

# **Kurzfaser-Preform-Technologie zur kraftflussgerechten Herstellung von Faserverbundbauteilen**

Von der Fakultät Luft- und Raumfahrttechnik und Geodäsie der Universität  
Stuttgart zur Erlangung der Würde eines Doktors der  
Ingenieurwissenschaften (Dr. Ing.) genehmigte Abhandlung

Vorgelegt von

Dipl.-Ing. Oliver Meyer

aus Weilburg

Hauptberichter:	Prof. Dr. K. Drechsler
Mitberichter:	Prof. Dr. P. Ermanni
Tag der mündlichen Prüfung:	06.02.2008

Institut für Flugzeugbau der Universität Stuttgart  
2008



## **Vorwort**

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter in der Zentralforschung der EADS Deutschland GmbH in den Jahren 2003 bis 2007.

Mein herzlicher Dank gilt meinen wissenschaftlichen Betreuern Prof. Dr. K. Drechsler und Dipl.-Ing. A. Gessler für die Möglichkeit diese Arbeit durchführen zu können. Die wertvollen fachlichen Diskussionen und die gute Zusammenarbeit waren stets hilfreich.

Besonderer Dank gilt auch den Mitarbeitern der Abteilung Faserverbundtechnologie, die mit Rat und Tat und nicht zuletzt mit einem guten Arbeitsklima zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben. Auch die Zusammenarbeit mit den Abteilungen Lasertechnik, Schadensanalytik, Metallographie und der Werkstatt war stets eine wertvolle Unterstützung.

Bedanken möchte ich mich auch bei den Mitarbeitern der Firmen Karl Mayer Malimo Textilmaschinenfabrik GmbH, Rofin Sinar Laser GmbH bzw. Baasel Lasertechnik GmbH & Co. KG, Trumpf Laser GmbH & Co. KG, Wacker Polymer Systems GmbH & Co. KG und KSL Keilmann Sondermaschinenbau GmbH, die diese Arbeit durch technische Hilfestellungen unterstützt haben.

Abschließend bedanke ich mich bei meinen Eltern, die mir diesen Weg ermöglicht und mich immer ermutigt haben.



## **Ehrenwörtliche Erklärung**

Hiermit erkläre ich, dass ich die vorliegende Arbeit selbständig und nur mit den angegebenen Hilfsmitteln angefertigt habe. Alle Stellen, die aus Quellen entnommen wurden, sind als solche kenntlich gemacht worden. Die Arbeit hat in gleicher oder ähnlicher Form noch keiner anderen Prüfungsbehörde vorgelegen.

28.05.2007, Ottobrunn

Oliver Meyer



## Kurzfassung

Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe haben ein großes Potenzial metallische Werkstoffe in verschiedenen Hochtechnologieanwendungen zu verdrängen. Der erreichbare Festigkeits- bzw. Gewichtsvorteil ist dabei stark abhängig von der Faserarchitektur innerhalb eines Bauteils. Besonders bei nur wenigen definierten Lastfällen können die mechanischen Eigenschaften der Fasern über deren Ausrichtung entlang von Kraftflusspfaden optimal ausgenutzt werden. Die berechneten Faserverläufe können allerdings komplexe Formen annehmen, die mit klassischen Faserhalbzeugen und Fertigungstechniken nicht umsetzbar sind.

Zunächst sollte durch Weiterentwicklungen bei der Faserspritztechnik die Herstellung von Faserverbundbauteilen mit optimierter Faserarchitektur ermöglicht werden. Neben der variablen Einstellung der Faserschnittlänge sollten die Fasern mit Vorzugsrichtung gespritzt werden. Des Weiteren sollten die Fasern mit einem thermisch aktivierbaren Binder vorfixiert werden, um in einem anschließenden Infiltrationsprozess weiterverarbeitet werden zu können. Versuche mit einer Laboranlage zeigten, dass der Spritzprozess nur zu einer unzureichenden Bauteilqualität führt.

Mit dem Ziel die Faserstücke definiert auszurichten, wurde ein neues Fertigungsverfahren entwickelt, welches die Positionierung kurzer Faserstücke nach einem vordefinierten Ablageplan mit einem speziellen Roboter erlaubt. Beim so genannten Fiber-Patch-Preforming werden gespreizte und einseitig bebinderte Faserbänder in kurze Stücke (Patches) geschnitten. Dazu wurde ein mechanisches Schneidwerk mit variabler Schnittlänge entwickelt. Für ein alternatives Schneidwerkskonzept wurden umfangreiche Untersuchungen mit Lasern durchgeführt. Dabei zeigte sich, dass speziell der Zuschnitt mittels Nd:YAG-Laser gute Ergebnisse bringt. Die Patches werden nach dem Schneidwerk von einer speziellen Legevorrichtung aufgenommen und an einen definierten Ablageort platziert. Die Ausrichtung der Patches kann dabei frei eingestellt werden. Da der Legekopf aus einem

hochelastischen Material gefertigt ist, kann er sich gut an gekrümmte Oberflächen anpassen und die Patches mit gleichmäßigem Druck fixieren. Anhand von theoretischen Betrachtungen wurden Regeln für den Aufbau einer Patch-Preform aufgestellt. Dabei sind die Überlappungsmuster der Patches entscheidend für die Festigkeit des späteren Verbundmaterials. Prinzipiell ist einem Riss ein möglichst großer Widerstand entgegen zu setzen, damit das Faserverbundmaterial infolge eines Faserbruchs und nicht durch Delamination versagt. Die optimale Platzierung von Patches konnte mit Beispielen unterschiedlicher Überlappungen und Verlegemethoden gezeigt werden. Zudem wurde eine Formel aufgestellt, die anhand von Parametern wie Patchlänge, Krümmungsradius und Materialkennwerten eine Abschätzung der Festigkeit eines Patch-Verbundes erlaubt.

In experimentellen Untersuchungen wurde das Patchmaterial drei Verbundmaterialien aus Endlosfasern gegenübergestellt. Dabei wurde getestet welchen Einfluss die Kurzfasern und der Binder auf die mechanischen Eigenschaften des Verbundes haben. Während das Patchmaterial bei der Festigkeit etwas geringere Werte gegenüber Endlosfasern aufweist, ist die Steifigkeit nahezu unbeeinflusst. Die Bruchmuster der Proben zeigen, dass das Material wie erwünscht hauptsächlich durch Faserbruch versagt. Bei Impact-Untersuchungen zeigte sich, dass das Patchmaterial viel Energie absorbieren kann, bei gleichzeitig relativ geringer Schadensausdehnung und einer hohen Restdruckfestigkeit. Die Untersuchung einer Platte mit Loch mit kraftflussgerecht verlegten Fasern zeigte gegenüber einer Platte aus Multiaxialgelege ebenfalls einen deutlichen Vorteil. Mittels eines optischen Verformungsmesssystems konnte eine Homogenisierung des Dehnungszustandes durch die Fiber-Patch-Preforming Technologie nachgewiesen werden. Anschließend wurde in einer Fertigungsstudie anhand von drei Beispielen die Produktionsgeschwindigkeit beurteilt und die Fertigungskosten abgeschätzt.



## **Abstract**

Carbon fiber reinforced plastics have great potential to replace metallic structures in different advanced technology applications. However the achievable advantages in strength and weight depend on the inner fiber architecture of the component. The mechanical properties can be optimized by orienting the fibers along the load paths. The greatest potential can be achieved if there are limited numbers of load cases. The fiber paths can emerge in complex shapes, which can not be implemented by using classic textile fabrics or current manufacturing techniques.

Initially the production of components with optimized fiber architecture was planned with an advanced fiber spray up technology. The aim was to develop a process with an online adjustable fiber length and a controlled fiber lay up angle. A thermal activated binder was considered to fix the fibers for a later use in an infiltration process. Experiments showed that the material quality of this fiber spray up process was not sufficient.

Therefore a new production method was developed, which allows the positioning of short fibers according to a given specification. A special robot enables the realisation of any position and orientation of the fibers during preforming. In the so called Fiber-Patch-Preforming process fiber tapes made of spread carbon rovings are used. These tapes have a binder on one side and are cut into short fiber patches. For this purpose a mechanical cutting device with online adjustable cutting length was developed. Alternatively extensive experiments were carried out with different laser types. The best results were reached with a Nd:YAG-laser. The fiber patches are picked up by a lay up machine and are placed at their defined position. The fiber angle can be free adjusted. The lay up head is made of a highly elastic material, which is able to follow complex curved surfaces. The patches are stamped on the surface with homogeneous pressure.

Based on theoretical evaluations, rules for the patch preform production are established. Especially the overlap patterns have a great influence on the strength of the fiber reinforced plastic. The fracture of the material should be limited to fiber fracture and not to interlaminar delamination. By implementing a great resistance against crack propagation the material shows similar damage behaviour as an endless fiber material. Different overlap patterns and lay up methods are shown as examples of an optimal patch preform. A formula for the strength calculation is proposed, based on fiber length, force path bending and material properties.

At several experiments the fiber patch material is compared to other composite materials. The influence of the overlap patterns of the short fibers and the binder on the mechanical properties is of special interest. The patch material shows a small decrease in strength compared to endless fiber materials, but the stiffness remains nearly unaffected. The break patterns indicate that the patch material mainly fails by fiber fracture. Impact tests show that the fiber material is able to absorb relative high impact energies. The damage area is relative small and the specimens have high residual compression strength. An experiment with a open hole plate showed that the orientation of fibers along load paths has a positive influence on the mechanical performance. At this test a patch preform material was compared to a NCF material. A homogenisation of the strain distribution through the fiber patch preforming technology was measured with an optical measurement system. A fabrication study with three examples was conducted to evaluate the production speed and a cost estimation was made.

# Inhaltsverzeichnis

1	Abkürzungsverzeichnis.....	12
2	Einleitung.....	13
3	Grundlagen.....	16
3.1	Eigenschaften hochfester Kohlenstofffasern .....	16
3.2	Eigenschaften der Polymermatrix.....	25
3.3	Herstellungsprozesse von Verbundwerkstoffen.....	27
3.4	Kurze Fasern in Verbundwerkstoffen .....	34
3.5	Ausrichtung von Fasern in Verbundwerkstoffen .....	40
3.6	Bionische Auslegung von Faserverbundwerkstoffen .....	42
3.7	Faserspritztechnologie.....	48
4	Binderentwicklung für die Kurzfaserverformtechnik.....	53
5	Versuchsanlage zur Herstellung von Kurzfaserverforms.....	57
5.1	Entwicklung des Kegelschneidwerks.....	57
5.2	Bebinderungsversuche zur Fixierung von Kurzfaserverforms .....	62
5.3	Herstellung von Kurzfaser-Proben.....	65
5.4	Erkenntnisse durch die erste Versuchsanlage.....	69
6	Fiber-Patch-Preforming Technologie .....	71
6.1	Faserspreiztechnik .....	72
6.1.1	Kompensationsabrollung.....	74
6.1.2	Spreizelemente .....	76
6.2	Bebinderung .....	79
6.3	Variable Faserschneidwerke .....	89
6.3.1	Kupplungsschneidwerk.....	90
6.3.2	Laserschneiden von Kohlenstofffasern.....	93
6.4	Gestaltungsrichtlinien für die Patchablage.....	115
6.4.1	Einfluss der Patchlänge auf die Verbundfestigkeit .....	115
6.4.2	Auswirkungen von gekrümmten Ablegebahnen .....	119
6.4.3	Festigkeitsmodell für die Patchablage .....	121
6.4.4	Spannungskonzentrationen an Patch-Schnittkanten .....	125
6.4.5	Überlappungsmuster für optimierte Festigkeit .....	126
6.4.6	Überlappungsfehler bei gekrümmter Patchablage .....	130
6.4.7	Ablegemethoden für Patches .....	132
6.5	Ablegevorrichtung.....	134
6.5.1	Entwicklung eines Ablegestempels .....	135
6.5.2	Ablegemechanik.....	137
6.6	Bewertung der FPP-Technik.....	139
6.6.1	Vergleichsproben aus vernähtem Multiaxialgelege .....	141
6.6.2	Vergleichsproben aus unvernähtem Multiaxialgelege .....	142
6.6.3	Vergleichsproben aus 3D-TFP-Material .....	146
6.6.4	Proben aus FPP-Material .....	146
6.7	Mechanische Prüfung.....	150
6.8	Diskussion der Prüfergebnisse .....	155
6.9	CAIO auf dem Prüfstand.....	164
7	Fertigungsstudie .....	169
8	Zusammenfassung .....	179
9	Ausblick .....	183
10	Literaturverzeichnis .....	185
11	Anhang.....	192

# 1 Abkürzungsverzeichnis

!	Fakultät
$\varepsilon$	Dehnung
$\Delta$	Abstand, Versatz
$\alpha$	Winkel
$\sigma$	Zug- oder Druckspannung
$\sigma_B$	Bruchspannung
$\tau$	Schubspannung
3D	dreidimensional
A	Fläche
ACC	Automotive Composites Consortium
AITM	Airbus Industry Test Method
BMBF	Bundesministerium für Bildung und Forschung
CAD	Computer Aided Design
CAIO	Computer Aided Internal Optimization
CAO	Computer Aided Optimization
CFK	kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CO <sub>2</sub>	Kohlenstoffdioxid
CW	Continuous Wave, Dauerstrichbetrieb
d	Filamentdurchmesser
DIN	Deutsche Industrienorm
E	Elastizitätsmodul bzw. Steifigkeit
ESG	effektive Schneidgeschwindigkeit
FEM	Finite Elemente Methode
FPP	Fiber Patch Preforming
FVG	Faservolumengehalt
GFK	glasfaserverstärkter Kunststoff
HM	High Modulus, hochsteif
HT	High Tensile, hochfest
HTS	hochfeste Faser mit S-Precursor
IR	Infrarot
KSL	Keilmann Sondermaschinenbau Lorsch
L	Länge
LED	Licht emittierende Diode
L <sub>krit</sub>	kritische Faserlänge
LSP	Large Scale Preformer
MAG	Multiaxialgelege
n	Anzahl
NCC	National Composites Center
Nd:YAG	neodym-dotiertes Yttrium-Aluminium-Granat
P4	Programmable Powdered Preform Process
PAN	Polyacrylnitril
PES	Polyethersulfon
PSD	Positioning Sensor Device
PTFE	Polytetrafluorethylen
QI	quasiisotrop
R	Radius
REM	Rasterelektronenmikroskop
RTM	Resin Transfer Moulding
SKO	Soft Kill Option
t	Zeit
T	Temperatur
TFP	Tailored Fiber Placement
UD	unidirektional
v	Geschwindigkeit
VAP	Vacuum Assisted Process

## 2 Einleitung

Traditionell werden für technische Bauteile vorwiegend monolithische Werkstoffe wie Metalle, Polymere und Keramiken eingesetzt. Diese Materialien sind lange bekannt und bereits intensiv erforscht. Jede Gruppe hat spezifische Vor- und Nachteile.

Metalle haben z. B. vergleichsweise hohe Zug- und Druckfestigkeiten, sie können meistens in weiten Grenzen plastisch verformt werden und haben isotrope, d. h. in alle Raumrichtungen gleiche, Eigenschaften. Die Dichte von Metallen ist jedoch durchschnittlich im Vergleich zu den anderen Materialgruppen relativ hoch. In Zeiten knapper werdender Energieträger und steigender Rohstoffpreise ist man bemüht durch Leichtbau Konstruktionen energieeffizienter und damit letztendlich kostengünstiger zu gestalten.

Polymere erfüllen die Anforderungen an geringere Dichte. Sie bieten zudem Vorteile in Korrosionsbeständigkeit, Formgebung und Rohstoffpreis. Die spezifischen Festigkeiten sind jedoch deutlich geringer als bei Metallen, weshalb Polymere meistens als Strukturbauteile nicht in Frage kommen.

Keramiken sind zwar die am längsten bekannten Materialien, werden allerdings erst seit wenigen Jahrzehnten systematisch erforscht. Sie bieten hervorragende Eigenschaften was thermische und chemische Beständigkeit betrifft. Sie haben durchschnittlich relativ geringe Dichte und sehr hohe Steifigkeiten und Druckfestigkeiten. Aber auch diese Materialgruppe hat eine Achillesferse, nämlich die Zugfestigkeit. Keramiken können initiierten Rissen kaum einen Widerstand gegen den Rissfortschritt entgegensetzen. Ihr Verhalten wird damit unter Zugbelastung schwer kalkulierbar, weshalb sie für viele Anwendungsgebiete ausscheiden.

