einbringung der Nähfäden in Hauptnormalspannungsrichtung an, z. B. Orientierung der Nähfäden unter  $45^\circ$  zur z-Achse aufgrund der Querkraftbeanspruchung des Kerns infolge senkrechter Zugbelastung (gelb dargestellte Nähfäden). Weiterhin muss auf eine ausreichend hohe Armierungsdichte geachtet werden, um die im Betrieb auftretenden Kräfte ohne Bruchversagen der Krafteinleitungsstelle einleiten zu können.

Bei den aufgebrachten Krafteinleitungen können die Onserts über die Durchbrüche im Flansch mithilfe der Nähfäden an die Sandwich-Struktur angenäht werden (blau dargestellte Nähfäden), wobei eine Vernähung so nah wie möglich an der Krafteinleitungsstelle zu empfehlen ist (grün dargestellte Nähfäden). Bei Druckbeanspruchung kann das Kernmaterial oder die Sandwich-Struktur zusätzlich vorkompaktiert werden (rot dargestellte Nähfäden). Der Einsatz hochfester und hochsteifer Nähfadenmaterialien, z. B. S-Glasfaser-Nähfäden, kann hier befürwortet werden. Für ein speziell vernähtes aufgebrachtes Krafteinleitungskonzept kann die notwendige Armierungsdichte mithilfe des halbempirischen Berechnungsmodells abgeschätzt werden (siehe Kapitel 9.1.2.2). Bei den eingebrachten, die Kernschicht substituierenden Krafteinleitungen kann das Insert mithilfe der Nähfäden über Durchgangsbohrungen zusätzlich an die Sandwich-Struktur angenäht werden (blau dargestellte Nähfäden).

Bei den vernähten Krafteinleitungen nach dem Konzept Zusammenführen der Deckschichten zeigen die Ergebnisse aus Kapitel 9.1.6, dass bei allen untersuchten Näh-

fadenmaterialien kein Einfluss der beiden unterschiedlichen Nähgeometrien (vgl. Tabelle 8.6) auf die Bruchkraft ermittelt werden kann. Somit liegt kein signifikanter Einfluss der Nähgeometrie auf die Bruchkraft vor. Da jedoch die In-Plane-Eigenschaften von FKV-Strukturen durch Vernähen gesteigert, aber auch reduziert werden können [143], kann eine zusätzliche Vernähung des inneren monolithischen Bereichs der Krafteinleitung nur in Sonderfällen vorteilhaft sein und aufgrund des zusätzlichen Aufwands im Nähprozess in der Regel nicht befürwortet werden.

Tabelle 12.1: Gestaltungsrichtlinien für IDAK-Krafteinleitungskonzepte

Krafteinleitungskonzept	Skizze	
<p>Vernähte aufgebrauchte Krafteinleitung</p>	<p>Draufsicht</p> 	<p>Schnitt A-A</p> 
<p>Vernähte eingebrachte, die Deckschichten durchsetzende Krafteinleitung</p>	<p>Draufsicht</p> 	<p>Schnitt A-A (mit zusätzlicher Bolzenverbindung)</p> 
<p>Vernähte eingebrachte, die Kernschicht substituierende Krafteinleitung</p>	<p>Draufsicht</p> 	<p>Schnitt A-A (mit zusätzlicher Bolzenverbindung)</p> 
<p>Vernähte Krafteinleitung nach dem Konzept Zusammenführen der Deckschichten</p>	<p>Draufsicht</p> 	<p>Schnitt A-A (mit zusätzlicher Bolzenverbindung)</p> 

## 13 Zusammenfassung

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden neuartige, in **Dickenrichtung** **armierte Krafteinleitungen (IDAK)** für FKV-Strukturen in Sandwich-Bauweise entwickelt und untersucht. Diese IDAK-Konzepte zeichnen sich im Vergleich zu Krafteinleitungen, die nach dem Stand der Technik gefertigt sind, durch deutlich verbesserte mechanische Eigenschaften senkrecht zur Plattenebene aus. Diese Neuentwicklung betrifft sowohl die Gestaltung als auch die Herstellung von Krafteinleitungen, die im Bereich der Einleitungsstelle in Dickenrichtung mit Armierungselementen durchsetzt sind. Hierbei werden als Armierungselemente Nähfäden, die mithilfe der industriellen Nähtechnik in die noch nicht mit Harz imprägnierte Sandwich-Struktur eingebracht werden, eingesetzt. Durch die Nähfäden werden die obere Deckschicht, die Kernschicht und die untere Deckschicht kraft- und formschlüssig verbunden. Optional kann das Krafteinleitungselement mithilfe der Nähfäden an die Sandwich-Komponenten angenäht werden. Als Deckschichtmaterial kam ein bidirektionales Glasfasergelege und als Kernwerkstoff ein geschlossenzelliger PVC-Hartschaumstoff zur Anwendung. Anschließend wurden die textilen Deckschichten und die Nähfäden im Harzinfiltrationsverfahren mit dem polymeren Matrixwerkstoff imprägniert, wobei gleichzeitig die stoffschlüssige Anbindung des Kernwerkstoffs mit den Deckschichten erfolgte. Nach abgeschlossener Aushärtung der Sandwich-Struktur stellen die mit dem polymeren Matrixwerkstoff getränkten Nähfäden unidirektionale, faserverstärkte Zug-/Druck-Stäbe innerhalb des Kernwerkstoffs dar, die eine Verstärkung der Krafteinleitungsstelle, des Kernmaterials und der gesamten Sandwich-Struktur bewirken.

Zu Beginn der Arbeit wurden zunächst die charakteristischen Merkmale von konventionellen Krafteinleitungen untersucht. Aufbauend auf diesen Ergebnissen wurden aussichtsreiche IDAK-Konzepte in Form eines morphologischen Kastens erarbeitet und für weitere Untersuchungen ausgewählt. Unter Verwendung der ausgewählten IDAK-Konzepte wurden verschiedene Parameter (wie z. B. Nähfadenmaterialien, Armierungsdichte und Geometrie der Vernähung) untersucht und mit unvernähten Krafteinleitungen in Bezug auf die mechanischen Eigenschaften senkrecht zur Plattenebene verglichen.

Zur Herstellung der IDAK-Konzepte wurden zunächst geeignete Nähparameter an der verwendeten Doppelstepstich-Nähmaschine bestimmt, mit denen Sandwich-Krafteinleitungen mit Polyester-, Glas- und Aramid-Nähfäden in guter bis sehr guter

Qualität vernäht werden können. Eine Vernähung mit Kohlenstoffnähfäden konnte mit der verwendeten Nähmaschine nicht durchgeführt werden, da es aufgrund der hohen Reibung im Nähprozess und der geringen Querszugfestigkeit des Kohlenstoffnähfadens stets zu Fadenbrüchen kam.

Nach dem Nähprozess wurden die Krafteinleitungskonzepte mithilfe der ausgewählten Harzinfiltrationstechnik hergestellt. Hierbei wurde festgestellt, dass durch die Vernähung sowohl die Handhabung der Halbzeuge erleichtert wird als auch eine sehr einfache und genaue Positionierung des Krafteinleitungselementes im Formwerkzeug möglich ist. Weiterhin zeigte sich, dass die Infiltration der vernähten Sandwichstrukturen stets schneller abläuft als die der unvernähten, wodurch die Fertigungszeit reduziert werden kann.

Mithilfe von Zug- und Druckprüfungen senkrecht zur Sandwich-Plattenebene wurde nachgewiesen, dass die Druck- und Zugfestigkeit, die Druck- und Zugsteifigkeit, die transversale Schubfestigkeit, die Schälfestigkeit zwischen Deck- und Kernschicht sowie das Bruchenergieaufnahmevermögen der neuartigen IDAK-Krafteinleitungskonzepte im Vergleich zu den unvernähten Krafteinleitungen deutlich gesteigert werden kann. Darüber hinaus weisen die IDAK-Konzepte durch den erhöhten Widerstand gegen Schälbelastung und durch die „Riss-Stopp-Funktion“ der Nähfäden ein besseres Fail-Safe-Verhalten auf.

Ein halbempirisches Berechnungsmodell wurde für ein vernähtes aufgebrachtes Krafteinleitungskonzept entwickelt, um die Bruchkraft bei Zugbeanspruchung senkrecht zur Sandwich-Plattenebene in Abhängigkeit von der Armierungsdichte abzuschätzen. Die Validierung mit den experimentellen Ergebnissen zeigt hierbei eine sehr gute Übereinstimmung.

Weiterhin wurden mittels der Finite-Elemente-Methode verschiedene vernähte und unvernähte, die Kernschicht substituierende Krafteinleitungen analysiert, womit die experimentell ermittelten Prüfergebnisse qualitativ sowie quantitativ bestätigt wurden. Zudem konnte die Ursache der verbesserten mechanischen Eigenschaften der IDAK-Konzepte im Vergleich zu den unvernähten Krafteinleitungen ermittelt werden. Infolge der Vernähung erfährt die Krafteinleitungsstelle eine örtliche Versteifung, wodurch der Steifigkeitssprung im Bereich zwischen Insert und der Sandwich-Struktur reduziert wird. Diese lokale Steifigkeitssteigerung bewirkt in diesem Übergangsbereich eine Reduzierung der Verzerrungen und Spannungen in den Deck- und Kleb-

schichten sowie im Kern im Vergleich zur unvernähten Krafteinleitungsstelle. Dieser Effekt ist hauptverantwortlich für die verbesserten mechanischen Eigenschaften des IDAK-Konzepts. Die für eine FE-Analyse notwendigen Materialeigenschaften des armierten Kernwerkstoffs wurden mithilfe von entwickelten mikromechanischen Modellen abgeschätzt.

Für die neuartigen IDAK-Krafteinleitungskonzepte wurden mit allen Ergebnissen entlang der Wertschöpfungskette Verarbeitungs- und Gestaltungsrichtlinien aufgestellt. Das im Rahmen der Arbeit entwickelte Armierungsverfahren für Sandwich-Krafteinleitungen kann hierbei problemlos in existierende Preform-/LCM-Prozessketten integriert werden. Dadurch kann diese Möglichkeit der Krafteinleitungsgestaltung schnell und einfach auf bereits vorhandene oder neue Strukturbauteile aus Faser-Kunststoff-Verbund in Sandwich-Bauweise angewendet werden.

Im Hinblick auf die in der vorliegenden Arbeit erzielten, durchweg positiven Ergebnisse erscheinen weiterführende Forschungs- und Entwicklungsaufgaben auf dem Gebiet „Strukturelles Vernähen von Sandwich-Krafteinleitungen“ sinnvoll. Ziel dieser Aufgaben sollte sein, analytische oder numerische Berechnungsmethoden für vernähte Krafteinleitungen zu entwickeln, um diese lokalen Bereiche von Sandwich-Strukturen hinreichend genau auslegen zu können. Diese Berechnungswerkzeuge sollten in der Lage sein, verschiedene Verarbeitungs- und Werkstoffparameter (z. B. Ort und Geometrie der Verschlingung von Ober- und Unterfaden, Festigkeitsdegradation eingebrachter Nähfäden, Sandwich-Aufbau, Deckschicht-, Kern- und Nähfadennmaterial) zu berücksichtigen, um diese Einflüsse auf das Steifigkeits- und Festigkeitsverhalten von vernähten Krafteinleitungen bei der Auslegung einkalkulieren zu können.

Weiterhin besteht Bedarf an neuartigen Krafteinleitungselementen, die an die beanspruchungs-, verarbeitungs- und werkstoffspezifischen Anforderungen der IDAK-Krafteinleitungen angepasst sind.

Da die mechanischen Eigenschaften und das Gewicht der Armierung unter anderem vom Nähfadenvolumengehalt beeinflusst werden, sollte das Ziel weiterer Untersuchungen sein, diesen zu steigern. Der Nähfadenvolumengehalt ist sowohl vom Werkstoffverhalten und vom Porendurchmesser des polymeren Hartschaumstoffs als auch von den Nähprozessbedingungen und vom Stichtyp abhängig, sodass es sich emp-

fiehlt, einerseits homogene Hartschaumstoffe mit einem geringen mittleren Zelldurchmesser und andererseits eine neue Nähtechnologie zu entwickeln. Dadurch sollte der durch die Nähnaedel entstehende Durchmesser des Durchgangslochs im Hartschaumstoff bei konstanter Querschnittsfläche der eingebrachten Nähfäden reduziert und demzufolge der Nähfadenvolumengehalt der Armierung gesteigert werden können.

Damit diese Armierungstechnik wirtschaftlich eingesetzt werden kann, muss auf der Fertigungsseite die Möglichkeit geschaffen werden, die Kraefteinleitungsstellen im Nähprozess automatisiert zu positionieren und zu vernähen. In Bild 13.1 ist exemplarisch ein möglicher Automatisierungsprozess zur Vernähung von aufgetragenen Kraefteinleitungen für ebene Sandwich-Strukturen unter Verwendung einer Portalnähmaschine dargestellt. Hierbei können die Onserts automatisch aus einem Magazin entnommen und dem Onsertpositionierer zugeführt werden. Anschließend erfolgt die Positionierung des Onserts durch das Handhabungsgerät und dessen Annähen an die Sandwich-Struktur mithilfe der Nähmaschine.

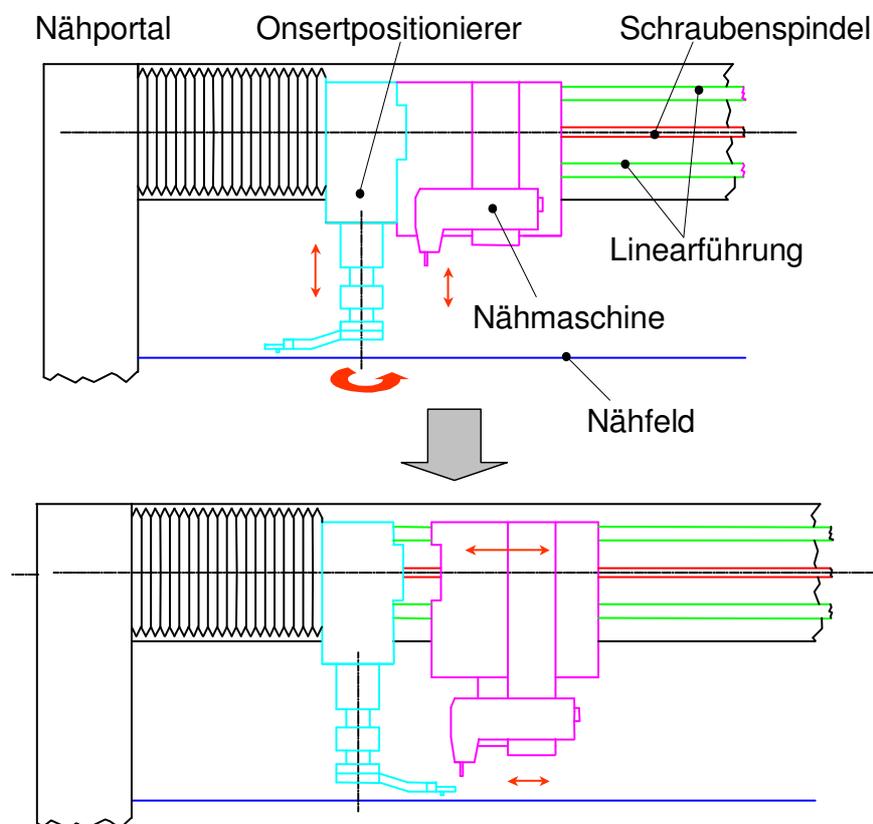


Bild 13.1: Möglicher Automatisierungsprozess zur Vernähung von aufgetragenen Kraefteinleitungselementen (Onserts) auf ebene Sandwich-Strukturen

## Literaturverzeichnis

- [1] Zenkert, D. (Editor): An Introduction to Sandwich Construction. Stockholm, Schweden: Department of Lightweight Structures, Royal Institute of Technology, 1993
- [2] DIAB: Transportmittel-D-10.00-06/01
- [3] Nachtigall, W.: Bau-Bionik Natur – Analogien – Technik. Berlin, Heidelberg, New York: Springer-Verlag, 2003
- [4] Nachtigall, W.; Blüchel, K. G.: Das große Buch der Bionik – Neue Technologien nach dem Vorbild der Natur. Stuttgart, München: Deutsche Verlags-Anstalt, 2000
- [5] Zenkert, D. (Editor): The Handbook of Sandwich Construction. London, United Kingdom: Engineering Materials Advisory Services Ltd., 1997
- [6] Allen, H. G.: The Story of Sandwich Construction. Proceedings of the 1<sup>st</sup> Core Conference, Zurich (Switzerland), 20<sup>th</sup> - 21<sup>st</sup> October, 1988. o. O.: o. V., 1988, S. 1-24
- [7] Plantema, F. J.: Sandwich Construction. New York, New York, USA: John Wiley & Sons, 1966
- [8] Vinson, J. R.: The Behaviour of Sandwich Structures of Isotropic and Composite Materials. Lancaster, Pennsylvania, USA: Technomic Publishing Company, Inc., 1999
- [9] Blödorn, J.: Bauweisen und Werkstoffe im Automobilbau unter besonderer Berücksichtigung der Anforderungen an Sicherheit, Ökonomie und Umweltbelastung. Schwarzenbeck: Verlag Dr. Rüdiger Martinss, 1986
- [10] Baltek<sup>®</sup>: Produktkatalog
- [11] Degussa, Röhm GmbH & Co. KG: Daten CD - ROHACELL<sup>®</sup> The Core for Sandwich Solutions, Juli 2004
- [12] DIAB: Information Resource (CD-ROM). Version 4.2. March 2004
- [13] Maier, M.; Himmel, N.: Verbundwerkstoffbauweisen. Vorlesungsbegleitendes Skript (SS 2000), Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Universität Kaiserslautern, 2000
- [14] Roth, M. A.; Stadtfeld, H. C.: Entwicklung eines Robotersystems für die Computertomografie- oder Magnetresonanztomografie-gestützte Intervention. IVW-Bericht 02-008, Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Universität Kaiserslautern, 2002
- [15] N.N.: Innovation: An Ultra-Strong Indoor-Kart Chassis, Composites International, JEC Publications, n° 48, 11-2001, S. 20-21
- [16] Kepler, J.: Partial Inserts in Sandwich Panels with thin Face-Sheets. In: Bäcklund, J.; Zenkert, D.; Aström, B. T. (Ed.): Proceedings of the 2<sup>nd</sup> North European Engineering and Science Conference, subtitled Composites and Sandwich Structures', Stockholm, Sweden, 22<sup>nd</sup> - 23<sup>rd</sup> October 1997. Cradley Heath (UK): Engineering Materials Advisory Services Ltd, 1997, S. 205-216

- [17] Burchardt, C.: Fatigue of Sandwich Structures with Inserts. *Composite Structures*, Vol. 40, No. 3-4, 1998, S. 201-211
- [18] Mattheck, C.: *Design in der Natur – Der Baum als Lehrmeister*. 3. Auflage, Freiburg im Breisgau: Rombach GmbH Druck- und Verlagshaus, 1997
- [19] Roth, M. A.; Himmel, N.: Konstruktion, Auslegung und Prüfung von Krafteinleitungen in Faser-Kunststoff-Verbund-Sandwichstrukturen. In: Arbeitsgemeinschaft Verstärkte Kunststoffe – Technische Vereinigung e.V. (Hrsg.): 5. Internationale AVK-TV Tagung, Baden-Baden, 17. - 18. September, 2002. o. O.: o. V., 2002, S. C 2-1 bis C 2-11
- [20] Roth, M. A.; Himmel, N.; Johannes, M.; Cuervo Pinera, V.: Entwicklung von in Dickenrichtung armierten Krafteinleitungen für Sandwich-Strukturen aus Faser-Kunststoff-Verbund. *Konstruktion – Zeitschrift für Produktentwicklung und Ingenieur-Werkstoffe*, Springer-VDI-Verlag, 5-2005, S. 81-85
- [21] Thomsen, O. T.: Sandwich Plates with ‚through-the-thickness‘ and ‚fully potted‘ Inserts: evaluation of differences in structural performance. *Composite Structures*, Vol. 40, No. 2, 1998, S. 159-174
- [22] Kress, G.; Naeff, P.; Niedermeier, M.; Ermanni, P.: *Onsert Strength Design*. 2004
- [23] Kress, G.; Fritsche, D.; Ermanni, P.: *Failure Criteria and Onsert Shape Optimization*. 2004
- [24] Found, M. S.; Robinson, A. M.; Carruthers, J. J.: The Influence of FRP Inserts on the Energy Absorption of a foam-cored Sandwich Panel. *Composite Structures*, Vol. 38, No. 1-4, 1997, S. 373-381
- [25] United States Patent US 005736222 A. Childress, J. J., Pr: 10<sup>th</sup> August 1999
- [26] Stoll, F.; Banerjee, R.; Campbell, S.; Day, S.: *Manufacture of Fiber-Reinforced-Foam Composite Sandwich Structures*. Presentation for the American Society of Composites 16<sup>th</sup> Annual Technical Conference, Web-Core Technologies, Inc., Dayton, Ohio, 2001
- [27] Stanley, L. E.; Adams, D. O.: *Development and Evaluation of Stitched Sandwich Panels*. NASA, 2001
- [28] Schutzrecht DE 203 14 187 U1. Roth, M. A., Pr.: AT 08. September 2003
- [29] Schutzrecht DE 103 42 183 A1. Roth, M. A., Pr.: AT 08. September 2003
- [30] Schutzrecht WO 2005/023526 A1. Roth, M. A., Pr.: AT 08. September 2003
- [31] Stamm, K.; Witte, H.: *Sandwichkonstruktionen – Berechnung, Fertigung, Ausführung*. Wien, Österreich: Springer-Verlag, 1974
- [32] Norm DIN 53 290: *Prüfung von Kernverbunden – Begriffe*. Hrsg. Deutsches Institut für Normung e. V.. Berlin: Beuth Verlag GmbH, 1982
- [33] Holloway, L.: *Handbook of Polymer Composites for Engineers*. Cambridge, England: Woodhead Publishing Ltd., 1994
- [34] Wiedemann, J.: *Leichtbau, Band 1: Elemente*. 2. Auflage, Berlin, Heidelberg, New York: Springer Verlag, 1996