Bei den technischen Materialgruppen wird häufig eine besondere Gruppe außer Acht gelassen: die natürlichen Materialien. Sie lassen sich in keine der o. g. Gruppen einordnen. Während Materialien wie Knochen und Zähne in

Richtung der Keramiken tendieren, sind zellulose- oder kollagenbasierte Materialien, wie z. B. Holz oder Leder, eher den Polymeren zuzuordnen. Bei fast allen natürlichen Materialien handelt es sich nicht um monolithische Werkstoffe sondern um Verbundmaterialien. Die Natur kombiniert z. B. im Holz die elastischen und gleichzeitig zugfesten Zellulosefasern mit der hohen Druckfestigkeit der amorphen und harten Lignin-Matrix. Ein ähnliches Prinzip macht man sich heute in Faserverbundwerkstoffen zu nutze.

Kohlenstofffaser verstärkte Kunststoffe (CFK) zeigen ein interessantes Eigenschaftsspektrum und gehören mittlerweile in bestimmten Bereichen, z. B. in der Luft- und Raumfahrttechnik, zu den serienmäßig eingesetzten Werkstoffen. Sie haben eine hohe spezifische Festigkeit und Steifigkeit, weshalb sie für strukturelle bzw. lasttragende Strukturen besonders interessant sind. Die mechanischen Eigenschaften von CFK sind allerdings anisotrop, d. h. richtungsabhängig. Die Zugfestigkeit quer zur Faserrichtung beträgt je nach Faserart nur etwa 5 % der Zugfestigkeit in Faserrichtung [MBB82]. Dadurch muss bei der Konstruktion eines Bauteils eine bestimmte Faserarchitektur realisiert werden, um möglichst optimale, an die zu erwartenden Lastfälle angepasste Eigenschaften zu erhalten.

In vielen Fällen stellt aber sowohl die Berechnung der optimalen Lamineigenschaften als auch die Fertigung bestimmter Faserarchitekturen ein Problem dar. Bei der Auslegung eines Faserverbundbauteils müssen die späteren Lastfälle bekannt sein. Der Großteil der Fasern kann dann in Richtung der Lastpfade verlegt werden und ein maximaler Gewichtsvorteil wird erreicht. Wirken Lasten aus verschiedenen Richtungen ein, dann kann eine quasiisotrope Faserarchitektur mit gleich großen Faseranteilen in verschiedene Raumrichtungen von Vorteil sein. Der Gewichtsvorteil gegenüber Leichtmetallbauweisen wird dadurch deutlich reduziert.

Konstruktionen in Faserverbundbauweise sind häufig an entsprechende Metallbauweisen angelehnt. Während scharfkantige Knicke, Sicken und Austeifungsrippen bei Metallblechen leicht realisiert werden können und mechanisch sinnvoll sind, können Faserverbundstrukturen nur mit Mühe in

ähnliche Form gebracht werden und zeigen dann nicht ihre volle Leistung. Abrupte Richtungswechsel in scharfen Kanten führen zu einer Kerbwirkung auf die Fasern und zum Versagen der Struktur. Bauteile mit extremen Tiefziehverhältnissen sind nur schwer mit klassischen Endlosfaserhalbzeugen ohne Faltenbildung zu erzeugen, weil die Fasern nicht genügend nachgiebig sind. Kurzfasern sorgen dagegen für eine gute Formanpassung, sind aber kaum auszurichten.

Ziel dieser Arbeit war es, eine Kurzfaserverform-Technologie für die automatisierte Herstellung von komplex dreidimensional geformten Bauteilen zu entwickeln. Die Fasern sollten im Fertigungsprozess mit Vorzugsrichtung gespritzt bzw. abgelegt und mit einem Binder vorfixiert werden, um in einem Infiltrationsprozess weiterverarbeitet werden zu können.

Im Folgenden wird erläutert wie diese Aufgabenstellung gelöst werden konnte und welche praktischen und theoretischen Hintergründe zu berücksichtigen sind. Mit der so genannten Fiber-Patch-Preforming Technologie (FPP) können kraftflussgerecht ausgelegte Faserarchitekturen automatisiert erzeugt werden. Dazu werden kurze Faserstücke (Patches) mittels einer Legemaschine zu komplexen Bauteilen zusammengesetzt. Die Faserarchitektur wird nur durch die Legesoftware bestimmt und bietet wesentlich mehr Freiheitsgrade als klassische Fertigungsmethoden. Der Fasergehalt bzw. die Dicke des Bauteils kann durch lokale Zugabe von Faserpatches erhöht werden. Änderungen der Faserrichtung sind durch Drehen der Patches möglich. Die endkonturnahe Ablage reduziert den Faserverschnitt auf ein Minimum. Faltenbildung wird durch schuppenartige Ablage vermieden und extreme Formänderungen können dargestellt werden. Durch die Automatisierung ergeben sich eine gleich bleibende Fertigungsqualität und die Einsparung von Handarbeit.

### 3 Grundlagen

Faserverbundkunststoffe (FVK) sind aus in polymere Matrixsysteme eingebetteten Verstärkungsfasern aufgebaut. Während die Matrix die Fasern in einer vorbestimmten Position hält, Spannungen zwischen den Fasern überträgt und die Fasern vor äußeren Einflüssen schützt, kommen den Verstärkungsfasern die tragenden mechanischen Eigenschaften zu. Als Verstärkungsfasern sind beispielsweise Aramid-, Glas- und Kohlenstofffasern geeignet. Während Aramidfasern auf Grund ihrer Dehnbarkeit bei Bauteilen mit niedriger Steifigkeit eingesetzt werden, sind Glas- und Kohlenstofffasern in steifen Strukturbauteilen zu finden. Die Entscheidung welcher Fasertyp in Strukturbauteilen zur Anwendung kommt, wird durch die zu erwartende Belastung, die spezifische Festigkeit und die Kosten getroffen. Bei hochbelasteten Bauteilen kommen fast ausschließlich Kohlenstofffasern zum Einsatz, da sie die höchste spezifische Festigkeit zeigen.

#### 3.1 Eigenschaften hochfester Kohlenstofffasern

Kohlenstoff kommt in mehreren allotropen Modifikationen vor. Graphit, Diamant und Fullereene sind zwar alle aus dem gleichen Element zusammengesetzt, unterscheiden sich aber in ihrer Hybridisierung und damit in ihrer Gitterstruktur. Dies wiederum hat erheblichen Einfluss auf das mechanische, thermische und elektrische Verhalten.

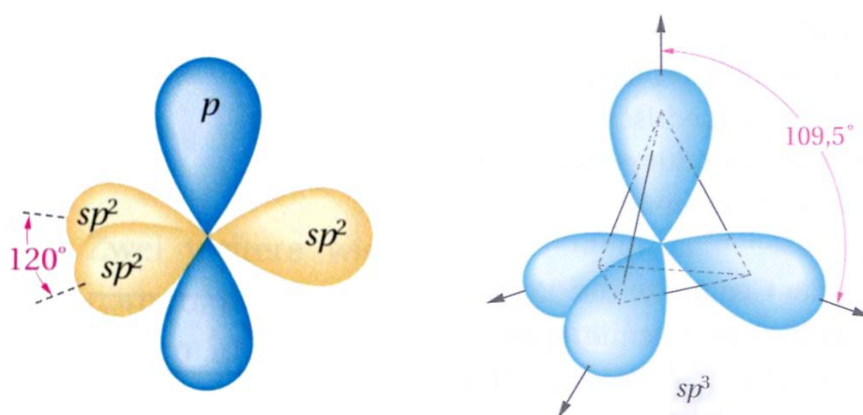
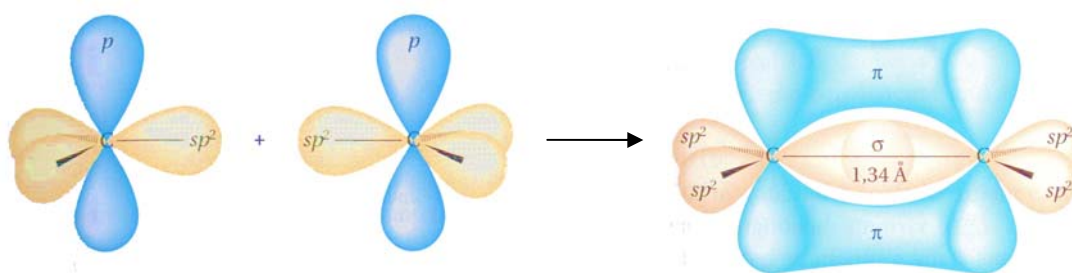


Abbildung 1:  $sp^2$ - und  $sp^3$ -Hybridorbital [HAR02]



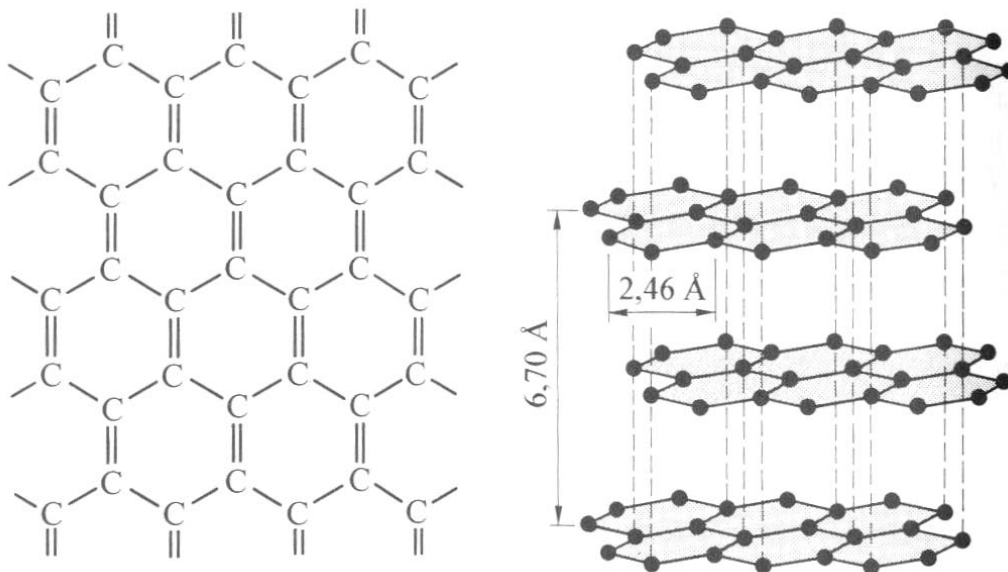
Während sich das Diamantgitter aus  $sp^3$ -hybridisierten Kohlenstoffatomen aufbaut, die tetraedrisch zueinander koordiniert und kovalent gebunden sind, ist die Graphitstruktur aus  $sp^2$ -hybridisierten Kohlenstoffatomen zusammengesetzt. In der Graphitstruktur bilden die Kohlenstoffatome ein planares, triangular koordiniertes Netzwerk. Der Unterschied der  $sp^2$ -Hybridisierung gegenüber der  $sp^3$ -Hybridisierung ist, dass nur zwei der drei p-Orbitale mit dem s-Orbital wechselwirken. Das übrig gebliebene unbeteiligte p-Orbital steht senkrecht auf der Ebene der anderen Orbitale. In einer Graphitschicht ordnen sich die Kohlenstoffatome zu einem charakteristischen Gitter aus Sechsecken ( $C_6$ -Ringe) an.



**Abbildung 2: Bildung eines  $\pi$ -Elektronensystems [HAR02]**

Jedes Kohlenstoffatom ist mit seinen Nachbarn über eine kovalente bzw. lokalisierte  $\sigma$ -Bindung verknüpft. Die senkrecht stehenden p-Orbitale treten in diesem Gitter untereinander in Wechselwirkung und bilden ein delocalisiertes  $\pi$ -Molekülorbital. Die Valenzstrichformel (Abbildung 3 links) zeigt anschaulich eine mögliche mesomere Grenzstruktur in der die  $\pi$ -Bindungen bzw. Doppelbindungen (dargestellt als zwei parallele Verbindungslinien) alle senkrecht stehen. Unter Berücksichtigung, dass jedes Kohlenstoffatom maximal 4 Bindungen bzw. zwei Einfach- und eine Doppelbindung eingehen darf, ergeben sich zwei weitere äquivalente mesomere Grenzstrukturen (Doppelbindungen nach links oben oder rechts oben). In der orbitalen Betrachtungsweise verschmieren alle Grenzstrukturen zu einem über das Gitter ausgedehnten Wahrscheinlichkeitsraum für den Aufenthalt der freien Elektronen. Innerhalb dieser ausgedehnten Orbitalwolke können sich Elektronen frei bewegen. Liegen mehrere Graphitebenen übereinander, verschmelzen deren Orbitalwolken und es ergibt sich eine im Vergleich zu den kovalenten Bindungen relativ schwache Van-der-Waals-Anbindung. Die

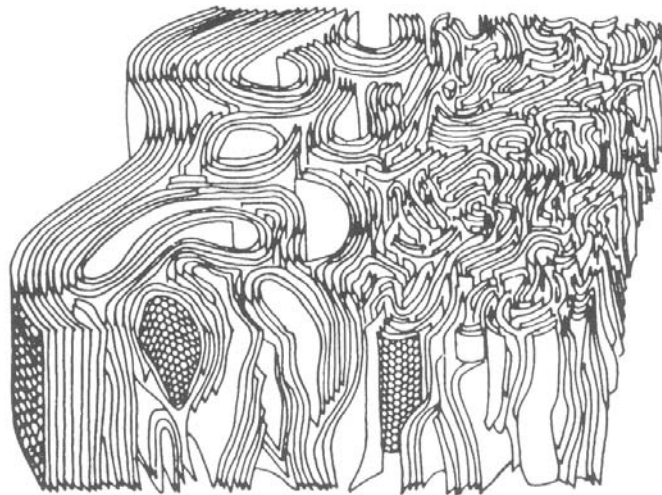
Graphitstruktur setzt sich aus vielen übereinander liegenden Ebenen zusammen. Dabei orientieren sich die Ebenen so, dass Atome der zweiten Ebene immer über der Mitte der Sechsecke der ersten Ebene liegen (Abbildung 2 rechts). Der sich dadurch ausbildende Gleichgewichtsabstand von 3,35 Å von Ebene zu Ebene stellt für die Struktur den energetisch niedrigsten Zustand dar.



**Abbildung 3: Valenzstrichformel des Graphits (links), Graphitstruktur (rechts) [HOL95]**

Dieser atomare Aufbau ist entscheidend für die makroskopischen Eigenschaften des Graphits. In einem theoretisch angenommenen perfekt aufgebauten, d. h. gitterbaufehlerfreien Graphit muss sich eine anisotrope, thermische und elektrische Leitfähigkeit zeigen. Elektronen können sich nur zwischen den Schichten und nicht über die Schichten hinaus bewegen. Diese spezielle Eigenschaft erklärt auch noch weitere Phänomene beim Graphit. Im Vergleich zum Diamant fallen die optischen Eigenschaften besonders auf. Während der Diamant klar durchsichtig ist, erscheint das Graphit schwarz mit teilweise metallischem Glanz. Stark vereinfacht kann man sich die elektrisch leitfähige Zwischenschicht des Graphits wie eine Wasseroberfläche vorstellen. Trifft ein Lichtstrahl die Oberfläche werden die freien Elektronen zu einer dem einfallenden Licht entsprechenden Schwingung angeregt und das Licht wird in einem bestimmten Reflexionswinkel zurückgeworfen. Das

Material glänzt in diesem Fall metallisch. Da die Ebenen aber nie ideal glatt liegen sondern vielmehr stark gefaltet sind (siehe Abbildung 4), wird ein Großteil des einfallenden Lichts absorbiert und von der Struktur in Form von Wärme aufgenommen.



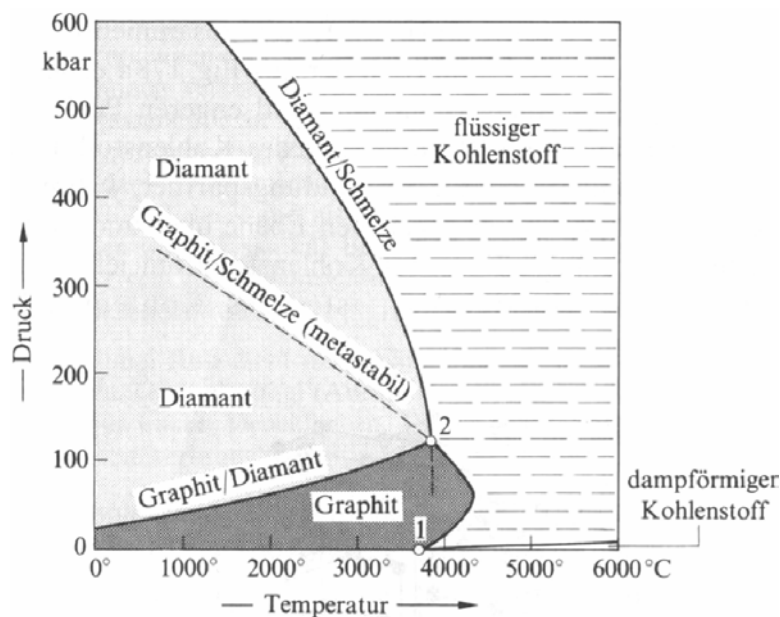
**Abbildung 4: Strukturmodell einer auf PAN basierenden, hochfesten Kohlenstofffaser [FIT89]**

Nur unter bestimmten optimalen Reflexionsbedingungen tritt der metallische Glanz in Erscheinung. Beim Diamant stehen keine freien Elektronen zur Verfügung, d. h. er zeigt keine elektrische Leitfähigkeit und kann nicht durch sichtbares Licht angeregt werden. Das meistens nahezu perfekte Kristallgitter bietet keine Möglichkeit zur Lichtstreuung. Ein eingestrahktes Photon kann daher fast ohne Beeinflussung einen Diamant durchwandern und das Material erscheint durchsichtig.

Die unterschiedlichen Bindungstypen der Allotropen haben Einfluss auf deren mechanische Eigenschaften. Der Diamant ist für seine sehr hohe Härte bekannt, wohingegen Graphit als Schmiermittel bekannt ist. Die  $\sigma$ -Bindungen des Diamanten sind mit ca. 345 kJ/mol zwar stärker als die  $\pi$ -Bindungen des Graphits mit ca. 270 kJ/mol [HOL95], was die mechanischen Unterschiede alleine aber nicht erklären kann. Die Atome im Diamantgitter sind dreidimensional kovalent gebunden und bieten keine Möglichkeit zur plastischen Verformung. Mechanismen wie Versetzungswanderung oder Zwillingsbildung können nicht wirken. Im Graphit ist wiederum die anisotrope Struktur die Erklärung für die makroskopisch niedrigere Festigkeit. Während

in der Ebene relativ hohe Kräfte übertragen werden können, sind die Ebenen untereinander durch die schwachen Van-der-Waals-Kräfte angebunden und können relativ leicht gegeneinander verschoben werden. Diese Gleiteigenschaft macht fein gemahlenes Graphit zu einem guten Dauerschmiermittel.

Vergleicht man die Festigkeiten eines Volumenmaterials mit einer dünnen Faser aus dem gleichen Material, dann zeigt sich ein interessantes Phänomen. Die Festigkeit der Faser ist höher, obwohl die Stoffe chemisch und strukturell identisch sind [GRI20]. Auf Grund von Gitterbaufehlern, die in jedem Werkstoff in bestimmter Konzentration zu finden sind, reduziert sich die Festigkeit des Materials gegenüber einem theoretischen idealen Gitter. Durch den geringen Querschnitt dünner Fasern sinkt die Wahrscheinlichkeit von Gitterbaufehlern, da Defekte schneller zur Oberfläche hin ausheilen können.

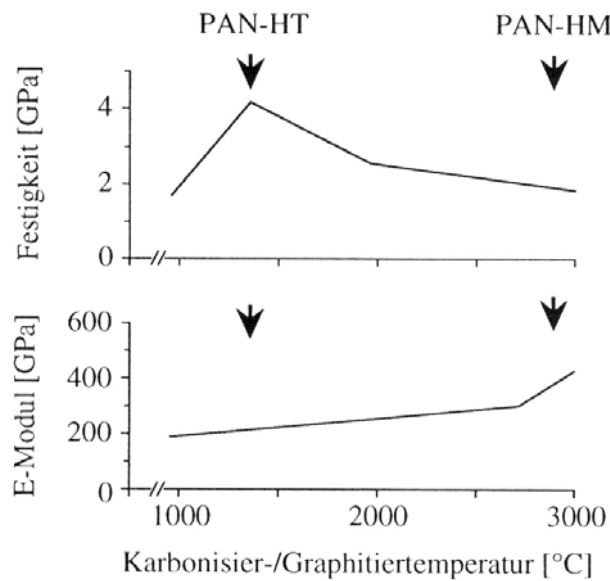


**Abbildung 5: Phasendiagramm des Kohlenstoffs [HOL95]**

Betrachtet man die verschiedenen Erscheinungsformen des Kohlenstoffs, so müssten Diamantfasern optimal als Verstärkungsfasern für technische Bauteile geeignet sein. Abbildung 5 zeigt jedoch, dass dies nur schwer zu realisieren ist. Im Gleichgewichts-Phasendiagramm tritt die Diamantphase nur bei hohem Druck auf, d. h. sie ist bei Raumtemperatur metastabil. Ein Diamant würde sich bei Umgebungsbedingungen in Graphit umwandeln,

wenn die notwendige Aktivierungsenergie für die Reaktion bereitgestellt wird. Diamantfasern wären thermisch nicht stabil und würden bei ca. 1500 °C zerfallen. Auch der Herstellungsprozess für Diamantfasern wäre kaum realisierbar, weil eine Temperatur von 3.000 °C und ein Druck von 130.000 bar eingestellt werden muss. Mittels Gasphasenabscheidung lässt sich Diamant zwar auch unter weniger extremen Bedingungen darstellen, aber der Prozess ist für eine Massenproduktion zu aufwändig.

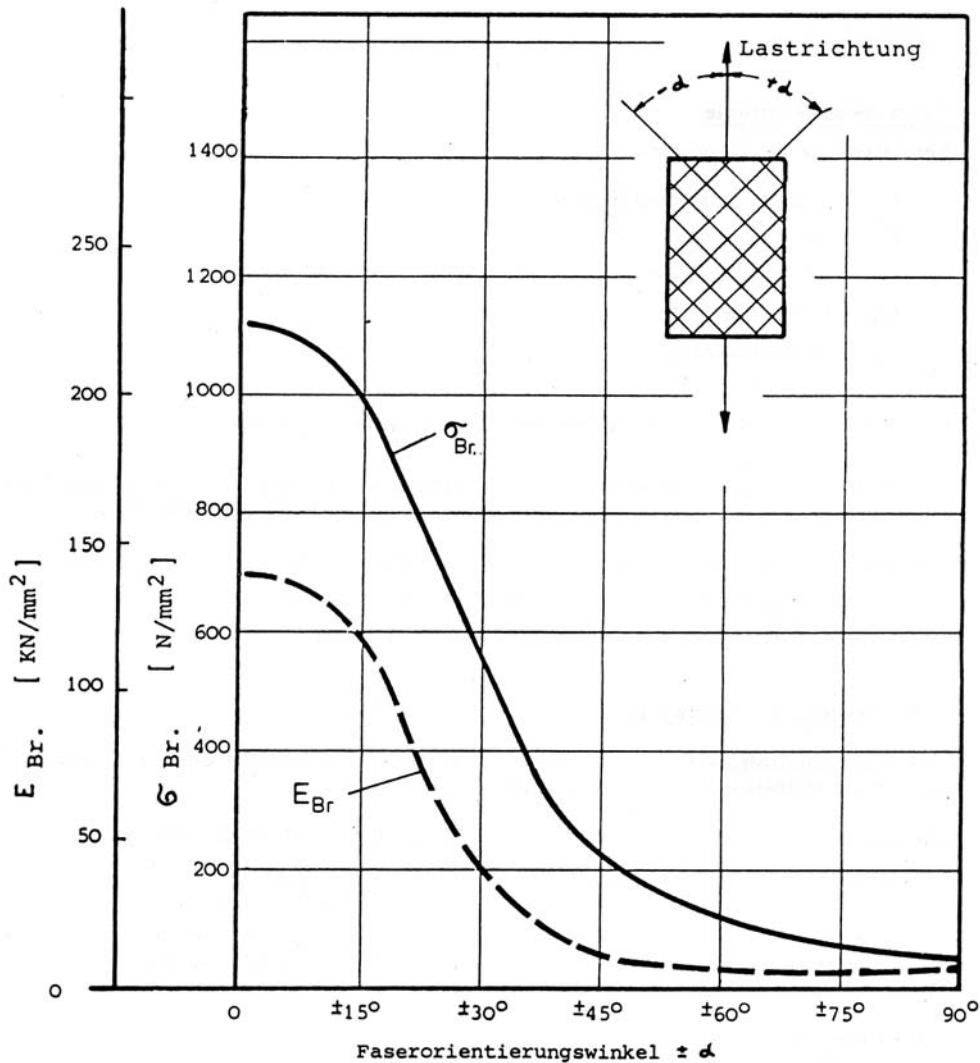
Kohlenstofffasern werden für die meisten Anwendungen in Form von Endlosfasern benötigt. Der klassische Weg eine Endlosfaser zu erzeugen ist, aus einer Lösung oder einer Schmelze zu spinnen. Da Kohlenstoff weder gelöst noch unter realistischen Bedingungen geschmolzen werden kann, muss ein anderer Weg gegangen werden. Im Allgemeinen wird ein so genannter Precursor verwendet, d. h. man geht von einem kohlenstoffreichen Polymer aus (z. B. Polyacrylnitril, kurz PAN), welches relativ einfach zu Endlosfasern versponnen werden kann und wandelt es in einem nachgeschalteten Schritt zu einer Kohlenstofffaser. Dieser Schritt ähnelt einer Verbrennung und nennt sich daher Pyrolyse. Elemente wie z. B. Wasserstoff, Stickstoff und Sauerstoff werden dabei aus dem Polymer durch verschiedene chemische Reaktionen abgespalten und fast reiner Kohlenstoff bleibt übrig. Durch eine nachfolgende Temperaturbehandlung können Gitterbaufehler ausheilen und der Orientierungsgrad der Ebenen wird gesteigert. Je höher der Orientierungsgrad wird, desto steifer wird die Faser. Gleichzeitig wird jedoch die Festigkeit reduziert, da Risse im Material weniger gut abgefangen werden können. Abbildung 6 zeigt, wie sich die Steifigkeit und Festigkeit von Kohlenstofffasern auf PAN-Basis in Abhängigkeit der Graphitierungstemperatur ändert. Die Bezeichnung HT steht für „high tensile“ (hochfest) und die Bezeichnung HM für „high modulus“ (hochsteif).



**Abbildung 6: Steifigkeit und Festigkeit von Kohlenstofffasern auf PAN-Basis in Abhängigkeit der Graphitierungstemperatur [FLE95]**

Kohlenstofffasern bestehen im Allgemeinen aus parallel liegenden Endlosfilamenten und werden im technischen Sprachgebrauch als Rovings bezeichnet. Die Zahl der Endlosfilamente wird mit der K-Zahl ausgedrückt. 12 k steht beispielsweise für 12.000 Filamente in einem Roving. Da ein 12 k Roving mit gleicher Durchlaufgeschwindigkeit hergestellt wird, wie ein 6 k Roving, ist der gewichtsbezogene Preis bei höheren Filamentzahlen günstiger. Der Titer einer Faser beschreibt das Gewicht pro Länge. Er wird mit der Einheit tex (Gramm pro Kilometer Faserlänge) bezeichnet.

Die hohe Steifigkeit und Festigkeit der Kohlenstofffasern ist stark abhängig von ihrer Orientierung im Verbundwerkstoff. Abbildung 7 zeigt, dass die Festigkeit der Faser bei einer Auslenkung von 15° zu einer Reduktion der Festigkeit um ca. 10 % führt.



**Abbildung 7: Zugfestigkeit (Bruch) und –steifigkeit (Bruch) einer Kohlenstofffaser in Abhängigkeit der Belastungsrichtung [MBB82]**

Faserverbundmaterialien müssen daher speziell für bestimmte Lastfälle ausgelegt werden, um das Leichtbaupotential optimal nutzen zu können. Oftmals ist dies gar nicht möglich, da ein Bauteil multiple Lastfälle im späteren Einsatz ertragen muss. Unter diesen Bedingungen wird das Bauteil aus mehreren Ebenen mit unterschiedlichen Lagenorientierungen aufgebaut, damit Lasten verteilt und immer auf eine genügende Anzahl tragender Fasern umgeleitet werden können. Neben den mechanischen Eigenschaften sind auch die thermischen und elektrischen Eigenschaften der Faserverbundstrukturen richtungsabhängig. So beträgt z. B. die Wärmeleitfähigkeit in Faserrichtung ca. 17 W/mK und die spezifische elektrische Leitfähigkeit ca. 62,5 1/Ωcm (Tenax HTS 5631, Quelle

Produktdatenblatt). Die Leitfähigkeiten senkrecht zur Faser sind im Verbund stark von den verwendeten Materialien und dem Faservolumengehalt abhängig, liegen jedoch um ein vielfaches niedriger. In Tabelle 1 sind einige Kennwerte von Standardrovings aufgelistet.

Physikalische Eigenschaft	Einheit	Kohlenstofffasern PAN-Basis				
		Hochfest	Inter- mediate	Hochsteif	Hochsteif/ Hochfest	
		HT	IM	HM	HMS	
Dichte	$\rho$	g/cm <sup>3</sup>	1.74	1.80	1.83	1.85
Zugfestigkeit	$\sigma_{Bz}$	GPa	3.60	5.60	2.30	3.60
Zugmodul	$E_z$	GPa	240	290	400	550
Druckfestigkeit	$\sigma_{Bd}$	GPa	2.50	4.20	1.50	1.80
Bruchdehnung	$\epsilon_{Bz}$	%	1.50	1.93	0.57	0.65
Reisslänge	$\sigma_{Bz}/\rho$	km	206	311	125	194
Dehnlänge	$E_z/\rho$	km	13800	16100	21850	29730
Faserdurchmesser	d	$\mu\text{m}$	~ 7	~ 5	~ 6.5	~ 5
Langzeiteinsatztemperatur	$T_L$	°C	500	500	500	500
Sublimationspunkt	$T_S$	°C	3600	3600	3600	3600

**Tabelle 1: Physikalische Eigenschaften von Standard-Kohlenstofffasern auf PAN-Basis [FLE95]**

Im Herstellungsprozess werden die Fasern anschließend mit einer Schlichte ausgerüstet. Die Schlichte ist ein dünner polymerer Überzug (bei HTS-Fasern häufig auf Polyurethanbasis) auf den Kohlenstofffasern, der die Filamente zusammenhält. Sie soll im Wesentlichen die Verarbeitbarkeit der Rovings vereinfachen. Mikroskopisch gesehen bildet die Schlichte aber auch eine Grenzschicht zwischen Faser und Matrix und beeinflusst dadurch den Krafffluss zwischen den Komponenten unter Belastung.



### **3.2 Eigenschaften der Polymermatrix**

Es existiert eine Vielzahl von Matrixsystemen für die verschiedensten Anwendungen. Im Folgenden sollen nur die wichtigsten für diese Arbeit relevanten Eigenschaften genannt werden. Für ein genaueres Studium empfiehlt sich entsprechende Fachliteratur [FLE95, ELI81, TIE05].