- [35] Noury, P.; Echtermeyer, A. T.; Hayman, B.: Sandwich Failure Criteria for Design Guideline. In: Meyer-Piening, H.-R.; Zenkert, D. (Ed.): Sandwich Constructions 5. Proceedings of the 5<sup>th</sup> International Conference on Sandwich Constructions, Zurich, Switzerland, 5<sup>th</sup> - 7<sup>th</sup> September, 2000. Cradley Heath, United Kingdom: Engineering Materials Advisory Services Ltd, 2000, S. 401-411
- [36] Rammerstorfer, F. G.: Repetitorium Leichtbau. Wien, München: R. Oldenburg Verlag, 1992
- [37] Dreher, G.: Stability failure of sandwich structures. In: Weissman-Berman, D.; Olsson, K.-A. (Ed.): Sandwich Constructions 2. Proceedings of the 2<sup>nd</sup> International Conference on Sandwich Constructions, Stockholm, Sweden, 9<sup>th</sup> - 12<sup>th</sup> March, 1992. Cradley Heath, United Kingdom: Engineering Materials Advisory Services Ltd, 1992, S. 629-643
- [38] Eckold, G.: Design and Manufacture of Composite Structures. Cambridge, England: Woodhead Publishing Ltd., 1994
- [39] Wiedemann, J.: Leichtbau, Band 2: Konstruktion. Berlin, Heidelberg, New York: Springer Verlag, 1989
- [40] Zenkert, D.; Groth, H. L.: The Influence of flawed Butt-Joints in Foam Core Sandwich Beams. In: Olsson, K.-A.; Reichard, R. P. (Ed.): Sandwich Constructions 1. Proceedings of the 1<sup>st</sup> International Conference on Sandwich Constructions, Stockholm, Sweden, 19<sup>th</sup> - 21<sup>st</sup> June, 1989. Cradley Heath, United Kingdom: Engineering Materials Advisory Services Ltd, 1989, S. 363-381
- [41] Wolf, K.; Frese, J.; Koletzko, W.: Damage-Tolerant Design of FRP Sandwich Structures – A European Research Project. In: Allen, H. G. (Ed.): Sandwich Constructions 3. Proceedings of the 3<sup>rd</sup> International Conference on Sandwich Constructions, Southampton, England, 12<sup>th</sup> - 15<sup>th</sup> September, 1995. Cradley Heath, United Kingdom: Engineering Materials Advisory Services Ltd, 1995, S. 677-687
- [42] Allen, H. G.: Analysis and Design of Structural Panels. London, United Kingdom: Pergamon Press Ltd., 1969
- [43] Schürmann, H.: Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden. Berlin Heidelberg New York: Springer-Verlag, 2005. ISBN 3-540-40283-7
- [44] Flemming, M.; Ziegmann, G.; Roth, S.: Faserverbundbauweisen – Fasern und Matrix. Berlin Heidelberg: Springer-Verlag, 1995
- [45] Roth, M. A.; Himmel, N.; Stöven, T.; Heißler, U.; Mitschang, P.: Funktioneller Leichtbau bei stoßbelasteten Sandwich-Strukturen. In: Neitzel, M. (Ed.): IVW-Kolloquium 2000, Kaiserslautern, 2000. Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, 2000, S. 177-182
- [46] Glenn, T. A.; Chen, J.; Sherwood, J. A.: Carbon/ Glass Hybridization: Another Degree of Design Freedom for Composite Structures. SAMPE Journal, Vol. 34, No. 3, 1998, S. 22-31
- [47] Flemming, M.; Ziegmann, G.; Roth, S.: Faserverbundbauweisen – Fertigungsverfahren mit duroplastischer Matrix. Berlin Heidelberg: Springer-Verlag, 1999

- [48] Friedrich, K.: Einführung in die Verbundwerkstoffe. Vorlesungsskript, Universität Kaiserslautern, 2000
- [49] Richtlinie VDI 2014: Entwicklung von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbund – Berechnung. Hrsg. Verein Deutscher Ingenieure. Berlin: Beuth Verlag GmbH, April 1997
- [50] Stellbrink, K. K. U.: Micromechanics of Composites. München: Carl Hanser Verlag, 1996
- [51] Schürmann, H.: Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden I + II. Vorlesungsbegleitendes Skript, Fachgebiet Konstruktiver Leichtbau und Bauweisen, Technische Universität Darmstadt, 1997/98
- [52] Knaust, U.: Zur Analyse und Optimierung von Faserverbund-Leichtbauteilen. Fortschrittsbericht VDI Reihe 20 Nr. 11. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1989
- [53] Puck, A.: Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten – Modelle für die Praxis. München, Wien: Carl Hanser Verlag, 1996
- [54] Becker, W.; Gross, D.: Mechanik elastischer Körper und Strukturen. Berlin, Heidelberg: Springer Verlag, 2002, ISBN 3-540-43511-5
- [55] Tsai, S. W.; Wu, E. M.: A general Theory of Strength for anisotropic Materials. Journal of Composite Materials, vol. 5 (1971), No. 1, S. 58-80
- [56] Pflug, J.; Vangrind, B.; Verpoest, I.; Bratfish, P.; Vandepitte, D.: Honeycomb Core Materials: New Concepts for Continuous Production. SAMPE Journal, Vol. 39, No. 6, 2003, S. 22-30
- [57] Roth, M. A.; Stöven, T.; Himmel, N.; Mitschang, P.: Funktioneller Leichtbau – Entwicklung stoßbelasteter Sandwich-Strukturen. Konstruktion – Zeitschrift für Produktentwicklung, Springer Verlag, 6-2001, S. 72-73
- [58] Corden, J. L.: Manufacture of Honeycomb Core. Proceedings of the 1<sup>st</sup> Core Conference, Zurich (Switzerland), 20<sup>th</sup> - 21<sup>st</sup> October, 1988. o. O.: o. V., 1988, S. 1-8
- [59] Bergmann, H. W.: Konstruktionsgrundlagen für Faserverbundbauteile. Berlin, Heidelberg, New York: Springer Verlag, 1992
- [60] Rudd, C. D.; Long, A. C.; Kendall, K. N.; Mangin, C. G. E.: Liquid Moulding Technologies. Cambridge, England: Woodhead Publishing Ltd., 1997
- [61] Eilers, P.; Funck, R.; Himmel, N.; Johannemann, G.; Kuhn, S.; Roth, M. A.; Schubert, M.; Steffens, M.; Stenz, P.: Innovative Fibre Reinforced Plastic Rolls in Ultra-Light Weight Sandwich Construction. Proceedings of the Materials Week - International Congress on Advanced Materials, München, 2002
- [62] Crutchlow, Rick: Changing from open to closed Moulding. Reinforced plastics, Vol. 48, Number 8
- [63] Neitzel, M.; Breuer, U. P.: Die Verarbeitungstechnik der Faser-Kunststoff-Verbunde. München, Wien: Carl Hanser Verlag, 1997
- [64] Reuterlöv, S.: Grooved Core Materials Aid Resin Infusion: Influence on Mechanical Properties. SAMPE Journal, Vol. 39, No. 6 (2003), S. 57-64

- [65] Reuterlöv, S.: Sandwich Structures and Resin Infusion – The Ideal Approach?. JEC Composites, No. 2 (2003), S. 71-73
- [66] Roth, M. A.; Himmel, N.; Mitschang, P.; Stöven, T.: Funktioneller Leichtbau bei stoßbelasteten Sandwich-Strukturen am Beispiel einer Indoor-Kart-Bodenplatte. In: Arbeitsgemeinschaft Verstärkte Kunststoffe – Technische Vereinigung e. V. (Hrsg.): 4. Internationale AVK-TV Tagung, Baden-Baden, 11. - 12. Oktober, 2001. o. O: o. V., 2001, S. A 5-1 bis A 5-12
- [67] Weimer, C.: Zur nähtechnischen Konfektion von textilen Verstärkungsstrukturen für Faser-Kunststoff-Verbunde. Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, IVW-Schriftenreihe, Bd. 31, 2002. Zugl. Diss. Universität Kaiserslautern, FB Maschinenbau und Verfahrenstechnik, 2002
- [68] N.N.: Weiterentwickelt: Textilmaschinen für technische Textilien. Maschen-Industrie (12) 2001, S. 20-22
- [69] Rödel, H.: Analyse des Standes der Konfektionstechnik in Praxis und Forschung sowie Beiträge zur Prozessmodellierung. Aachen: Shaker Verlag, 1996. Zugl. Diss. Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, Fakultät Maschinenwesen, 1996
- [70] Molnar, P.; Ogale, A.; Mitschang, P.: Incorporation of Functional Elements into the Fibre Reinforced Polymer Structure by Means of Tailoring Technology. Proceedings of the Reinforced Plastics 2004 International Balaton Conference, Hungary, 2004
- [71] Moll, K.-U.: Nähverfahren zur Herstellung von belastungsgerechten Fügezonen in Faserverbundwerkstoffen. Aachen: Shaker Verlag GmbH, 1999. ISBN 3-8265-6765-X. Zugl. Diss. Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, Fakultät Maschinenwesen, 1999
- [72] Schutzrecht DE 19834772 C2. Mitschang, P., Pr.: 1. August 1998
- [73] Wulfhorst, B.: Textile Fertigungsverfahren: Eine Einführung. München, Wien: Carl Hanser Verlag, 1998
- [74] Mitschang, P.; Weimer, C.: Entwicklung und Anwendung der Nähtechnik im Bereich der Faser-Kunststoff-Verbunde. Denkendorfer Kolloquien – Konfektion technischer Textilien, iTV Denkendorf, Denkendorf, 8. - 9. November 2000, S. 1-10
- [75] Rödel, H.; Herzberg, C.; Krzywinski: Konfektionstechnische Fertigung textiler Preforms am Beispiel von CF-PEEK-Hochleistungsrotoren. Denkendorfer Kolloquien – Konfektion technischer Textilien, iTV Denkendorf, Denkendorf, 3. - 4. März 2004, S. 1-10
- [76] Schutzrecht DE 19628388 A1. Gliesche, K.; Feltin, D.; Rothe, H., Pr: 15. Januar 1998
- [77] Weimer, C.; Preller, T.; Mitschang, P.; Drechsler, K.: Approach to net-shape Preforming using Textile Technologies. Part I. Edges. Composites, Part A 31, 2000, S. 1261-1268
- [78] Weimer, C.; Preller, T.; Mitschang, P.; Drechsler, K.: Approach to net-shape Preforming using Textile Technologies. Part II. Holes. Composites, Part A 31, 2000, S. 1269-1277

- [79] Schneider, M.; Weimer, C.; Hägle, F.; Böttcher, H.-H.: Automatisierte Preform-RTM-Fertigung. *Kunststoffe*, Heft 6 (2003), S. 40-43
- [80] Geßler, A.: Anwendung der Nähtechnik bei der Fertigung von Faserverbundbauteilen. *Denkendorfer Kolloquien – Konfektion technischer Textilien*, iTV Denkendorf, Denkendorf, 3. - 4. März 2004, S. 1-12
- [81] Pelstring, R. M.; Madan, R. C.: Stitching to improve Damage Tolerance of Composites. 34<sup>th</sup> International SAMPE Symposium, May 8-11, 1989
- [82] Sickinger, C.; Herrmann, A.: Structural Stitching as a Method to Design High-Performance Composite in Future. 11. Internationales TECHTEXTIL-Symposium, Frankfurt, 23. - 26. April 2001, Block 501
- [83] Roth, Y. C.; Himmel, N.: Stitched Non-Crimp Fabric Laminates: From Manufacturing to In-Plane Properties, ICCM-14, San Diego, California, 2003
- [84] Klopp, K.; Gries, T.: Maßgeschneiderte Verstärkungstextilien. *Kunststoffe*, Heft 6 (2003), S. 46-50
- [85] United States Patent US 006051089 A. Palmer, R. J.; Sarh, B., Pr.: 18<sup>th</sup> April 2000
- [86] International Patent WO 03/031178 A1. Bannister, M. K.; Paton, R. J., Pr.: 17<sup>th</sup> April 2003
- [87] United States Patent US 20020153084 A1. Johnson, D. W.; Garrett, S. A.; Hook, J. M.; Moyers, S. G., Pr.: 24<sup>th</sup> October 2002
- [88] Johnson, A. F.; Sims, G. D.; Ajibade, F.: Performance Analysis of Web-Core Composite Sandwich Panels. *Composites*, Vol. 21, No. 4, 1990, S. 319-324
- [89] United States Patent US 20020144767 A1. Johnson, D. W.; Hook, J. M.; Garrett, S. A.; Moyers, S. G., Pr.: 10<sup>th</sup> October 2002
- [90] United States Patent US 005733404 A. Freitas, G. A.; Boyce, J. S.; Magee, C., Pr.: 31<sup>st</sup> March 1995
- [91] International Patent WO 95/11797. Freitas, G. A.; Boyce, J. S.; Magee, C., Pr.: 4<sup>th</sup> May 1995
- [92] United States Patent US 005741574 A. Boyce, J. S.; Freitas, G. A.; Campbell, T. G., Pr.: 21<sup>st</sup> April 1998
- [93] United States Patent US 005935680 A. Childress, J. J., Pr.: 10<sup>th</sup> August 1999
- [94] United States Patent US 005958550 A. Childress, J. J., Pr.: 28<sup>th</sup> September 1999
- [95] United States Patent US 006027798 A. Childress, J. J., Pr.: 22<sup>nd</sup> February 1999
- [96] United States Patent US 005869165 A. Rorabaugh, M. E.; Falcone, A., Pr.: 9<sup>th</sup> February 1999
- [97] Carstensen, Th.; Courmoyer, D.; Kunkel, E.; Magee, C.: X-Cor<sup>TM</sup> Advanced Sandwich Core Material. Sikorsky Aircraft / Aztex, Inc.
- [98] Vaidya, U. K.; Kamath, M. V.; Mahfuz, H.; Jeelani, S.: Manufacturing and Low Velocity Impact Response of Innovative Sandwich Composites. *Proceedings of the 29<sup>th</sup> International SAMPE Technical Conference*, Orlando: 1997, S. 713-724

- [99] Vaidya, U. K.; Palazotto, A. N.; Gummadi, L. N. B.: Low Velocity Impact and Compression-After-Impact Response of Z-Pin Reinforced Core Sandwich Composites. Transaction of American Society of Mechanical Engineers, Journal of Engineering and Technology, Vol. 122, 2000, S. 434-442
- [100] Palazotto, A. N., Gummadi, L. N. B., Vaidya, U. K., Herup, E. J.: Low Velocity Impact Damage Characteristics of Z-Fiber Reinforced Sandwich Panels – An Experimental Study. Composite structures, Vol. 43, 1999, S. 275-288
- [101] Endres, G.: Neue Kernwerkstoffe für strukturelle Kernwerkstoffe im Flugzeugbau. Diplomarbeit, Fachbereich Materialwissenschaften, Fakultät für angewandte Naturwissenschaft, Universität Bayreuth, 2004
- [102] International Patent WO 01/47706 A1. Day, S.; Hutcheson, D.; M., Campbell, G. S., Pr.: 5<sup>th</sup> July 2001
- [103] Stoll, F.; Banerjee, R.: Measurement and Analysis of Fiber-Composite-Reinforced-Foam Sandwich Core Material Properties. Proceedings of the 46<sup>th</sup> International SAMPE Symposium, Long Beach, California, 2001. o. O.: o. V., 2001, S. 1938-1946
- [104] Hutcheson, D.; Sheppard, M.: Sandwich Panel Performance Optimized with 3-D Fiber-Reinforced Core Architectures. SAMPE Journal, Vol. 39, No. 6, 2003, S. 68-75
- [105] Aimmanee, S.; Vinson, J. R.: Analysis and Optimization of Foam-Reinforced Web Core Composite Sandwich Panels under in plane Compressive Loads. Journal of Sandwich Structures and Materials, Vol. 4, 2002, S. 115-139
- [106] International Patent WO 03/031159. Benson, R. A.; Sheahen, P. D.; Bersuch, L. R., Pr.: 17<sup>th</sup> April 2003
- [107] Sigle, C.: Ein Beitrag zur kostenoptimierten Herstellung von großflächigen Hochleistungsverbundbauteilen. Dissertation, TU Braunschweig, 1998
- [108] Thurm, T: Anwendungsgebiete der Einseitennähtechnik. Denkendorfer Kolloquien – Konfektion technischer Textilien, iTV Denkendorf, Denkendorf, 3. - 4. März 2004, S. 1-10
- [109] Norm DIN 61400: Nähstichtypen. Hrsg. Deutsches Institut für Normung. Berlin: Beuth Verlag GmbH
- [110] Eberle, H.; Hermeling, H.; Hornberger, M.; Menzer, D.; Ring, W.: Fachwissen Bekleidung. 2. Auflage Haan-Gruiten: Verlag Europa-Lehrmittel, Nourney, Vollmer GmbH & Co., 1991
- [111] Stanley, L. E.; Adams, D. O.: Evaluation of Stitched Composite Sandwich Panels und Interlaminar Loading. American Society for Composites, Blacksburg, USA, September, 2001
- [112] Stanley, L. E.; Adams, D. O.: Damage Tolerance of Stitched Composite Sandwich Structures. 46<sup>th</sup> International SAMPE Symposium, Long Beach, USA, May, 2001
- [113] Stanley, L. E.; Gharpure, S. S.; Adams, D. O.: Mechanical Property Evaluation of Stitched Composite Sandwich Structures. 45<sup>th</sup> International SAMPE Symposium, Long Beach, USA, May, 2000