Die polymeren Matrixsysteme kann man in Thermoplaste, Duroplaste und Elastomere einteilen. Die Elastomere sind auf Grund ihrer niedrigen Steifigkeit für Strukturbauteile nur wenig interessant, finden aber z. B. bei Autoreifen (Stahlfasern in Gummimatrix) Verwendung. Thermoplaste zeichnen sich per Definition durch einen Schmelzpunkt aus, während Duroplaste nach ihrer Polymerisationsreaktion nicht mehr schmelzbar sind. Bei der Herstellung von Thermoplasten werden aus chemischen Grundbausteinen, so genannten Monomeren, lange Kettenmoleküle gebildet. Abhängig von der Temperatur befinden sich die Polymerketten in einem mehr oder weniger geknäulten Zustand. Man kann sich die Struktur bildlich wie einen Wollknäuel vorstellen. Durch die mechanische Verhakung bilden die Ketten einen Festkörper. Mit höher werdender Temperatur werden die Ketten mobil und können sich voneinander lösen. Bei der Herstellung von Duroplasten müssen mindestens trifunktionelle Monomere anwesend sein, damit sich ein dreidimensionales Netzwerk ausbilden kann. Einmal auspolymerisiert besteht ein duroplastischer Werkstoff nur noch aus einem einzigen Makromolekül. Da es sich bei den Netzwerkbindungen um kovalente chemische Bindungen handelt, ist ein solches Material nicht schmelzbar und kann bei genügend hohen Temperaturen nur irreversibel zerstört werden.

Sowohl Thermo- als auch Duroplaste werden für Faserverbundwerkstoffe eingesetzt. Verbunde mit Thermoplastmatrix haben den Vorteil, dass sie sich unter Temperatureinwirkung und Druck umformen lassen. Die mechanischen Eigenschaften sind allerdings auf Grund des Bindungstyps der Polymerketten im Allgemeinen niedriger als bei Duroplasten. Die Vorteile der guten Umformbarkeit, die mögliche Recyclingfähigkeit und schnelle Taktzeiten bei

der Bauteilherstellung machen die Thermoplasten z. B. in der Automobilbranche zu einem interessanten Matrixwerkstoff der manchen mechanischen Nachteil vergessen lässt.

Hochbelastete Strukturbauteile werden dagegen überwiegend mit duroplastischen Matrices hergestellt. Insbesondere die relativ hohe Glasübergangstemperatur (Erweichungstemperatur) ist von Vorteil, wenn man an gleichzeitig mechanisch und thermisch belastete Bauteile denkt. Beispielsweise könnte starke Sonneneinstrahlung einen Flugzeugflügel bei zu niedriger Glasübergangstemperatur erweichen lassen, so dass er sich unter seinem Eigengewicht verformt.

Ein großer Anteil duroplastischer Matrixwerkstoffe wird von den Epoxidharzen gestellt. Sie haben den Vorteil, dass sie ohne Abspaltung flüchtiger Nebenprodukte aushärten und daher auch nur wenig Schwund haben. Das ausgehärtete Material besitzt hervorragende mechanische Eigenschaften und weist eine gute Beständigkeit gegenüber Umwelteinflüssen auf. Grundsätzlich reagiert die Epoxidgruppe eines Monomers mit reaktiven Wasserstoffatomen eines anderen Monomers (siehe Abbildung 8). Durch vielfältige Reaktionsmöglichkeiten an verschiedenen funktionellen Gruppen der Monomere bildet sich ein Netzwerk aus.

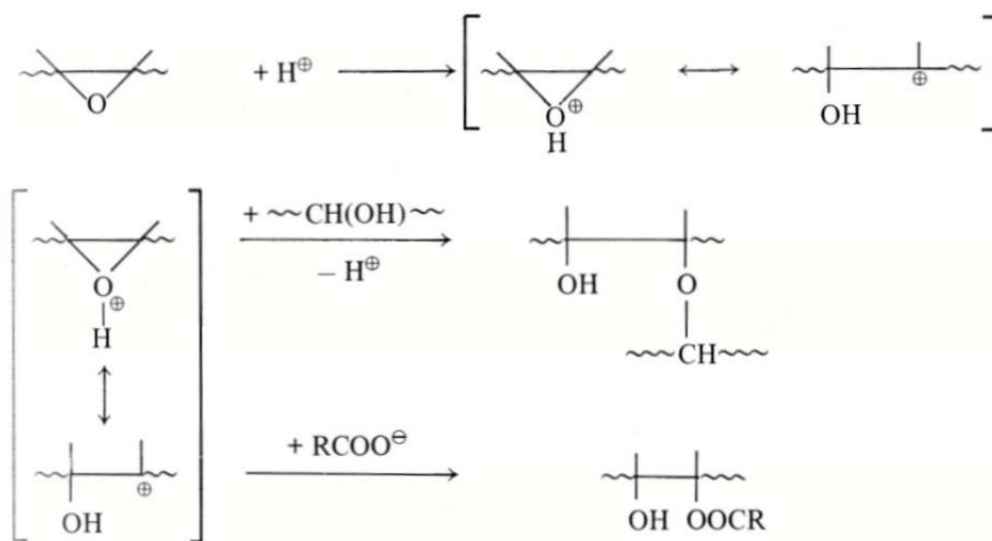


Abbildung 8: Beispiel für die Reaktion einer Epoxidgruppe [ELI81]

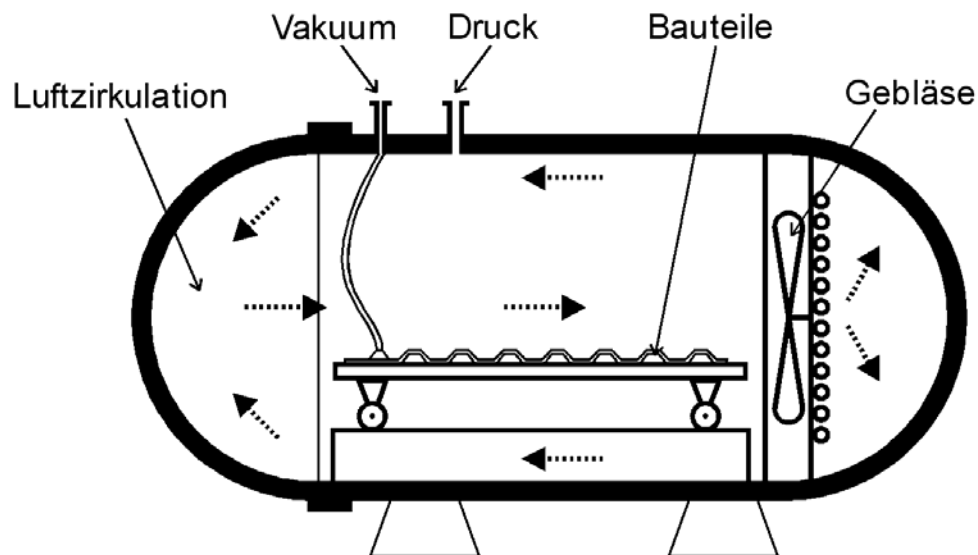
In einem Verbundwerkstoff umschließt diese Harzmatrix die Kohlenstofffasern und sorgt für eine gleichmäßige Lastverteilung auf die Verstärkungsfasern. Diese werden an einer definierten Position, die im Allgemeinen mit dem Kraftfluss korrelieren sollte, gehalten und schützen die Fasern vor äußeren Einflüssen.

### **3.3 Herstellungsprozesse von Verbundwerkstoffen**

Grundsätzlich kann zwischen zwei verschiedenen Herstellungsrouten für Faserverbundwerkstoffe unterschieden werden. Bei der Prepreg-Route geht man von dünnen Faserbändern aus parallel liegenden Endlosfilamenten aus, die mit einem viskosen Polymerharz vorimprägniert wurden. Die Prepregs sind beidseitig mit Trennpapieren oder -folien versehen und werden von Rollen verarbeitet. Das Material wird zugeschnitten und dann schichtweise entsprechend einem Legeplan aufgebaut. Dabei muss jede einzelne Lage blasenfrei festgerollt werden, weil eingeschlossene Luft in späteren Arbeitsschritten kaum noch entfernt werden kann. Die Prepregs haben üblicherweise eine Dicke von 0,125 bis 0,25 mm, d. h. eine ca. 4 mm dicke Platte muss bei dünnem Prepregmaterial aus 32 Einzellagen aufgebaut werden. Der Aufbauprozess ist dabei für komplexe Bauteile nur schwer automatisierbar. So genannte „automated tape layer“ (ATL) finden z. B. bei der Herstellung von Flugzeugflügeln Anwendung. Diese Technik eignet sich aber nur für relativ große und schwach gekrümmte Bauteile. Zusätzlich muss ein solches Bauteil in hohen Stückzahlen hergestellt werden, damit sich die Investition der Anlage (ca. 2-6 Millionen Dollar [LOR06]) lohnt. Viele Produktionsprozesse lassen derart hohe Investitionen nicht zu, weshalb häufig auf Handarbeit zurückgegriffen wird. Die Handarbeit ist sehr zeitaufwändig und damit teuer.

Nach dem Stapeln der einzelnen Prepreglagen wird das noch flüssige Polymerharz in einem Autoklavprozess vernetzt. Mittels hohem Druck (7-10 bar) werden die Einzellagen dicht verpresst und eventuelle Lufteinschlüsse verdichtet. Ein Teil des Harzes wird dabei noch aus dem Verbund entfernt, so dass man zu Faservolumengehalten zwischen 60 und

70 % gelangt. Die Vernetzungsreaktion der üblichen Duroplast-Matrizes läuft bei ca. 180 °C für mehrere Stunden ab. Der Autoklavprozess macht eine kontinuierliche Produktion unmöglich. Es können aber mehrere Bauteilvorformlinge gesammelt und dann gemeinsam im Autoklav vernetzt werden.

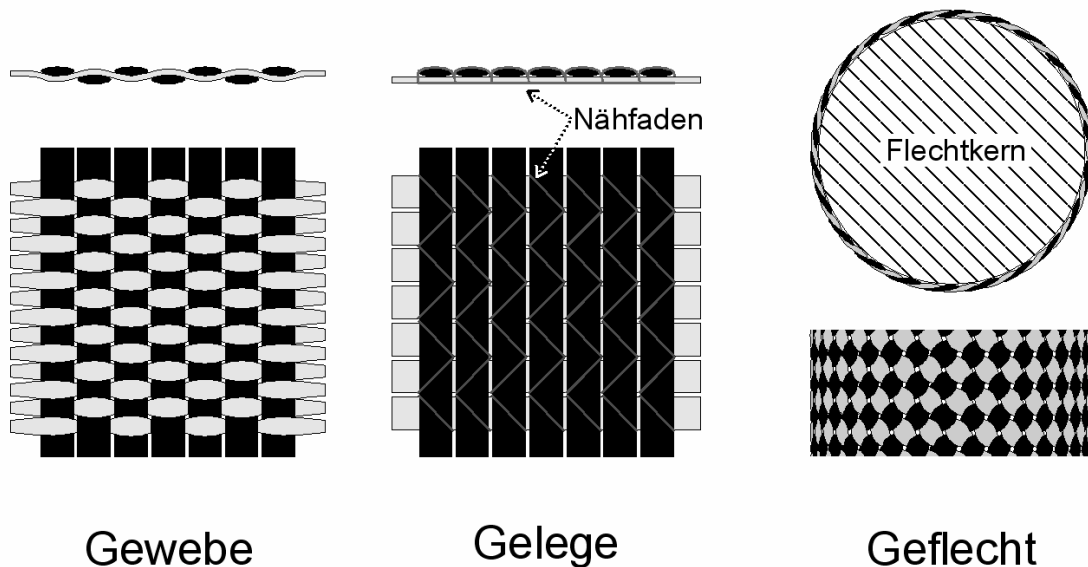


**Abbildung 9: Querschnittsskizze eines Autoklavs für die Herstellung von Bauteilen aus Prepreg**

Durch die notwendige Zwischenlagerung, zusätzliche Logistik und die teure Autoklavtechnik entstehen Zusatzkosten, die nur schwer verringert werden können. Hinzu kommt noch, dass das unvernetzte Harz in den Prepregs bereits aktiviert ist, d. h. die Vernetzungsreaktion läuft abhängig von der Umgebungstemperatur selbständig ab. Prepregs werden daher bei -18 °C gelagert und sind auch dann nur für ca. 6 Monate verwendbar. Die Investition in Kühlanlagen und der Lageraufwand führen zu einer weiteren Erhöhung der Bauteilkosten.

Trotz guter mechanischer Eigenschaften von CFK-Bauteilen aus Prepregmaterial sind die hohen Herstellungskosten ein wesentlicher Grund, der einem großindustriellen Einsatz dieser Technik z. B. in der Automobilindustrie im Wege steht.

Eine zweite, Herstellungsrouten bringt viel versprechende Ansätze, die CFK-Herstellung zu rationalisieren und damit kostengünstiger zu machen. Bei der Infiltrationsroute wird zunächst ein „trockenes“, d. h. harzfreies Kohlefaserhalbzeug zu einer Preform verarbeitet und später mit einem dünnflüssigen Polymerharz infiltriert. Bei den Faserhalbzeugen kommen Textilien wie z. B. Gewebe, Gelege oder Geflechte zum Einsatz. Diese werden aus Endlosfasern in speziell modifizierten Textilmaschinen hergestellt.



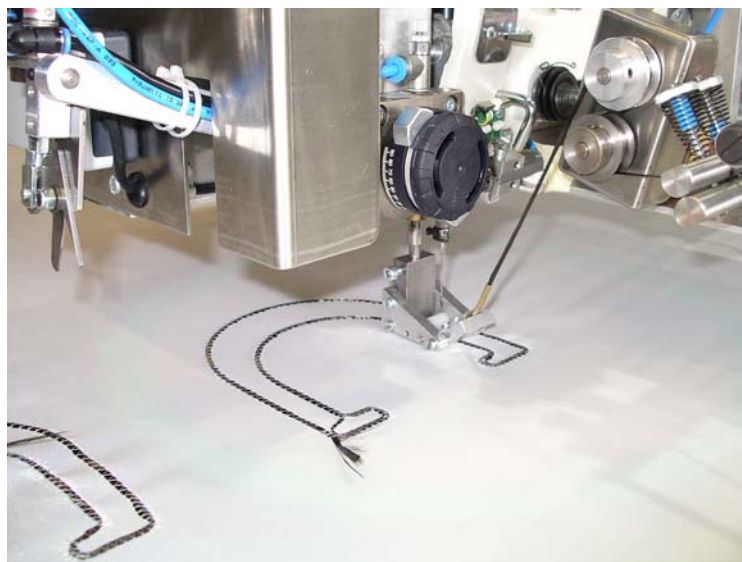
**Abbildung 10: Verschiedene Carbontextilien für die Verwendung in Infiltrationsprozessen (Querschnitt oben, Aufsicht unten)**

Die Textilien werden zugeschnitten und entsprechend dem geplanten Lagenaufbau gestapelt. Dabei sind die einzelnen Textillagen deutlich dicker als Prepreglagen. Ein Standard-Biaxialgelege beinhaltet z. B. zwei Faserrichtungen und ist etwa 0,5 mm dick. Durch die geringere Anzahl von Legeschritten und den einfacheren Legeprozess können Kosten eingespart werden. Des Weiteren sind die Preforms lagerstabil und können vorproduziert werden.

Neben dem klassischen Weg, Preforms aus zweidimensionalen Halbzeugen aufzubauen, gibt es noch die Möglichkeit, Kohlenstofffasern relativ frei entlang vordefinierter Bahnen abzulegen. Beim so genannten Tailored Fiber Placement (TFP) werden Fasern mittels Sticktechnik auf flächigen Untergründen wie z. B. Glas- oder Kohlenstofffasergeweben befestigt [MAT00]. Die Fixierung kann dabei mit verschiedenen Nähfadenmaterialien

stattfinden. Während z. B. Polyesterfäden kaum zur Festigkeit des späteren CFK-Materials beitragen, können Aramid-, Glas- oder Carbonnähfäden die interlaminare Scherfestigkeit verbessern [MIL01]. Es ist auch möglich, schmelzbare Nähfäden einzubringen, die sich während der Infiltrationsphase auflösen [Patent DE 10061028]. Dadurch kann die festgestickte Faser relaxieren und eine gleichmäßigere Faserlage erreicht werden.

Das TFP kommt vor allen Dingen für die gezielte Verstärkung anderer textiler Strukturen in Frage. So können z. B. um Lochausschnitte spezielle Stickmuster erzeugt werden, die Spannungskonzentrationen abmildern und damit das Versagensverhalten des Basismaterials positiv beeinflussen. Es ist aber auch möglich, reine TFP-Preforms zu erzeugen, bei denen der Stickgrund keinen wesentlichen Beitrag zur Festigkeit der Struktur leistet. Ein Beispiel dafür ist z. B. der so genannte Fahrrad-Brake-Booster (siehe Abbildung 11). Die Kohlenstofffasern wurden entlang zuvor berechneter Bahnen endkonturnah positioniert. Die Steifigkeit des Bauteils konnte damit bei annähernd gleichem Gewicht um 177% gegenüber einer aus Prepreggeweben geschnittenen Struktur gesteigert werden [KAR06].



**Abbildung 11: TFP-Anlage während der Fertigung eines Fahrrad-Brake-Boosters [IFB Stuttgart]**

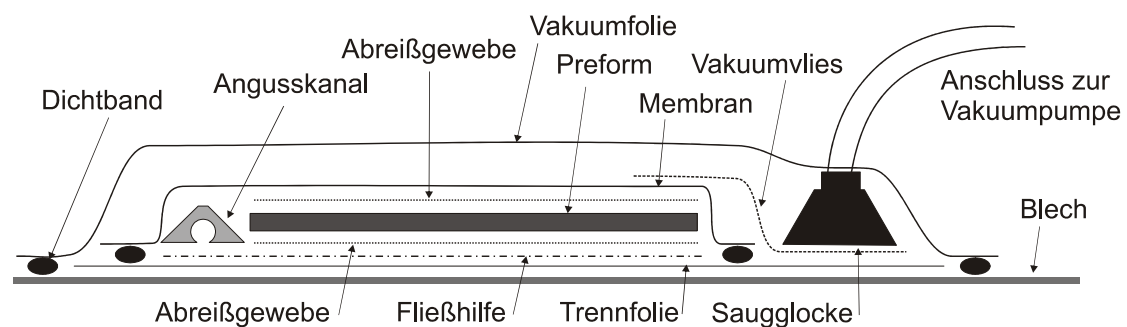
Neben den vielen gestalterischen Freiheiten, die das TFP mit sich bringt, gibt es jedoch auch negative Eigenschaften. Besonders bei der Ablage dicker

Rovings oder bei engen Kurvenradien neigen die abgelegten Bändchen dazu, im Kurvenbereich zu verkippen bzw. sich aufzustellen. Filamente an der Innenkurve der Ablegebahn müssten gestaucht oder an der Außenkurve gestreckt werden. Da die Steifigkeit der Verstärkungsfasern allerdings keinen Längenausgleich zulässt, weichen die Filamente den Zug- und Druckspannungen aus. Der Nähfaden ist ein weiteres Problem, weil er die Verstärkungsfasern an den Überkreuzungsstellen zusammendrückt und zu Ondulationen führt. Des Weiteren sammelt sich der Nähfaden bei mehrlagigen TFP-Strukturen in tieferen Ebenen an und reduziert dort den Volumenanteil der Verstärkungsfasern. Nicht zu vergessen ist auch, dass die Preform sehr häufig von der Nähnadel durchstochen wird. Trotz optimierter Nadelspitzengeometrien kommt es dabei zu Faserbrüchen in tieferen Lagen und zu einer Reduktion der Festigkeit der Verstärkungsfasern.

TFP-Anlagen orientieren sich bisher stark an industriellen Stickautomaten. Sie arbeiten mit Ober- und Unterfaden und bewegen häufig den leichteren Stickrahmen unter den relativ masseträgen Stickköpfen. Dadurch eignet sich die Methode nicht ohne weiteres für 3D-Anwendungen. Da immer nur ein einzelner Roving von einem Nähkopf fixiert werden kann, ist der Faserdurchsatz direkt abhängig vom Titer des Rovings und von der Bahngeschwindigkeit des Nähkopfes. Der Faserdurchsatz der Methode ist mit ca. 4 g/Min (500 Stich/Min, 5 mm Schritt, 24 k-Roving) relativ niedrig. Das automatisierte Ansetzen des Rovings ist bisher noch nicht zufrieden stellend gelöst, so dass an Umkehrstellen der Stickrichtung meistens Schlaufen gebildet werden müssen.

Varianten der TFP-Technik mit Binderfixierung befinden sich zurzeit in der Entwicklung. Dies soll die Anwendung auf dreidimensionalen Basispreforms ermöglichen, da keine Zugänglichkeit der Unterseite benötigt wird. Ebenso verringert sich die Problematik des Ansetzens, da bei einer geeigneten Binderwahl direkt nach dem Oberflächenkontakt eine schubfeste Anbindung besteht.

Für die Infiltration von Preforms kommen vor allem zwei Verfahren in Frage, die unter einer Vielzahl verschiedener Bezeichnungen und Variationen bekannt sind. Beim „resin transfer moulding“ (RTM, [FLE99]) wird die Preform in ein hartes Formwerkzeug mit einer definierten Kavität eingelegt und evakuiert. Das Werkzeug wird aufgeheizt, Harz injiziert und vernetzt. Anschließend kann ein Bauteil mit definierter Geometrie und Oberflächenqualität entformt werden. Der Prozess hat den Vorteil mit relativ wenig Verbrauchsmaterialien auszukommen und relativ schnell zu sein. Das Formwerkzeug ist allerdings in den meisten Fällen kompliziert und teuer herzustellen. Deshalb eignet sich das RTM-Verfahren vorzugsweise für große Stückzahlen. Ein anderes Infiltrationsverfahren läuft häufig unter dem Namen „vacuum assisted process“ (VAP, [Patent WO 03/018297 A3]). Dabei wird die Preform von einer semipermeablen Membran umschlossen (siehe Abbildung 12), welche wiederum von einer Vakuumfolie umschlossen wird.



**Abbildung 12: Skizze eines VAP-Aufbaus**

In den inneren Bereich des Folienaufbaus wird das Harz injiziert. Es füllt alle Zwischenräume der Preform bis an die semipermeable Membran. Diese ist nur für Luft durchlässig und erlaubt die Entfernung von kleinen Luftblasen aus dem Harz auch noch während der Infiltration. Durch das unter der Folie anliegende Vakuum drückt die Atmosphäre mit ca. 1 bar auf den gesamten Aufbau und verpresst das Material bis zu einem Faservolumengehalt von 60 %. Die Vernetzung kann in einem normalen Umluftofen bei 120-180 °C stattfinden. Im Vergleich zum RTM-Verfahren gibt es viele verschiedene Verbrauchsmaterialien die nach der Infiltration entsorgt werden müssen. Andererseits kann bei diesem Prozess auf ein aufwendiges Formwerkzeug



verzichtet werden. Er eignet sich daher vorwiegend für geringe Stückzahlen und komplexe Geometrien. In Abbildung 13 ist die Infiltrationsroute der Prepreg-Route noch einmal gegenübergestellt.

## Prepreg-Route

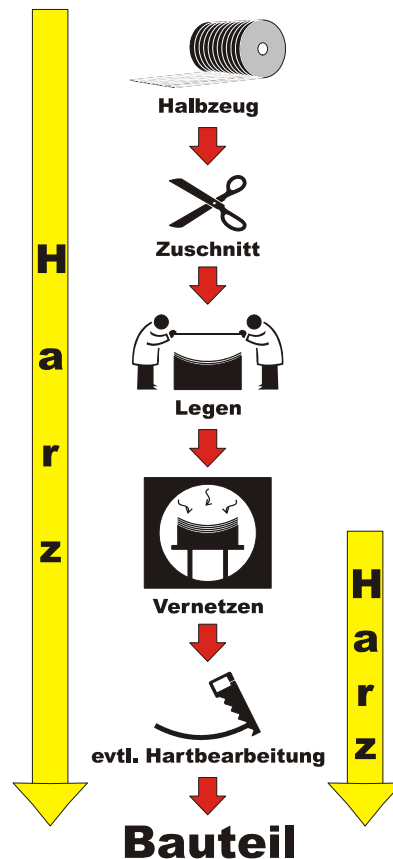
vorimprägniert  
dünne Einzellagen  
geringe Lagerstabilität

Messersysteme  
Fixierung erforderlich  
Zeitfenster

Positionierungsaufwand  
viele Einzellagen  
meistens Handarbeit

Autoklav-Prozess

hoher Werkzeugverschleiß  
Qualitätssicherungsaufwand



## Infiltrationsroute

"trockenes" Halbzeug  
Lagenstapel  
lagerstabil

Messersysteme  
Fixierung erforderlich

Drapierproblem  
wenig Handarbeit

Ofen-Prozess  
(RTM, VAP)

hoher Werkzeugverschleiß  
Qualitätssicherungsaufwand

Abbildung 13: Vergleich von Prepreg- und Infiltrations-Route

Der wesentliche Unterschied der beiden Routen ist, dass das Harz bei der Infiltration erst kurz vor der Vernetzung in den Prozess kommt und dass die Vernetzung in einem normalen Umluftofen stattfinden kann.

### **3.4 Kurze Fasern in Verbundwerkstoffen**

Bisher wurde fast nur auf die Verwendung von Endlosfasern eingegangen. Diese werden bei hochbelasteten Bauteilen bevorzugt eingesetzt, da sie mit klassischen textiltechnischen Verfahren leichter verarbeitet werden können. Die Theorien der kritischen Faserlänge besagen aber, dass Verbundmaterialien mit einer Faserlänge oberhalb der so genannten kritischen Faserlänge ähnlich gute mechanische Eigenschaften wie Verbunde aus Endlosfasern haben können. Entscheidend sind dabei die Faser-Matrix-Kombination sowie die Anordnung der kurzen Faserstücke im Raum.

Bei der Verwendung von kurzen Fasern kommt den mechanischen Eigenschaften der Matrix eine größere Bedeutung als bei Langfaserverbunden zu. An den Enden einer Faser können Kräfte nur noch über die Matrix auf benachbarte Fasern umgeleitet werden. Der Faser- und der Matrixtyp bestimmen dabei die Scherfestigkeit der Faser-Matrix-Grenzfläche. Des Weiteren ist die Festigkeit des Gesamtmaterials durch den Faservolumengehalt festgelegt, da sie hauptsächlich durch die Festigkeit der Fasern bestimmt wird. Wie in Kapitel 3.1 bereits erwähnt wurde, weisen Kohlenstofffasern durch die Anisotropie ihre besten Eigenschaften nur in Faserrichtung auf. Deshalb ist die optimale Ausrichtung kurzer Faserstücke ein entscheidendes Kriterium für die Gesamtfestigkeit eines solchen Faserverbundes.

In [FLE94] wurden Untersuchungen an speziellen Kurzfasern-Thermoplast-Prepregs gemacht und mit den mechanischen Eigenschaften von Langfaserproben aus dem gleichen Material verglichen. Die Kurzfasern-Prepregs mussten zunächst im so genannten Vakuum-Trommel-Filter-Ausrichtverfahren hergestellt werden. Dazu wurden in 3 mm kurze Stücke geschnittene T300 Fasern (Tenax) in Glycerin dispergiert und über eine schräg gestellte Rinne auf die Vakuumtrommel geleitet. Die Vakuumtrommel war mit einem Filtertextil belegt und von innen mit einem Unterdruck

beaufschlagt. Durch hydrodynamische Prinzipien richteten sich die kurzen Faserstücke schon im Glycerinstrom in die Fließrichtung aus. Der entscheidende Schritt war aber der Übergang von der Fließrinne auf die Vakuumtrommel. Die Trommeloberfläche bewegte sich mit höherer Geschwindigkeit als der Fluss des Glycerins. Dadurch wurden die Faserstücke bis auf +/- 4° gerade gerichtet. Nach der Entfernung des Glycerins wurden die Kurzfaserverpreforms mit einer thermoplastischen Polyetherimid-Matrix vorimprägniert und zu unidirektionalen Prüfproben verarbeitet. Der dabei erreichte Faservolumengehalt lag bei 49 %. Der Faservolumengehalt der zu vergleichenden Langfaserproben wurde auf 49 % normiert.

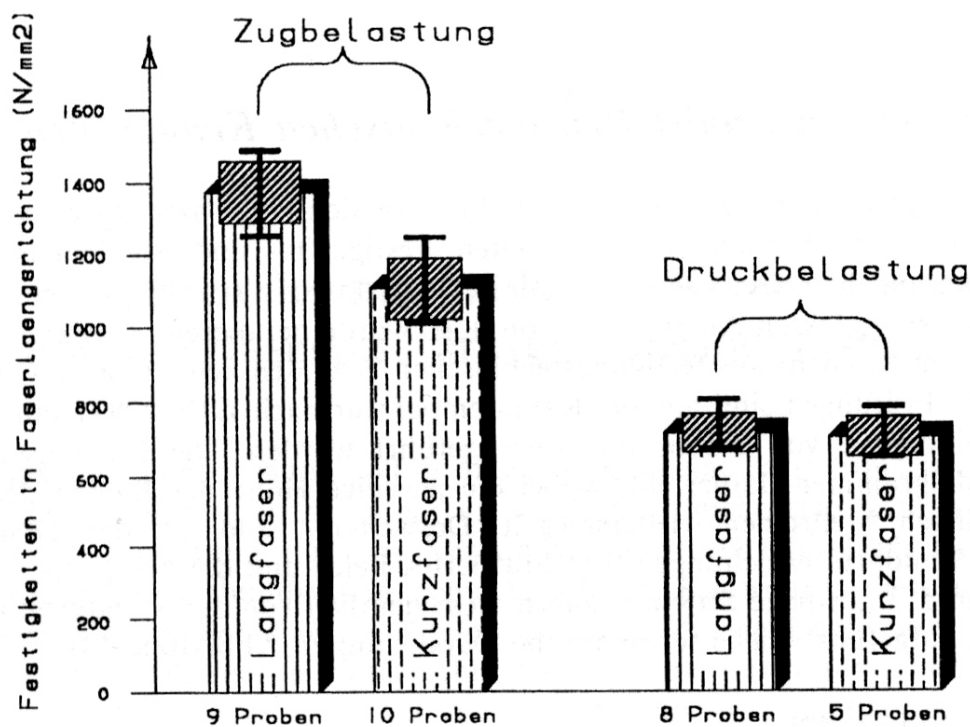
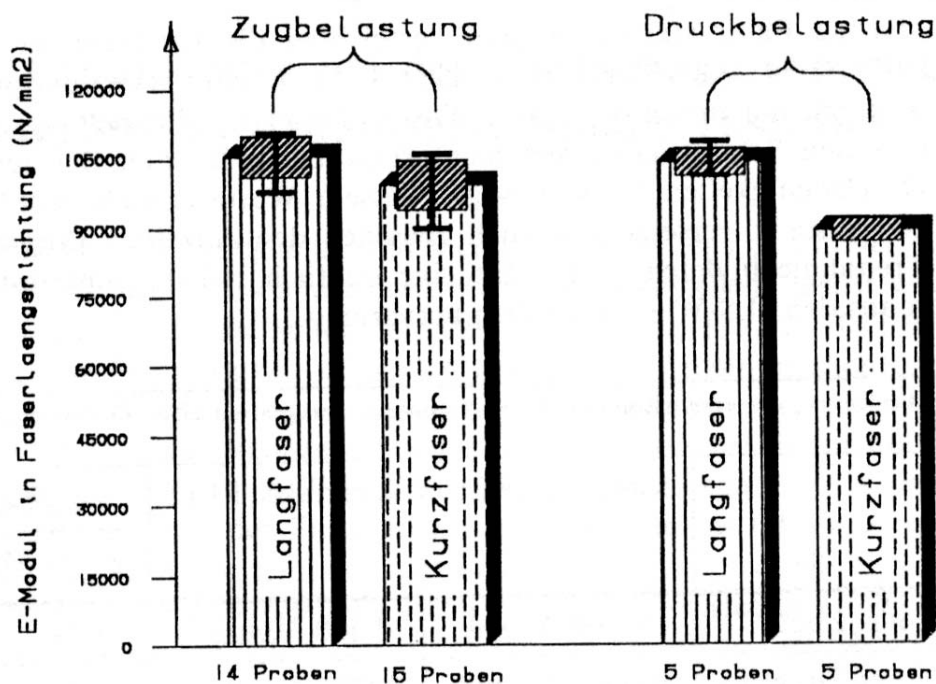


Abbildung 14: Festigkeit von Kurz- und Langfaserverbundproben (T300/PEI) in Faserrichtung, Prüfung nach DIN 29971 [FLE94]



**Abbildung 15: Steifigkeit von Kurz- und Langfaserverbundproben (T300/PEI) in Faserrichtung, Prüfung nach DIN 29971 [FLE94]**

Abbildung 14 und Abbildung 15 zeigen die Festigkeiten und Steifigkeiten der Kurz- und Langfaserproben im Vergleich. Die schraffierten Bereiche entsprechen den Standardabweichungen und die Doppel-T-Balken zeigen den minimalen und maximalen Kennwert aus einer Serie von 6 Proben.