- [114] European Space Agency: ESA PSS-03-203 Issue 1, Structural Materials Handbook, Volume 1: Polymer Composites. Noordwijk, Niederlande: ESA Publications Division, 1994
- [115] Roth, M. A.; Breitel, J.; Stöven, T.: Funktioneller Leichtbau bei stoßbelasteten Sandwich-Strukturen. IVW-Bericht 02-001, Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Universität Kaiserslautern, 2002
- [116] Microsoft®: Microsoft Excel 2000, Microsoft Excel-Hilfe, Version 9.0
- [117] Koch, S.; Starlinger, A.: Joining Sandwich Composites to Metallic Structures: A Comparison between Riveting and Elastic Bonding. In: Meyer-Piening, H.-R.; Zenkert, D. (Ed.): Sandwich Constructions 5. Proceedings of the 5<sup>th</sup> International Conference on Sandwich Constructions, Zurich, Switzerland, 5<sup>th</sup> - 7<sup>th</sup> September, 2000. Cradley Heath, United Kingdom: Engineering Materials Advisory Services Ltd, 2000, S. 373-386
- [118] Thomsen, O. T.; Rits, W.: Analysis and Design of Sandwich Plates with Inserts – A High-Order Sandwich Plate Theory Approach. Composites, Part B, 1998, S. 795-807
- [119] Thomsen, O. T.: Localised Bending Effects in Sandwich Plates with Inserts: High Order Approach for Analysis and Design. In: Bäcklund, J.; Zenkert, D.; Aström, B. T (Ed.): Proceedings of the 2<sup>nd</sup> North European Engineering and Science Conference, subtitled Composites and Sandwich Structures, Stockholm, Sweden, 22<sup>nd</sup> - 23<sup>rd</sup> October 1997
- [120] Kristensen, K. B.: Stress Singularities in Sandwich Structures. In: Allen, H. G. (Ed.): Sandwich Constructions 3. Proceedings of the 3<sup>rd</sup> International Conference on Sandwich Constructions, Southampton, England, 12<sup>th</sup> - 15<sup>th</sup> September 1995. Cradley Heath, United Kingdom: Engineering Materials Advisory Services Ltd, 1995, S. 185 - 194
- [121] Korch, A.; Ludwig, R.: Herstellung von FVK-Sandwichbauteilen in automatisierter Serienfertigung. In: SAMPE Deutschland e. V. (Hrsg.): 10. Nationales Symposium SAMPE Deutschland e. V. „Impulse für die Faserverbundtechnologie“, Dresden, 12. und 13. Februar 2004, S. 1-13
- [122] Roth, M. A.; Himmel, N.; Stöven, T.; Mitschang, P.: Entwicklung eines innovativen Fahrzeug-Chassis für den Kart-Rennsport in Faser-Kunststoff-Verbund-Sandwich-Bauweise. In: Huber, O.; Bicker, M. (Hrsg.): 1. Landshuter Leichtbaukolloquium, Landshut, 19. und 20. Februar 2003. o. O.: o. V., 2003, S. 125-136
- [123] Thompson, R. W.; Matthews, F. L.; O'Rourke, B. P.: Load Attachment for Honeycomb Panels in Racing Cars. Materials & Design, Vol. 16, No. 3, S. 131-150
- [124] Schutzrecht DE 10002281 A1. Müller, R.; Heescher, A., Pr.: 20. Januar 2000
- [125] Nowacki, J.; Roth, M. A.; Giehl, S.: Machbarkeitsstudie zur Herstellung von einfachen Sandwichstrukturen. IVW-Bericht 01-011, Kaiserslautern: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Universität Kaiserslautern, 2001
- [126] G. M. Pfaff AG: Pfaff 3574-2/02 Betriebsanleitung. Troisdorf: HAAS-Publikationen GmbH, 1996

- [127] Gaugler & Lutz oHG: Produktkatalog. Aalen: Wahl-Druck GmbH
- [128] Gibson, L. J.; Ashby, M. F.: Cellular Solids: Structure & Properties. Oxford: Pergamon Press plc, 1988
- [129] Koch, P.-A. (Hrsg.): Großes Textil-Lexikon: Fachlexikon für das gesamte Textilwesen. Bd. 2: N-Z. Stuttgart: Deutsche Verlags-Anstalt, 1966
- [130] Norm DIN EN ISO 2060: Textilien – Garne von Aufmachungseinheiten – Bestimmung der Feinheit (Masse je Längeneinheit) durch Strangverfahren. Hrsg. Deutsches Institut für Normung e. V.. Berlin: Beuth Verlag GmbH, 1995
- [131] Norm DIN EN ISO 2062: Textilien – Garne von Aufmachungseinheiten – Bestimmung der Höchstzugkraft und Höchstzugkraftdehnung von Garnabschnitten. Hrsg. Deutsches Institut für Normung e. V.. Berlin: Beuth Verlag GmbH, 1995
- [132] Hans Schmidt & Co GmbH, Schmidt Control Instruments: Zugspannungsmesser DTM 500, Betriebsanleitung – Firmenschrift
- [133] Bronstein, I. N.; Semendjajew, K. A.; Grosche, G. (Hrsg.); Ziegler, V. (Hrsg.); Ziegler, D. (Hrsg.): Taschenbuch der Mathematik. 25. Auflage, Stuttgart, Leipzig: B. G. Teubner Verlagsgesellschaft, 1991
- [134] Tong, L.; Mouritz, A. P.; Bannister, M. K.: 3D Fibre Reinforced Polymer Composites. Kidlington, Oxford, UK: Elsevier Science Ltd, 2002. ISBN: 0-08-043938-1
- [135] Norm DIN 53 292: Prüfung von Kernverbunden – Zugversuch senkrecht zur Deckschichtebene. Hrsg. Deutsches Institut für Normung e. V.. Berlin: Beuth Verlag GmbH, 1982
- [136] Norm DIN 53 291: Prüfung von Kernverbunden – Druckversuch senkrecht zur Deckschichtebene. Hrsg. Deutsches Institut für Normung e. V.. Berlin: Beuth Verlag GmbH, 1982
- [137] Norm DIN 53 293: Prüfung von Kernverbunden – Biegeversuch. Hrsg. Deutsches Institut für Normung e. V.. Berlin: Beuth Verlag GmbH, 1982
- [138] Cantwell, W. J.; Scudamore, R.; Davies, P.; Ferrer, J.-B.: New Test Methods for Characterising Skin-Core Debonding in Composite Sandwich Structures. Proceedings of the ICCM-11, Gold Coast, Australia, 1997, S. V-905 - V-913
- [139] Cantwell, W. J.; Davies, P.: A Test Technique for Assessing Core-Skin Adhesion in Composite Sandwich Structures. Journal of Materials Science Letters, Vol. 13, 1994, S. 203-205
- [140] Withney, J. M.; McCullough, R. L.: Micromechanical Materials Modelling Volume 2. Lancaster, Pennsylvania (U.S.A.): Technomic Publishing Company, Inc., 1990
- [141] Conen, H.: Deformation und Versagen von GFK-Strangschlaufen. Kunststoffe, Band 56, Heft 9, 1966, S. 629-631
- [142] Wörndle, R.; Daschner, B.: Rechnerische Untersuchung von zug- und druckbelasteten FVW-Strangschlaufen. Zeitung für Flugwissenschaft und Welt-raumforschung, Band 4, Heft 1, 1980, S. 38-47

- [143] Mouritz, A. P.; Cox, B. N.: A Mechanistic Approach to the Properties of Stitched Laminates. *Composites: Part A* 31 (2000), S. 1-27
- [144] Mouritz, A. P.; Leong, K. H.; Herszberg, I.: A Review of the Effect of Stitching on the In-Plane Properties of Fibre-Reinforced Polymer Composites. *Composites: Part A* 28A (1997), S. 979-991
- [145] Karlsson, K. F.; Aström, B. T.: On Load Introduction in Thermoplastic-based Sandwich Components.
- [146] Bighead Bonding Fasteners Ltd.: *The Bighead Book of Brainwaves*. 3. Auflage: Portswood Colour Press Ltd., 2000
- [147] Richtlinie VDI 2229: Metallkleben – Hinweise für Konstruktion und Fertigung. Hrsg. Verein Deutscher Ingenieure. Berlin: Beuth Verlag GmbH, Juni 1979
- [148] Habenicht, G.: *Kleben: Grundlagen, Technologie, Anwendung*. 2. Auflage, Springer-Verlag, 1990
- [149] Richtlinie VDI 2230: Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubenverbindungen – Zylindrische Einschraubenverbindungen. Hrsg. Verein Deutscher Ingenieure. Berlin: Beuth Verlag GmbH, Juli 1986
- [150] Richtlinie VDI 3822: Schadensanalyse – Grundlagen, Begriffe und Definitionen, Ablauf einer Schadensanalyse. Hrsg. Verein Deutscher Ingenieure. Berlin: Beuth Verlag GmbH, Februar 1984
- [151] Amann & Söhne GmbH & Co. KG: *Focus Sewing and Embroidery Threads - 1 Basics*. Bönningheim: Amann & Söhne GmbH & Co. KG
- [152] Franz, D.: *Statistik: Eine Einführung in die Wahrscheinlichkeitsrechnung, Qualitätskontrolle und Zuverlässigkeit für Techniker und Ingenieure*. Heidelberg: Hüthig Buch Verlag GmbH, 1991
- [153] Scheffler, E.: *Einführung in die Praxis der statistischen Versuchsplanung*. 2. Auflage, Leipzig: Deutscher Verlag für Kunststoffindustrie, 1974
- [154] Kleppmann, W.: *Taschenbuch Versuchsplanung – Produkte und Prozesse optimieren*. 2. Auflage, München Wien: Carl Hanser Verlag, 2001
- [155] Swanson Analysis Systems, Inc.: *ANSYS Release 8.0 Dokumentation*. Houston Texas: 2004
- [156] Wang, E.; Nelson, T.: Reliable FE-Modelling with ANSYS. In: NAFEMS (Hrsg.): *Proceedings of the Validation of FEM Analyses – Models and Results*, Wiesbaden, 13 - 14 November 2002, S. 1-16
- [157] Müller, G.; Groth, C.: *FEM für Praktiker – Die Methode der Finiten Elemente mit dem FE-Programm ANSYS®*. 4. Auflage, Renningen-Malmsheim: expert verlag, 1997
- [158] Richtlinie VDI 2222: *Konstruktionsmethodik – Erstellung und Anwendung von Konstruktionskatalogen*. Hrsg. Verein Deutscher Ingenieure. Berlin: Beuth Verlag GmbH, Februar 1982

## Anhang

### A 1: Krafteinleitungen nach dem Stand der Technik

#### A 1.1: Onsert



Bild A 1.1: Unvernähte und mit Harz imprägnierte Onsert-Variante

#### A 1.2: Insert

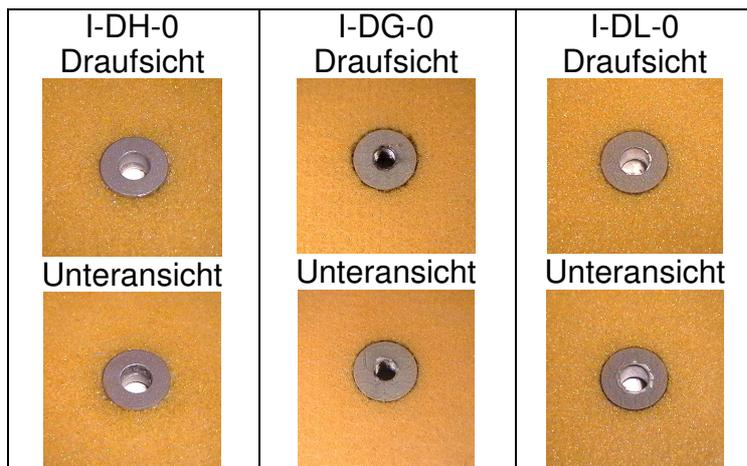


Bild A 1.2: Unvernähte und mit Harz imprägnierte Insert-Varianten

#### A 1.3: Zusammenführen der Deckschichten



Bild A 1.3: Unvernähte und mit Harz imprägnierte ZdD-Variante

## A 2: Krafteinleitungen nach dem IDAK-Prinzip

### A 2.1: Onsert

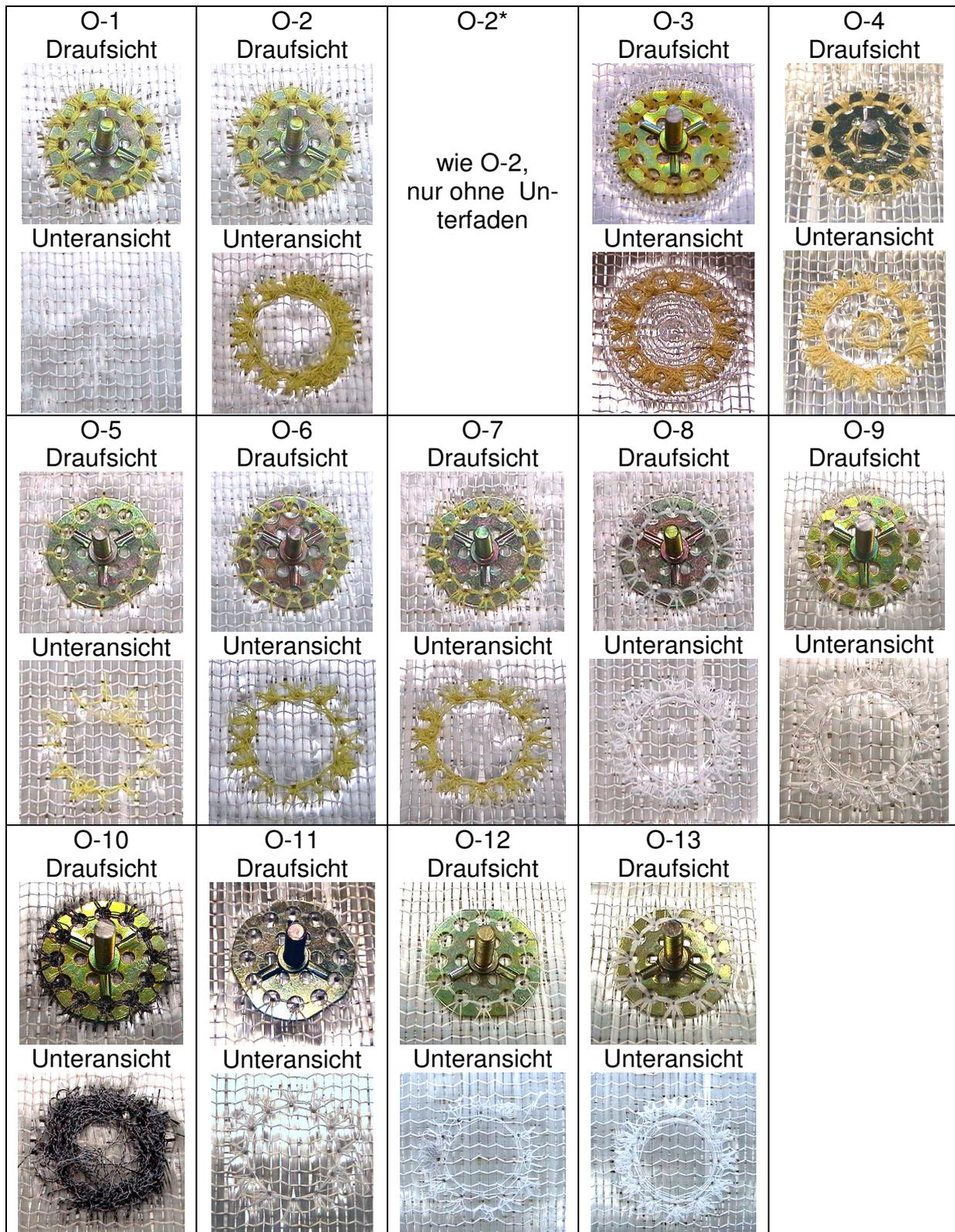


Bild A 2.1: Vernähte und nicht mit Harz imprägnierte Onsert-Varianten

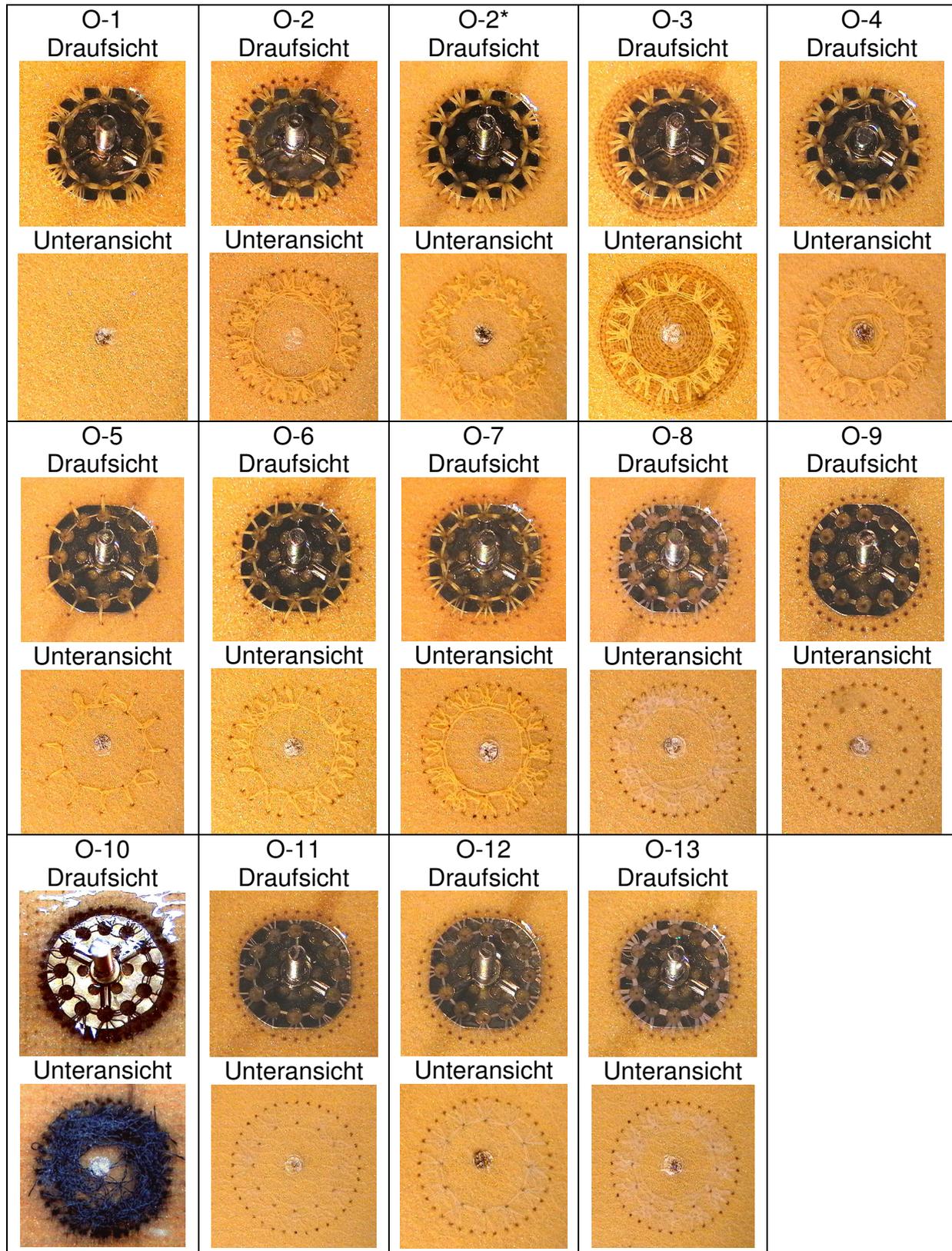


Bild A 2.2: Vernähte und mit Harz imprägnierte Onsert-Varianten