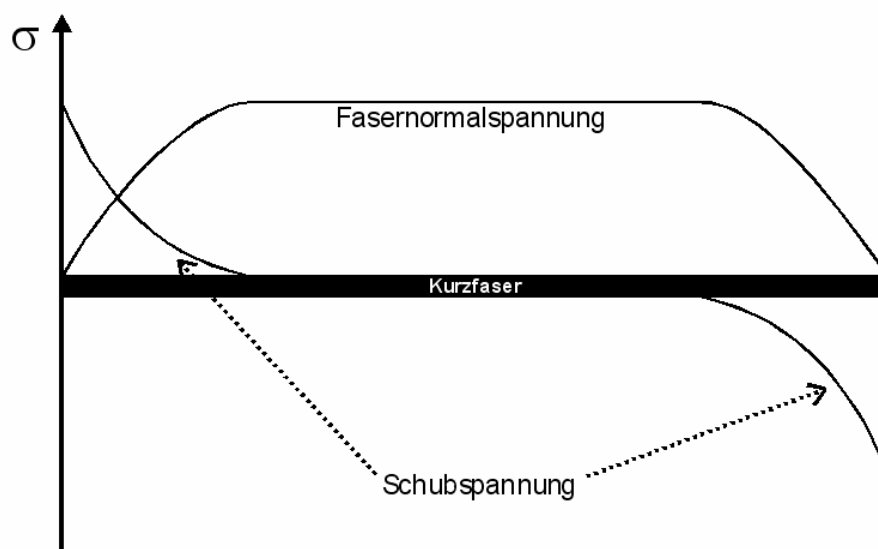
Es zeigt sich, dass die Kurzfaserverbundproben ca. 80 % der Zugfestigkeit der Langfaserproben erreichen. Die Druckfestigkeit ist bei beiden Materialien etwa gleich. Bei den Zug- und Druckmoduli ergibt sich bei den Kurzfaserverbundproben eine Erniedrigung um 6 % bzw. 15 %. Damit schneiden die Kurzfaserverbundproben nur geringfügig schlechter als die Langfaserproben ab. Gleichzeitig bestehen bei kurzen Fasern aber ganz andere Möglichkeiten der Faserarchitektur und der kraftflussgerechten Auslegung.

Um das Verhalten von Kurzfaserverbundwerkstoffen erklären zu können wurden verschiedene theoretische Modellansätze für die Beschreibung der statischen Festigkeit und Steifigkeit entwickelt. Für das so genannte Einstab-

Modell werden folgende Annahmen getroffen:

1. Eine runde Faser ist umgeben von einer zylinderförmigen Bettungsmasse.
2. Die Kraftübertragung zwischen Bettungsmasse und Faser hängt ab vom Dehnungsunterschied zwischen Faser und Bettungsmasse an den Berührflächen dieser beiden Komponenten.
3. Zwischen Faser und Bettungsmasse herrscht bis zum Bruch eine vollkommene Verklebung
4. Über die Stirnflächen der Faser wird keine Kraft übertragen.

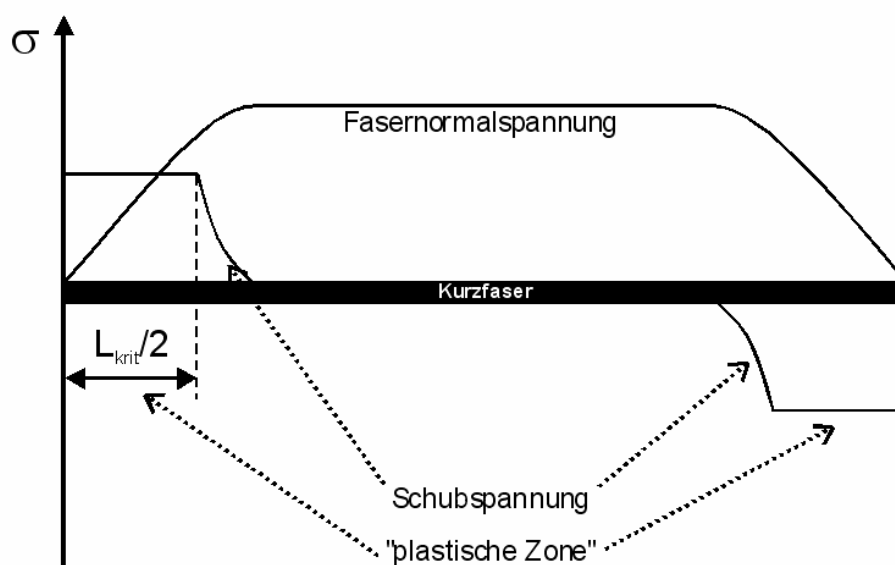
Mit diesen Annahmen kann die theoretische Spannungsverteilung entlang einer Faser berechnet werden. Die Fasernormalspannung muss am Ende einer Faser gegen Null gehen, da die der Zugkraft entgegenwirkende Haltekraft durch die relativ weiche Matrix immer geringer wird. Gleichzeitig steigt die Schubspannung in der Faser-Matrix-Grenzfläche umgekehrt proportional zur fallenden Fasernormalspannung.



**Abbildung 16:** Schematische Darstellung der Normal- und Schubspannungsverteilung entlang einer Faser

Abbildung 16 zeigt die Spannungsverteilung über einer Kurzfasers, die sich nach dem Einstab-Modell ergibt. Weitergehende Betrachtungen von Och [OCH70] haben allerdings gezeigt, dass durch die Schubspannungs-

konzentrationen an den Faserenden die Verklebung zwischen Bettungsmasse und der Verstärkungsfaser bereits bei sehr geringer Belastung bricht. Die dritte Annahme des Einstabmodells ist daher nicht erfüllt. Wenn allerdings eine Schrumpfspannung zwischen Matrix und Faser herrscht, dann tritt Reibung in der entstandenen Grenzfläche auf. Der Verbund verhält sich, als ob in diesen Bereichen eine elastoplastische Matrix vorhanden wäre. An Stelle der Fließschubspannung tritt das Produkt aus Reibungskoeffizient und Schrumpfspannung.



**Abbildung 17: Abhängigkeit der kritischen Faserlänge von der plastischen Zone**

Wenn die Kraft, die in der Faser-Matrix-Bruchfläche aufgebaut wird in Summe die Bruchkraft der Faser überschreitet, dann versagt der Verbund durch Zugbruch in den Verstärkungfasern. Bei sehr kurzen Fasern wird die Bruchkraft in den Fasern nicht erreicht und der Verbund versagt durch Schubbruch in der Faser-Matrix-Grenzfläche. Die kritische Faserlänge entspricht der Länge, an der Wechsel der Versagensmechanismen eintritt. Oberhalb der kritischen Faserlänge entspricht das Versagensverhalten dem eines Langfaserverbundes.

Die kritische Faserlänge lässt sich wie folgt berechnen:

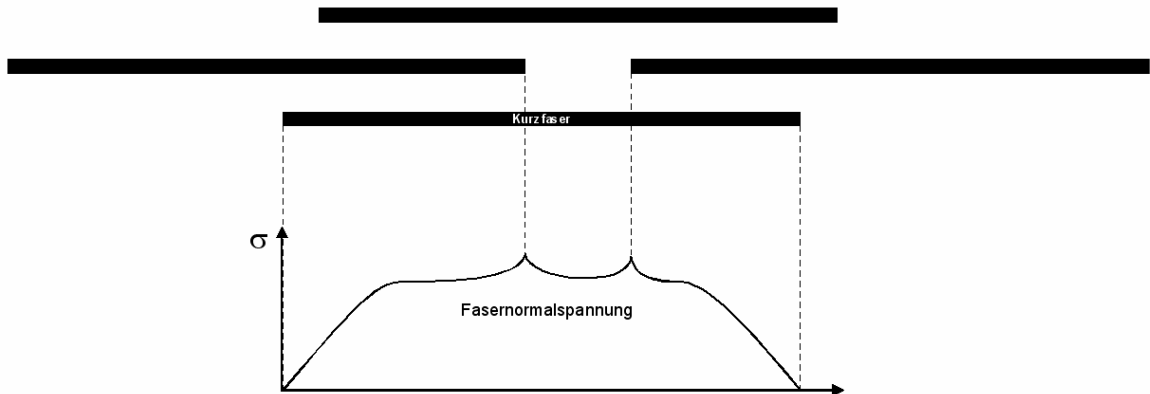
$$A_{\text{Bruchfläche}} \cdot \tau_{\text{plastische Zone}} = A_{\text{Faserquerschnitt}} \cdot \sigma_{\text{Faserbruchspannung}}$$

$$\pi \cdot d \cdot \frac{L_{\text{krit}}}{2} \cdot \tau_{\text{pl}} = \frac{\pi \cdot d^2}{4} \cdot \sigma_{\text{Fbr}}$$

$$L_{\text{krit}} = \sigma_{\text{Fbr}} \cdot \frac{d}{2 \cdot \tau_{\text{pl}}}$$

**Formel 1: Ableitung der kritischen Faserlänge**

Dieses Modell ist recht anschaulich, geht aber nicht auf die Spannungskonzentrationen an den Faserenden ein. In verschiedenen anderen Ansätzen [z. B. HAL69, BAD79, TUC99] wurde versucht, verfeinerte Modelle aufzustellen. Allen ist jedoch gemeinsam, dass die zusätzlichen Spannungskonzentrationen, die entlang der benachbarten durchgehenden Fasern auftreten, vernachlässigt werden. In Realität erhöht sich die Fasernormalspannung immer dort, wo eine benachbarte Faser endet (siehe Abbildung 18).



**Abbildung 18: Fasernormalspannungsverlauf in axialer Richtung unter Berücksichtigung der Schubspannungskonzentrationen benachbarter Faserenden**

D. h. wenn viele Faserenden in einer Querschnittsebene liegen, kann es zu deutlichen Überhöhungen in der Fasernormalspannung kommen und die Faser bricht, bevor die kritische Faserlänge erreicht wird.

Folgende Aussagen lassen sich aus diesem Kapitel zusammenfassen:

- Kurzfaserverbundwerkstoffe können gute mechanische Kennwerte erreichen. Diese sind nicht wesentlich schlechter als bei vergleichbaren Langfaserverbunden.
- Die Ausrichtung der Fasern hat großen Einfluss auf die Festigkeit und den E-Modul von Laminaten.
- Die kritische Faserlänge liegt bei den meisten Materialkombinationen bei wenigen Millimetern. Nach [Och70] entspricht sie etwa dem 1000fachen des Filamentdurchmessers.
- Faserenden generieren Spannungskonzentrationen im Verbundmaterial. Eine lokale Anhäufung von Faserenden muss im Hinblick auf die Festigkeit des Gesamtlaminats verhindert werden.

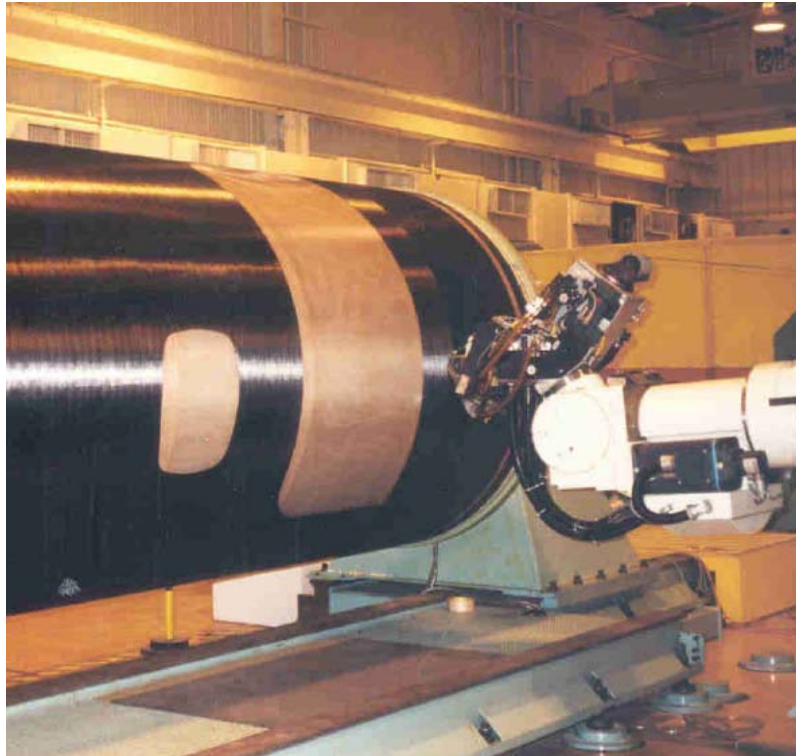
### **3.5 Ausrichtung von Fasern in Verbundwerkstoffen**

Aufgrund der starken Abhängigkeit der Faserfestigkeit von der Belastungsrichtung müssen Fasern, um ihre optimalen Eigenschaften zu zeigen, parallel zum Kraftfluss ausgerichtet werden [TOS00]. Bei klassischen textiltechnischen Faserhalbzeugen ist dies häufig nicht möglich, da bestimmte Faserrichtungen fertigungstechnisch vorgegeben sind. Das Tailored-Fiber-Placement [CRO97] oder das Tape-Laying erlauben die Verlegung von Fasern entlang definierbarer Bahnen mittels robotergeführter Ablegeköpfe. Durch die Ausrichtung der Fasern können Gewichtseinsparungen von 3-10 % [HAL03] bzw. höhere Festigkeiten erreicht werden.

Die zusätzlichen Freiheitsgrade dieser Maschinen bringen jedoch auch neue Schwierigkeiten mit sich, die z. B. bei Geweben oder Gelegen in dieser Form nicht auftreten. Um vertretbare Faserdurchsatzraten zu erreichen, werden dicke Faserbündel oder breite Bänder abgelegt. Die Problematik, solche Faserbänder entlang gekrümmter Bahnen abzulegen, wurde bereits in Kapitel 3.3 beschrieben. Bei Endlofasern ist die einzige Möglichkeit dieses Problem abzumildern, viele kleine Bändchen parallel abzulegen und Vorrichtungen für

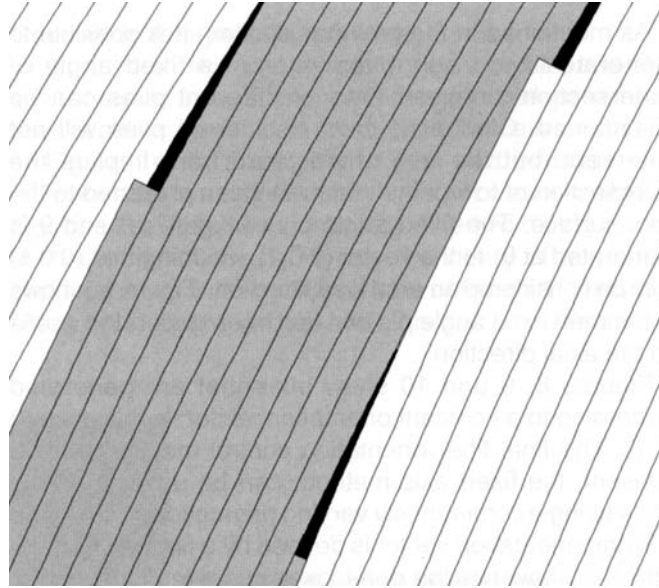


den Längenausgleich der einzelnen Bändchen vorzusehen. Je dünner und schmaler die einzelnen Bändchen sind, desto besser können Kurven gelegt werden und desto geringer ist das Einzelflächengewicht. Dies verringert aber auch den Faserdurchsatz bzw. die Geschwindigkeit der Methode. Die Firma Cincinatti Machines bietet unter der Produktbezeichnung Viper 1200 eine solche Maschine für die Verlegung vorimprägnierter Faserbändchen an.