## A 2.2: Insert

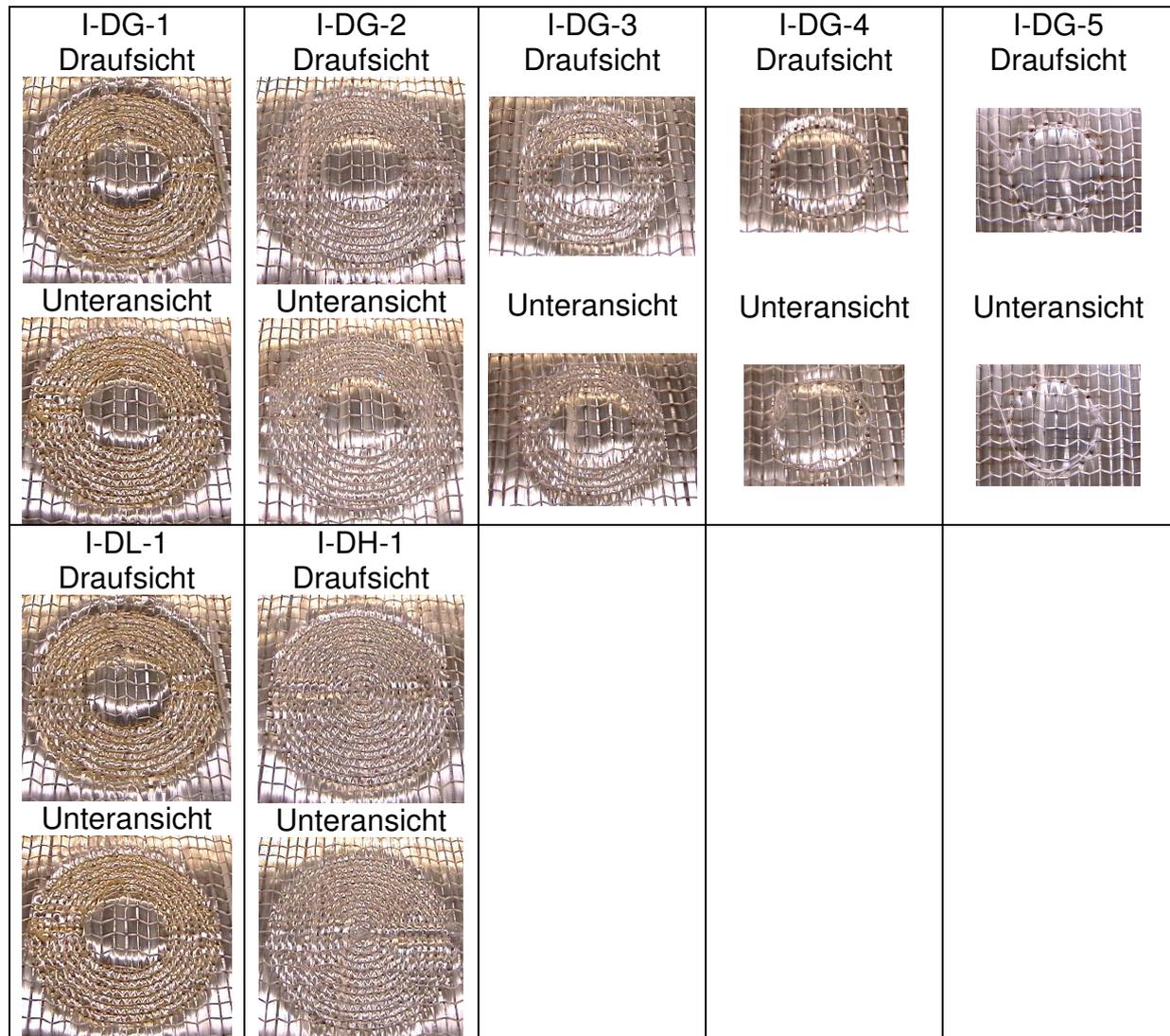


Bild A 2.3: Vernähte und nicht mit Harz imprägnierte Insert-Varianten

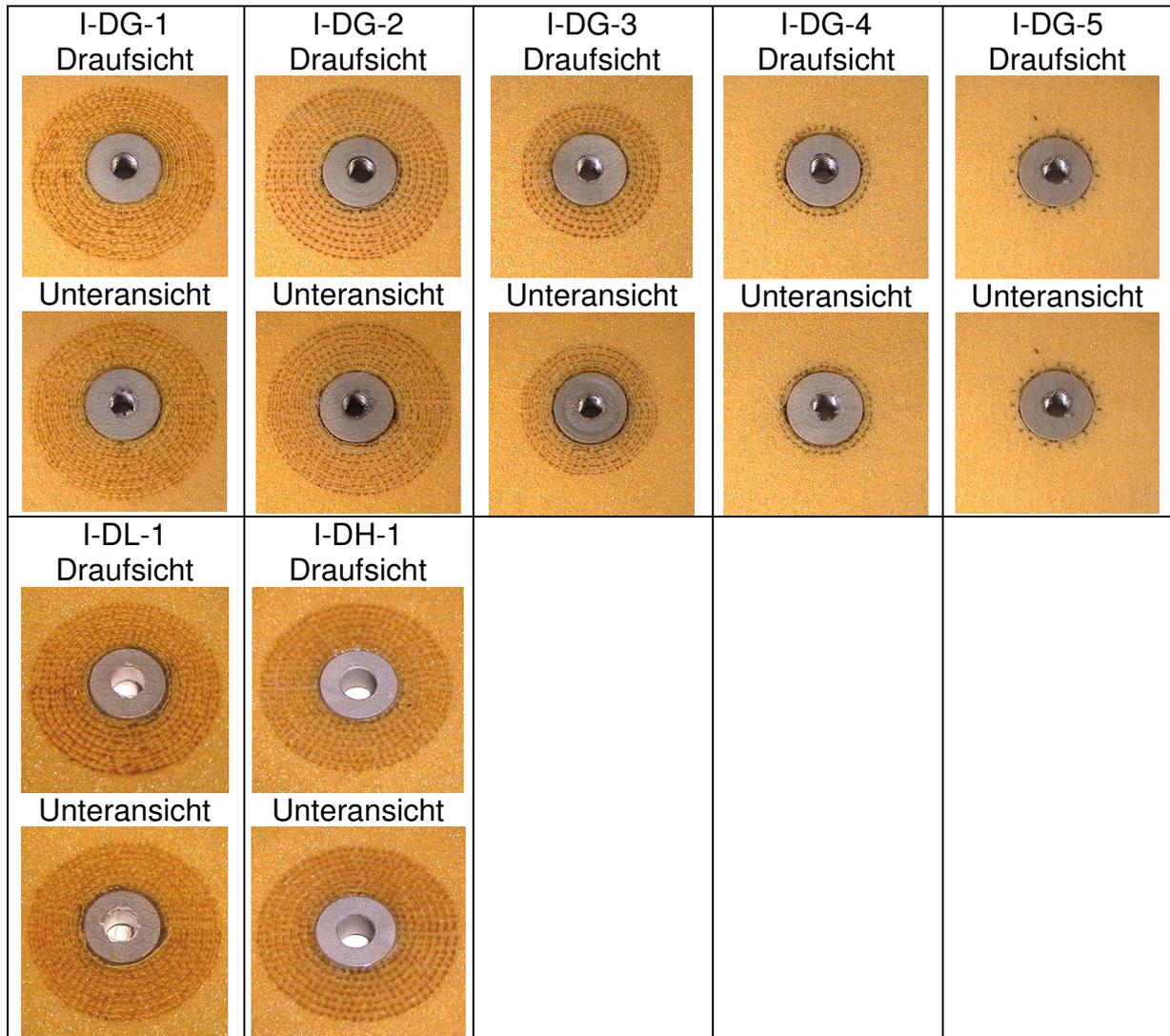


Bild A 2.4: Vernähte und mit Harz imprägnierte Insert-Varianten

## A 2.3: Zusammenführen der Deckschichten

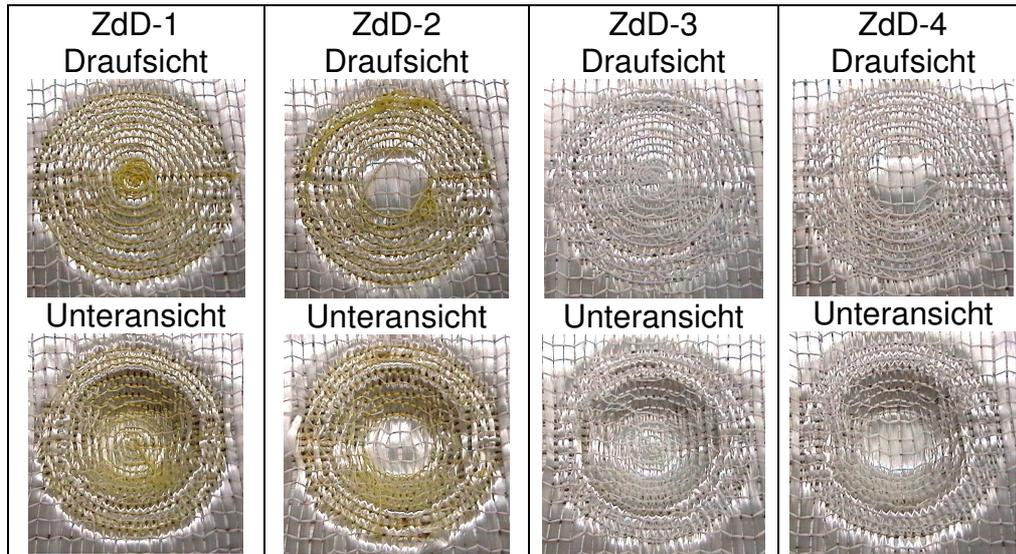


Bild A 2.5: Vernähte und nicht mit Harz imprägnierte ZnD-Varianten

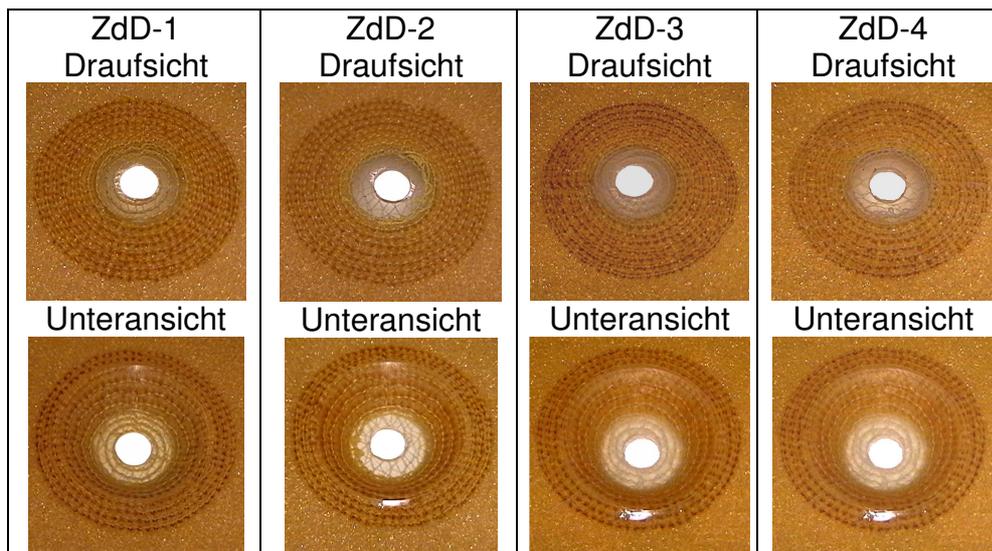


Bild A 2.6: Vernähte und mit Harz imprägnierte ZnD-Varianten

## A 3: Harzinfiltrationsverfahren

### A 3.1: Insert

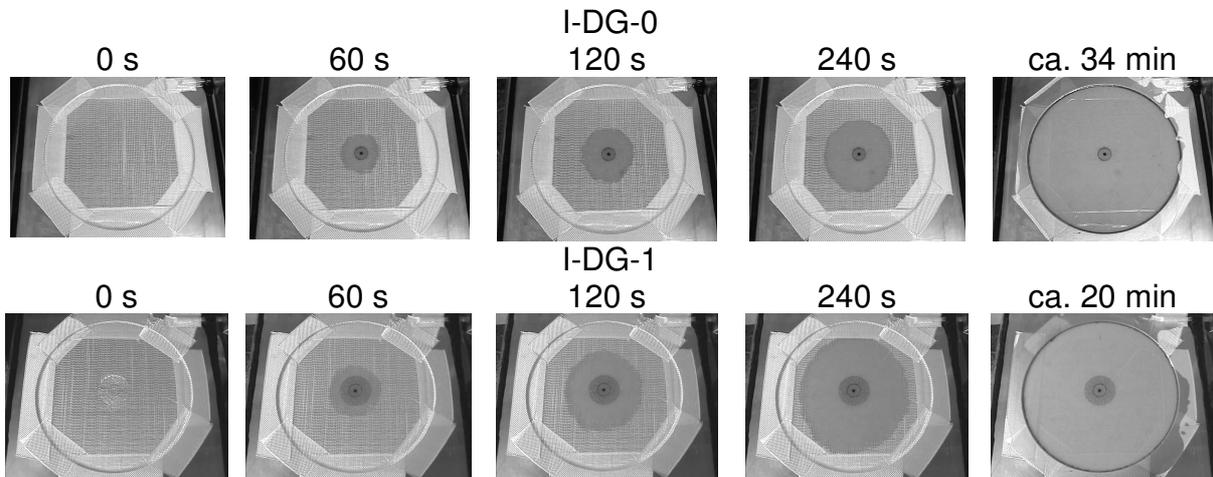


Bild A 3.1: Infiltrationsprozess von unvernährten und vernährten Insert-Varianten