**Abbildung 19: Bändchenleger der Firma Cincinatti Machines**

Bei einer kraftflussgerechten Auslegung von Verbundbauteilen, müssen Fasern allerdings häufig ihren Abstand zueinander ändern, weil Kraftflusslinien an Engstellen zusammenlaufen. Da die Faserbändchen einen konstanten Raum beanspruchen, lassen sie sich nicht beliebig dicht ablegen. Die Fasern müssen dann an Engstellen in ihrer Anzahl reduziert werden, d. h. sie müssen abgeschnitten werden. Ein Kriterium dafür kann z. B. sein, dass ab einem bestimmten Überlappungsgrad die Faser nicht mehr weiter abgelegt werden darf. Abbildung 20 zeigt, dass in solchen Fällen Lücken entlang der Ablegebahnen entstehen, die das mechanische Verhalten des Verbundwerkstoffes negativ beeinflussen können.



**Abbildung 20:** Skizze einer Überlappungsregion mit entstandenen Lücken bei der Ablage von Faserbändchen [HAL03]

Es wurde bereits versucht die Entstehung von Lücken in einer Software zu berücksichtigen und so lokale Ansammlungen von Fehlern in Bauteilen im Vorfeld der Fertigung zu vermeiden [HAL03].

Die gerichtete Faserablage lässt demnach Verbesserungen in den mechanischen Eigenschaften von Verbundwerkstoffen erwarten, aber grundsätzliche Schwierigkeiten lassen sich bei der Ablage von Endlosfasern kaum umgehen.

### **3.6 Bionische Auslegung von Faserverbundwerkstoffen**

Unter Bionik versteht man die Umsetzung von biologischen Funktionsprinzipien in technische Anwendungen. Es gibt dabei zwei verschiedene Vorgehensweisen. Einerseits kann man bei einer technischen Problemstellung nach Analogien in der Natur suchen und die Problemlösung der Natur adaptieren. Andererseits können neue technische Entwicklungen durch biologische Grundlagenforschung ausgelöst werden (Abstraktions-Bionik). Ein sehr bekanntes Beispiel dieser Vorgehensweise ist die Entdeckung des so genannten Lotus-Effekts. Aus Beobachtungen in der Natur war lange bekannt, dass Blätter der Lotuspflanze einen Selbstreinigungseffekt besitzen. Aber erst gezielte Nachforschungen

ermöglichten in den 90er Jahren die Übertragung dieses Phänomens in technische Anwendungen, wie z. B. eine schmutzabweisende Wandfarbe.

Am Forschungszentrum Karlsruhe werden verschiedene Baum- und Pflanzenarten auf ihre Gestaltungsprinzipien hin untersucht, um Analogien für die Verbesserung von Faserverbundwerkstoffen zu finden. Dabei spielt das Axiom konstanter Spannung eine wesentliche Rolle [MAT97]. Dieses besagt, dass ein Bauteil dann die optimale Struktur besitzt, wenn ein homogener Spannungszustand vorliegt, d. h. alle Bauteilbereiche gleich stark belastet sind. Darin eingeschlossen ist, dass einerseits Sollbruchstellen und andererseits überflüssiges Material vermieden werden müssen. Knochen und Holz sind innerhalb ihrer biologischen Lebensphase dazu in der Lage, ihre Gestalt veränderten Umgebungsbedingungen anzupassen. Bei Holz kann dies nur durch Anlagerung von zusätzlichem Material erfolgen, während Knochen auch dazu in der Lage sind, eigene Substanz aktiv abzubauen. Wird z. B. ein lebender Ast angesägt, dann kann er eine Last nicht mehr über seinen gesamten Querschnitt tragen. Der Ast wird zunächst im Bereich der Kerbe Material anlagern, um Kerbspannungen zu Reduzieren, die zu einem Fortschreiten des Schadens führen können. Danach wird so lange weiteres Material an geeigneten Stellen angelagert, bis der Ast wieder eine ausreichende Stabilität besitzt. Diese Wachstumsprozesse können dabei skurrile Formen annehmen, die einem Ingenieur bei ähnlicher Problemstellung nicht einfallen würden.

Dies war der Antrieb, biologische Wachstums- und Gestaltoptimierungsprozesse in Computermethoden zu integrieren, um einen natürlichen Wachstumsprozess für technische Bauteile simulieren zu können. Die CAO-Methode (Computer Aided Optimization) ermöglicht z. B. einen Quasi-Wachstumsprozess an einem Bauteil durchzuführen. Der Ingenieur muss zunächst einen Designvorschlag in den Computer eingeben und die Belastungen definieren. Je weniger Lastfälle das Bauteil zu erwarten hat, desto höher ist die mögliche Gewichtseinsparung durch die Methode. In einem FEM-Programm wird die zu erwartende Spannungsverteilung für jeden Lastfall berechnet. Dann bedient man sich eines Tricks. Die Oberfläche des

Bauteils wird mit einer imaginären elastischen Schicht versehen und die Spannung aus der FEM-Berechnung wird gleich einer Temperatur gesetzt. Dies verursacht Wärmedehnungen in der Oberschicht, die an Stellen mit besonders hoher Temperatur (=Spannung) das Material besonders dick werden lässt. Danach wird die veränderte Außengeometrie als Grundlage für eine erneute FEM-Berechnung genommen. Die veränderte Geometrie hat den Spannungszustand durch das Wachstum in den belasteten Bereichen verbessert. In mehreren iterativen Schritten arbeitet man sich so zu einem homogenen Spannungszustand vor. Ein Nachteil dieser Methode ist der Designvorschlag des Ingenieurs. Wenn der Vorschlag weit von der optimalen Struktur abweicht kommt es zu starken Veränderungen in der Außengeometrie, die vielleicht nicht im Interesse des Konstrukteurs liegen oder sich nicht fertigen lassen.

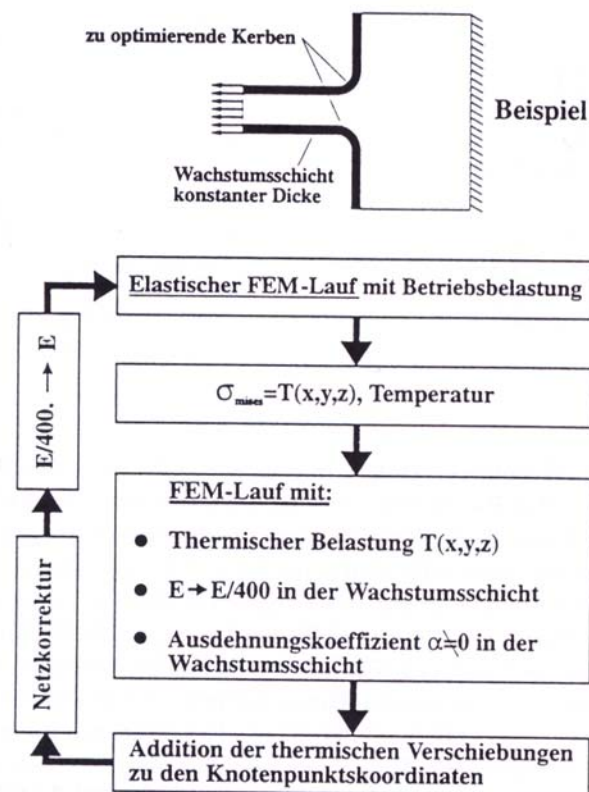
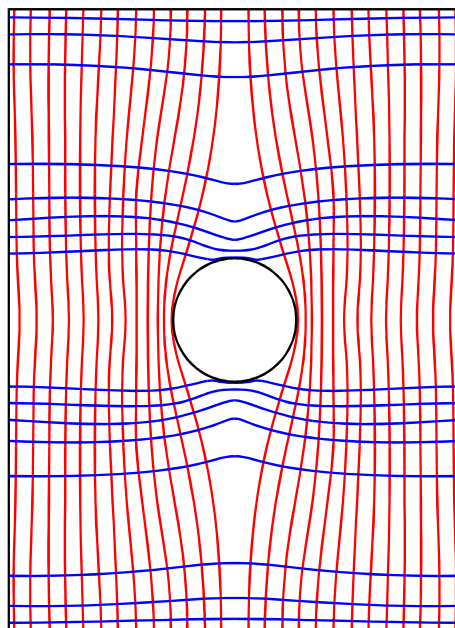


Abbildung 21: Flussdiagramm der CAO-Methode zur Computersimulation von adaptivem Wachstum zur Gestaltoptimierung [MAT97]

Eine andere Berechnungsmethode ermöglicht die Generierung eines Designvorschlags und nennt sich SKO (Soft Kill Option, [BAU91]). Dabei werden vom Ingenieur nur ein Bauraum und der Lastfall vorgegeben. Nach der Berechnung der Spannungsverteilung mittels eines FEM-Programms

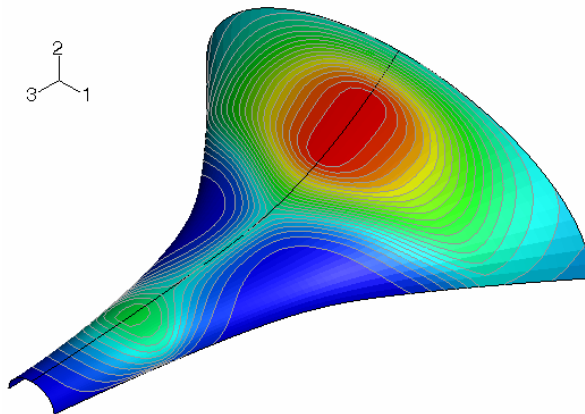
entfernt die Software alle niedrig belasteten Bereiche aus dem Bauteil. Der Rest des Bauteils muss die gesamte Last tragen. Dieser automatisch erzeugte Designvorschlag kann dann Ausgangspunkt für eine CAO-Berechnung sein.

Die bisherigen Methoden haben nur die Gestalt des Bauteiles optimieren können und gehen von isotropen Materialeigenschaften aus. Es ist allerdings hinlänglich bekannt, dass die optimale Ausrichtung von Verstärkungsfasern in Verbundwerkstoffen eine wesentliche Rolle spielt. Die so genannte CAIO-Methode (Computer Aided Internal Optimization) versucht dieses Problem zu lösen, in dem es Fasern entlang von Krafftflussvektoren innerhalb des Bauteils orientiert [REU99]. Dazu wird zunächst eine Finite-Elemente-Struktur erzeugt, in der die Orthotropieachsen des Materials grob in Richtung des Krafftflusses ausgerichtet werden. Eine FE-Analyse zeigt dann die Spannungsverteilung im Bauteil. Ein CAIO-Software-Modul berechnet Drehwinkel aus den Hauptnormalspannungsrichtungen für jedes Element. Diese Drehwinkel werden in ein neues FE-Modell eingearbeitet und die Analyse erneut durchgeführt. Mittels dieses iterativen Prozesses können Schubspannungen auf ein Minimum reduziert werden und die Fasern werden entlang der Hauptnormalspannungen gelegt.



**Abbildung 22:** CAIO-Struktur einer Platte mit Loch unter einachsiger Zug (rot: Fasern entlang der ersten Hauptnormalspannungsrichtung, blau: Fasern entlang der zweiten Hauptnormalspannungsrichtung)

Da die Methode zu beliebigen dreidimensionalen Faserverläufen führen kann, wird versucht, das Volumen eines Bauteils schichtweise aufzubauen und innerhalb jeder Schicht einen optimierten Faserverlauf zu realisieren. Ein Integrationsalgorithmus legt den Verlauf einer einzelnen Verstärkungsfaser ausgehend von einem manuell gesetzten Startpunkt fest. Anhand dieser Faser werden die Startpunkte für weitere Fasern automatisch festgelegt.



**Abbildung 23: Anwendungsbeispiel der CAIO-Methode bei einem Fahrradsattel [Moldenhauer GmbH & Co. KG]**

Die CAIO-Methode hat einige prinzipielle Probleme, die noch nicht abschließend gelöst sind. So führt die manuelle Festlegung von Integrationsstartpunkten zu unterschiedlichen Faserarchitekturen, aus denen eine sinnvolle Lösung ausgewählt werden muss. Hinzu kommt, dass die Fasern ihren Abstand zueinander ändern können, was zwangsläufig zu lokalen Variationen im Faservolumengehalt oder der Dicke führt. Da die mechanischen Eigenschaften entlang des Faserverlaufs jedoch gleich bleiben sollen, sind Änderungen im Faservolumengehalt unzulässig. Änderungen der Dicke sind ebenso kaum möglich, da der Kraftfluss verändert wird und Biegespannungen auftreten können. Dadurch werden die Fasern anders belastet, als ursprünglich vorgesehen und es kommt zu einer Festigkeitsabnahme. Diesem Problem kann mit einigem Aufwand begegnet werden, indem die Aufdickung symmetrisch zur Mittelebene der Schalen geometrie erfolgt. Dadurch werden allerdings mehr Fasern eingebracht und der Gewichtsvorteil der optimierten Struktur sinkt. Des Weiteren ist es aus gestalterischen Gründen bei bestimmten Oberflächen

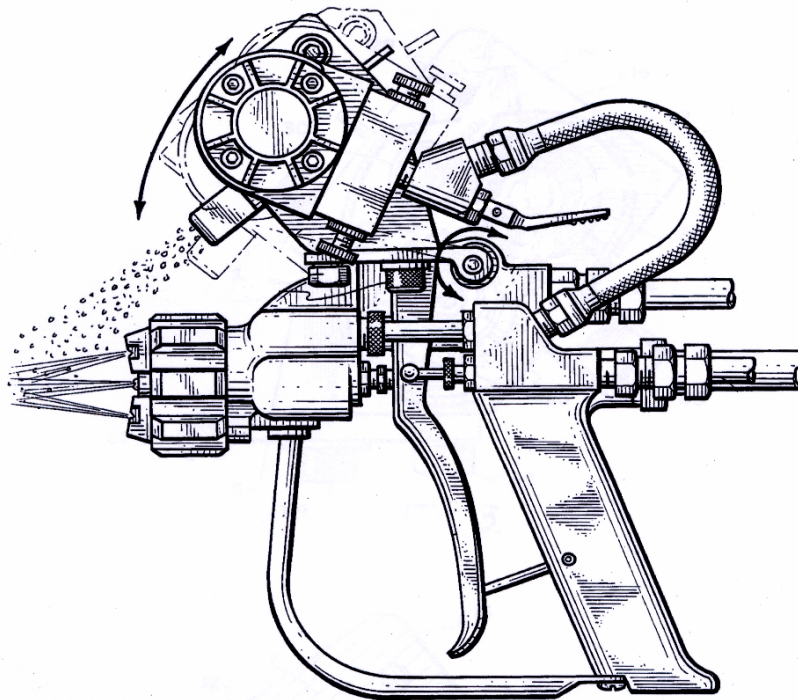
notwendig eine definierte Oberflächengeometrie festzulegen. Es ist kaum vorstellbar, dass bei einer Flugzeugflügeloberfläche Aufdickungen rund um Mannlochdeckel oder Revisionsöffnungen toleriert werden können.

Eine sinnvolle Variante, die Dicke solcher optimierter Faserstrukturen zu kontrollieren, ist einzelne Verstärkungsfasern bei zueinander geringer werdendem Abstand enden zu lassen. Dies erhöht jedoch die Komplexität der Methode und die Ansprüche an die Auslegungssoftware, die Fertigungstechnik und nicht zuletzt den Ingenieur steigen enorm an. Zudem ist eine CAIO-Faserstruktur auf einen bestimmten Lastfall hin ausgerichtet. Sollen verschiedene Lastfälle oder Missbrauchslasten berücksichtigt werden, sinkt der Gewichtsvorteil der Methode so weit, dass eine quasiisotrope Faserarchitektur häufig die bessere Wahl darstellt. Die Fertigung von fast beliebigen Faserverläufen ist bisher nur mittels TFP möglich. Da jede Faser ihrer eigenen programmierten Legebahn bedarf und einen speziellen Start- und Stoppunkt hat, wird auch das Steuerprogramm für die TFP-Maschine komplex und damit zwangsläufig langsam.

Nur bei schalenförmigen Geometrien mit möglichst wenigen definierten Lastfällen und relativ freien Designräumen kann die CAIO-Methode in Verbindung mit SKO und CAO zukünftig einen komplexen Legeplan für kraftflussgerecht ausgelegte Faserverbundbauteile liefern.