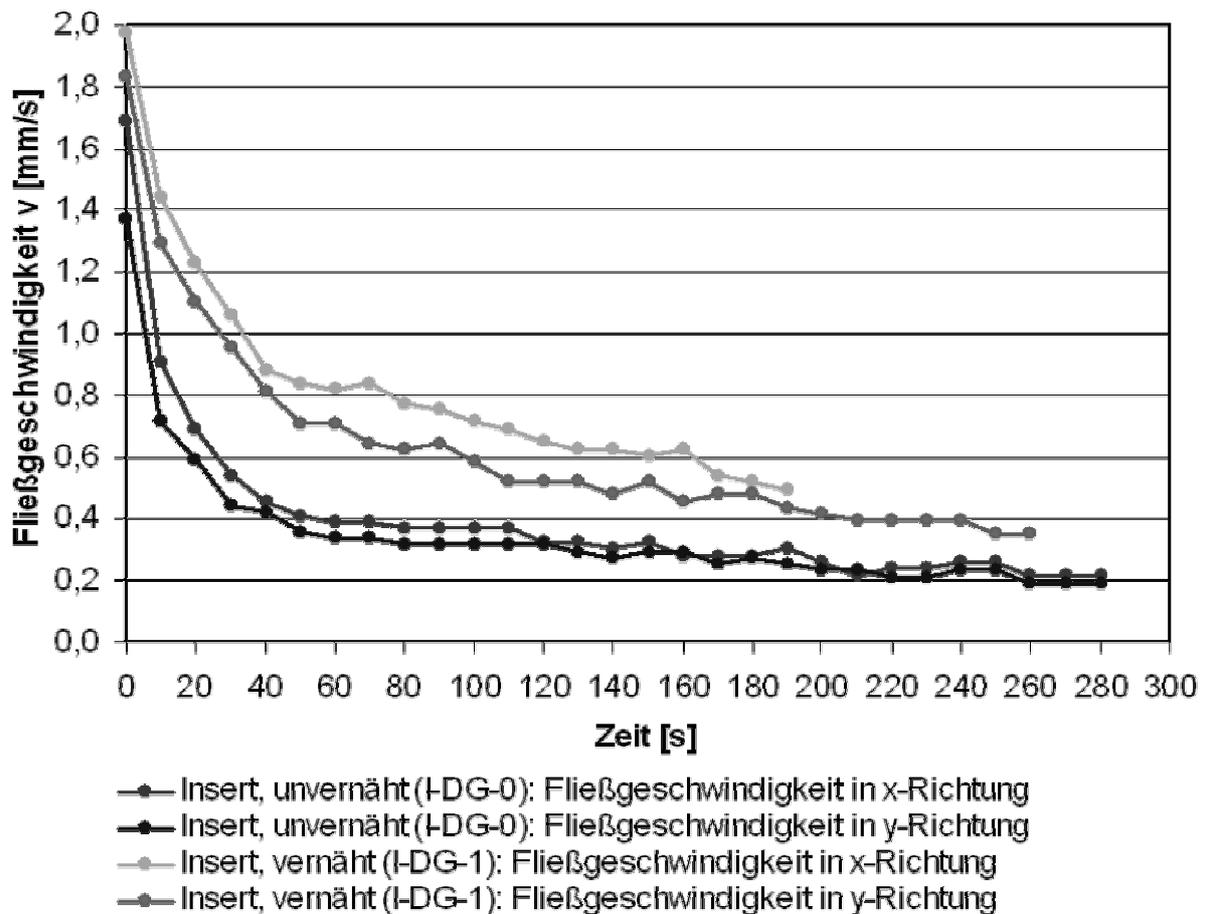


Bild A 3.2: Fließgeschwindigkeit-Zeit-Diagramm von unvernährten und vernährten Insert-Varianten

### A 3.2: Zusammenführen der Deckschichten

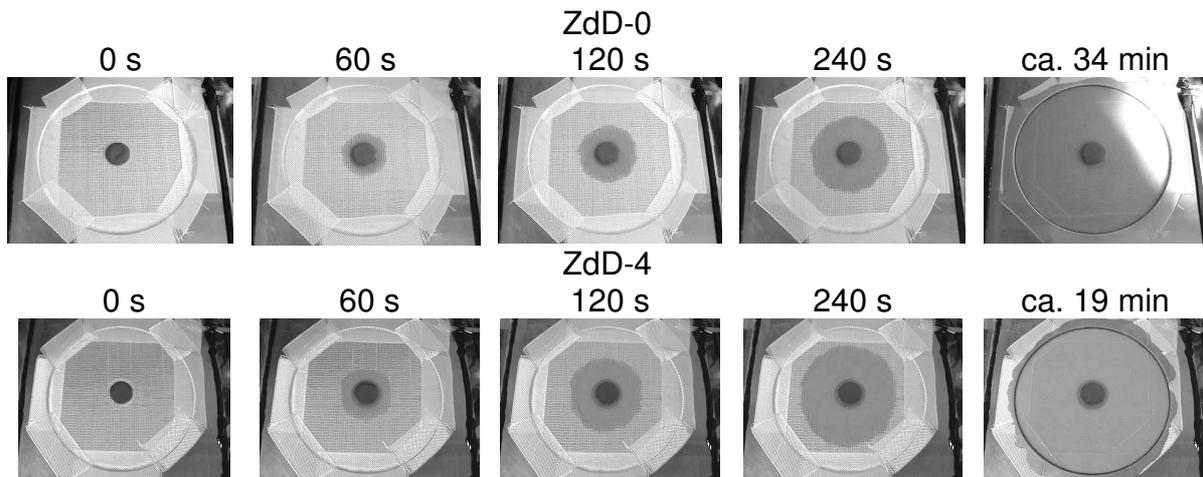


Bild A 3.3: Infiltrationsprozess von unvernähten und vernähten ZdD-Varianten

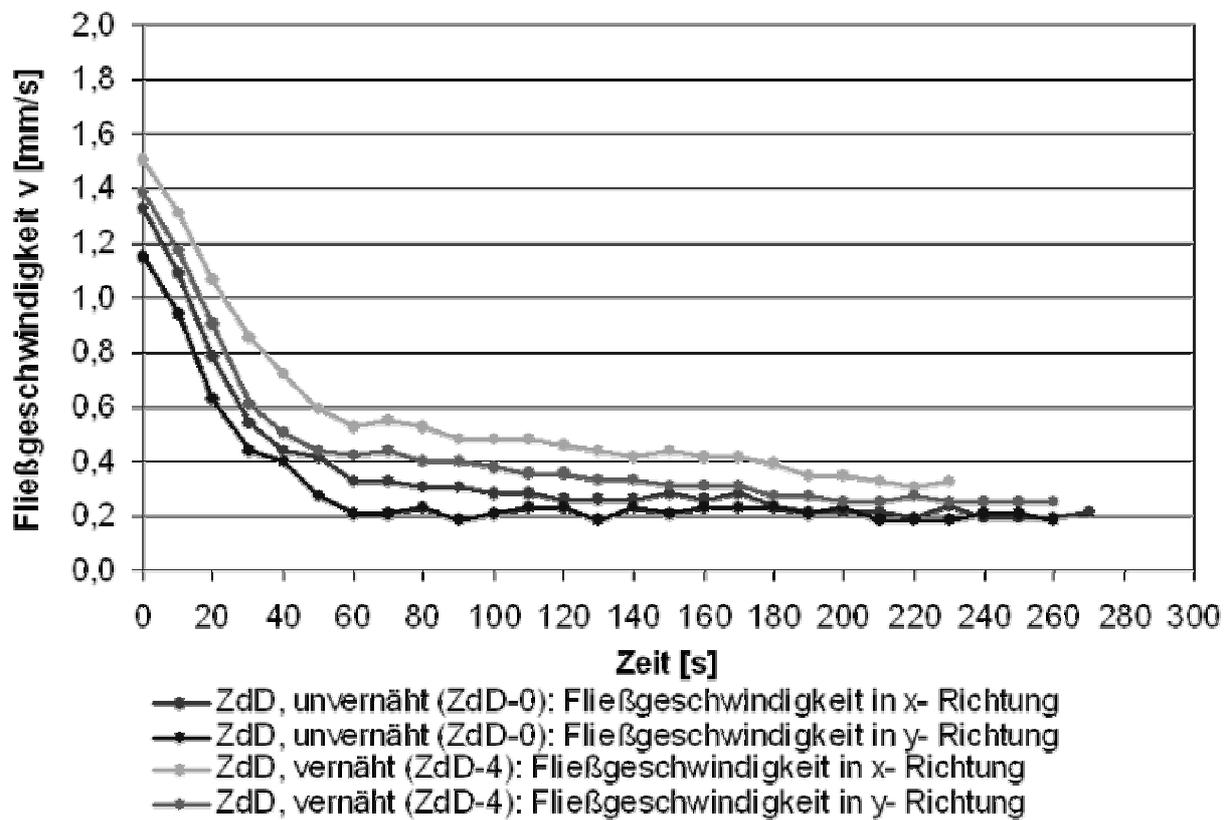


Bild A 3.4: Fließgeschwindigkeit-Zeit-Diagramm von unvernähten und vernähten ZdD-Varianten

**Liste der betreuten Studien- und Diplomarbeiten**

- [DA-1] Johannes, M.: Untersuchung vernähter und in Dickenrichtung armierter FKV-Sandwich-Krafteinleitungen, Technische Universität Kaiserslautern, Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik, Februar 2004
- [SA-1] Kremb, M.: Untersuchung der Krafteinleitungsproblematik von Faser-Kunststoff-Verbund-Walzen in Sandwich-Bauweise mithilfe der Finite-Elemente-Methode, Technische Universität Kaiserslautern, Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik, September 2004