### 3.7 Faserspritztechnologie

Faserspritzen ist ein seit langem bekanntes und industriell angewendetes Verfahren zur Herstellung kostengünstiger Faserverbundbauteile. Häufig werden Rovings in ein handgeführtes Werkzeug eingezogen, in kurze Stücke gehäckselt und ohne Ausrichtung auf eine Form gespritzt.



**Abbildung 24:** Skizze einer patentierten Faserspritzpistole [Patent US 4,770,117]

Gleichzeitig wird das Matrixharz in den Faserstrom eingespritzt und fixiert die Fasern beim Auftreffen auf die Form. Eingeschlossene Luft wird durch Laminierrollen ausgedrückt und das Harz bei Raumtemperatur vernetzt. Da nur ein relativ einfaches Formwerkzeug benötigt wird (z. B. Holzform) können in schnellem Wechsel verschiedenste Bauteile in Handarbeit hergestellt werden.



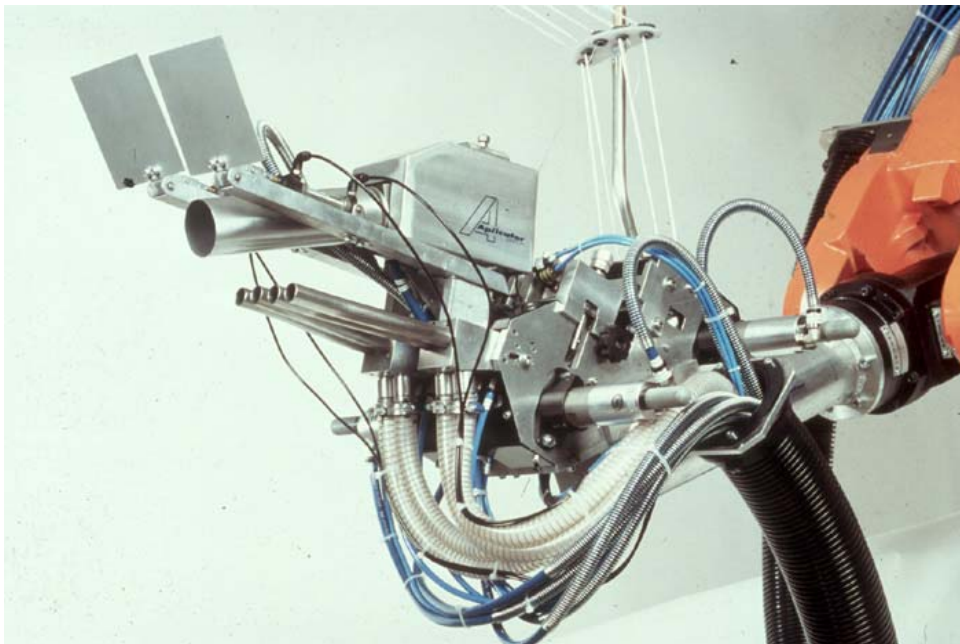
Die Technik hat allerdings auch verschiedene Nachteile, weshalb sie nicht für hochbelastete Bauteile angewendet werden kann:

- Es werden relativ hohe Harzanteile benötigt, um die Fasern zu fixieren. Der Faservolumengehalt kann daher nur auf maximal 20 % eingestellt werden [RUG07].
- Die Fasern werden werr auf die Formfläche gespritzt. Bei Bauteilen mit bekannten Lastfällen können nicht die optimalen mechanischen Eigenschaften längs zur Faser ausgenutzt werden.
- Die Auswahl der Harze ist durch den Spritzprozess beschränkt. Bestimmte Harze, z. B. die im Flugzeuginnenbereich häufig verwendeten Phenolharze, können auf Grund ihrer Toxizität nicht verspritzt werden.

Diese Einschränkungen haben den Prozess bisher für die Herstellung hochbelasteter Bauteile nicht interessant gemacht. Die schlechteren Werkstoffkennwerte müssen durch größere Bauteildicken kompensiert werden, was wiederum das Gewicht erhöht. Der Faserspritzprozess wird fast ausschließlich mit kostengünstigen Glasfasern verwendet.

Der Ansatz, diese Technik in einem Forschungsprojekt neu aufleben zu lassen, kam durch den immer größer werdenden Kostendruck bei der Herstellung von Faserverbundbauteilen. Bereits in den 80er Jahren wurde von Owens Corning in Belgien ein neuer Preforming Prozess auf Basis des Faserspritzens entwickelt. Diese so genannte P4 Technologie (Programmable Powdered Preform Process) wurde 1995 von ACC (Automotive Composites Consortium) zur Serienreife weiterentwickelt [BRO98]. Die Innovation besteht darin, die Fasern nicht direkt mit dem Harz zu verspritzen, sondern zunächst mit einem sprühfähigen Binder vorzufixieren. Dazu wird ein spezielles Formwerkzeug mit gitterartiger Oberfläche an eine große Saugstation angeschlossen. Ein Industrieroboter führt dann mit 300-460 mm Abstand eine neuartige Faserspritzpistole, welche im laufenden Betrieb eine Änderung der

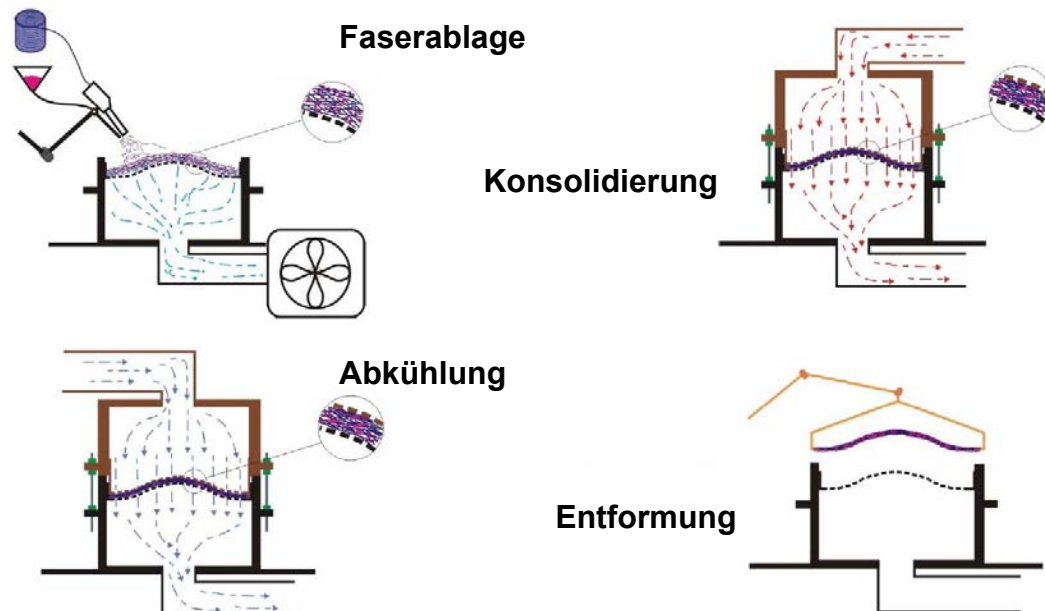
Faserschnittlänge (ca. 6–130 mm) und des Faserdurchsatzes ermöglicht, automatisch über die Oberfläche.



**Abbildung 25: P4-Faserspritzeanlage an einem Industrieroboter [APL06]**

Gleichzeitig wird ein Binderpulver mittels einer Förderschnecke in einen Luftstrom dispergiert und zwischen die Faserstücke gespritzt (3–7 Gew. %). Die Formoberfläche hält die Faserstücke durch den Unterdruck an ihrer Auftreffposition fest. Mit dicker werdender Preform muss der Saugluftstrom erhöht werden, um auch die außenliegenden Fasern sicher festzuhalten. Ein Teil des Binderpulvers wird mit der Luft abgesaugt. Dieser Effekt verringert sich aber nach den ersten Lagen. Die Fasern können durch Veränderung des Sprühwinkels eine Vorzugsorientierung bekommen. Eine definierte Faserarchitektur ist allerdings nicht möglich. Nach dem Sprühprozess wird ein weiteres gitterförmiges Werkzeug, welches die zweite Oberfläche formen soll auf die Preform abgesenkt. Die Saugluft wird abgeschaltet und die Preform für ca. 10 Minuten mit 150 °C heißer Luft umströmt, um den Binder zu aktivieren. Nach einer Abkühlphase kann eine kompakte und stabile Preform von Hand entformt werden. In einem nachfolgenden RTM-Prozess wird die Preform mit einem Harzdruck von ca. 300 Pa infiltriert. Es besteht die Möglichkeit Polyester-, Vinylester- und Epoxy-Harzsysteme zu verwenden. Neben den thermoplastischen Binderpulvern stehen auch Duroplasten und thermoplastische Binderfasern zur Verfügung. Mit dieser Technik können

Faservolumenanteile von ca. 45 % und Festigkeiten von 85-90 % im Vergleich zu Wirrfaservlies erreicht werden. Im Laufe des Prozesses fällt mit ca. 3 Gew. % relativ wenig Abfall an. Bei einer Preform mit 4 mm Wandstärke konnte eine Dickenvariation von +/- 20 % gemessen werden.



**Abbildung 26: Produktionsschritte im P4 Prozess [WEI03]**

NCC (National Composites Center) hat den Prozess bis heute kontinuierlich weiterentwickelt. Neben der Herstellung von Glasfaserpreforms ist mittlerweile auch die Produktion von Kohlenstofffaserpreforms möglich. Es wurden drei verschieden große Produktionszellen entwickelt, die in verschiedenste Fertigungsprozesse eingebunden werden können. Der Prozess konnte bereits erfolgreich in die Produktion von Pick-Up-Ladeflächen bei General Motors integriert werden. Eine andere Anwendung ist die Produktion von Treibstofflagertanks die auf einem LSP (Large Scale Preformer) mit einer Zykluszeit von 10 Minuten hergestellt werden können [DAW06]. Im Jahr 2005 produzierte NCC ca. 10.000 Preforms wovon 7.000 auf einem LSP hergestellt wurden.

Der P4-Prozess erfüllte zu Beginn dieser Arbeit am besten die Ansprüche an einen automatisierten Kurzfaserepreform-Prozess und sollte zur Orientierung für die Weiterentwicklungen dienen. Folgende Ziele wurden für die Prozessentwicklung gesetzt:

- Eine Kurzfaserepreform-Technologie unter Verwendung von Kohlenstofffasern soll entwickelt werden.
- Die Fasern sollen mit einem pulverförmigen, speziell entwickelten Binder vorfixiert werden.
- Die Schnittlänge soll im Vergleich zu klassischen Kurzfasern lang sein (mehrere Zentimeter).
- Die Faserschnittlänge soll variierbar sein und während des Prozesses eingestellt werden können.
- Die Fasern sollen mit einer Vorzugsrichtung gespritzt bzw. abgelegt werden.
- 3-D-Preforms sollen ohne Anwendung eines saugenden Formwerkzeugs hergestellt werden.
- Die Preform soll lagerstabil sein und in einem Infiltrationsprozess verarbeitet werden können.

Im Folgenden wird dargestellt, wie diese Ziele erreicht werden können und welcher Nutzen sich daraus für die Herstellung von Faserverbundbauteilen ergibt. Zunächst wird die Entwicklung eines neuen Binders beschrieben, der Verbesserungen für das Infiltrationsverhalten der Preforms und das mechanische Verhalten der Faserverbundbauteile erreichen soll. Anschließend wird die Entwicklung eines Faserspritzprozesses beschrieben, der wichtige Erkenntnisse über die Fertigung von Kurzfaserepreforms und deren Weiterverarbeitung brachte. Schließlich wird ausführlich auf die Entwicklung der so genannten Fiber-Patch-Preforming Technologie eingegangen, die sich grundlegend vom Ausgangsprozess unterscheidet.

## **4 Binderentwicklung für die Kurzfaserepreformtechnik**

Polymere Binder werden in der Faserverbundtechnik häufig eingesetzt, um zweidimensionale Textilien zusammenzufügen und gegen verrutschen zu sichern. Die meist thermoplastischen Polymere werden dabei flächig aufgestreut, gesprüht oder als Vlies eingelegt. Durch Wärme wird die Klebrigkeit der Binder aktiviert und die Fixierung erreicht.

Die Bindermenge ist grundsätzlich gering zu halten, da eine eventuell störende Drittphase in den Faserverbundwerkstoff eingebracht wird. Des Weiteren kann die Infiltrierbarkeit der Preform durch zu große Bindermengen eingeschränkt werden, weil Infiltrationskanäle zwischen den Fasern verschlossen sind. Diese Probleme sollen beispielsweise durch Auflösen im Harz verringert werden. Der Binder soll sich dabei homogen verteilen und zu einer Zähmodifikation der sonst relativ spröden Infiltrationsharze führen. Neuere Untersuchungen haben jedoch gezeigt, dass das Bindermaterial sich meistens nur unvollständig im Harz löst und dass die bei Raumtemperatur erwünschte Zähmodifikation bei heiß-feuchten Umgebungsbedingungen den E-Modul des Verbundes stark reduziert.

Für das neu zu entwickelnde Bindersystem sollte daher ein anderer Weg gegangen werden. Es musste zunächst zwischen verschiedenen Verarbeitungsvarianten gewählt werden. Ein Sprühprozess bot sich an, da eine sehr geringe Bindermenge von etwa 3 Gew. % bezogen auf den Fasergehalt homogen unter die Fasern verteilt werden sollte. Grundsätzlich kam dafür das Versprühen einer Polymerlösung, einer Schmelze oder eines Pulvers in Frage.

Für eine wirtschaftliche Preformherstellung muss der Binder sehr schnell die kurzen Fasern fixieren. Systeme mit Polymerlösungen sind daher wenig geeignet, weil ein Großteil des Lösungsmittels zeitaufwändig aus den gesprühten Tröpfchen diffundieren muss, bevor eine ausreichende Fixierung erreicht wird. Bei einer Schmelze stellt sich das Problem, dass die Tropfen

durch Kapillarkräfte zwischen die Filamenten gesaugt werden und den Platz des Harzes besetzen. Zudem steht nur noch ein geringerer Binderanteil für die Fixierung der Fasern untereinander zur Verfügung. Es wurde entschieden, einen pulverförmigen Binder so zu verarbeiten, dass die Partikel nur oberflächlich schmelzen und zu einer Punktbindung an den Fasern führen. Die Kapillarwirkung der Kohlenstofffasern soll damit umgangen werden. Die Partikel sollen eine so hohe Glas temperatur haben, dass sie während der gesamten Infiltration die Infiltrationswege offen halten können und sich nicht auflösen. Dies bedeutet für den Verbundwerkstoff, dass lokale Fremdphaseneinschlüsse in den Zwischenfaserebenen liegen. Es besteht die Gefahr, dass sich diese Einschlüsse von der Harzmatrix ablösen und durch Rissinitiation zu einem verfrühten Versagen des Verbundes führen können. Die Oberfläche der Partikel muss mit funktionellen Gruppen so modifiziert werden, dass chemische Bindungen während der Polymerisation des Matrixharzes zu den Binderpartikeln ausgebildet werden können.

Der Binder sollte entsprechend dieser Vorgaben von der Firma Wacker Polymer Systems hergestellt werden. Mittels wässriger Emulsionspolymerisation wurden verschiedene Monomere (z. B. Styrol, Butylacrylat, Methacrylat) in Anwesenheit von Emulgatoren und Initiatoren zu Partikeln mit einstellbarer Größe polymerisiert. Die Anteile der an der Reaktion beteiligten Monomere bestimmen das thermodynamische Verhalten des Binders. Die Glas temperatur und der Schmelzpunkt können so gezielt eingestellt werden. Durch Veränderung der Copolymerzusammensetzung konnte während der Polymerisation eine Kern-Schale-Struktur realisiert werden.

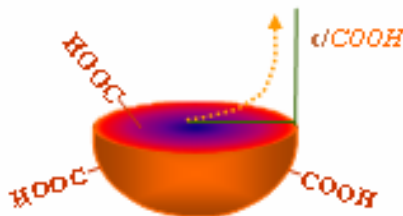
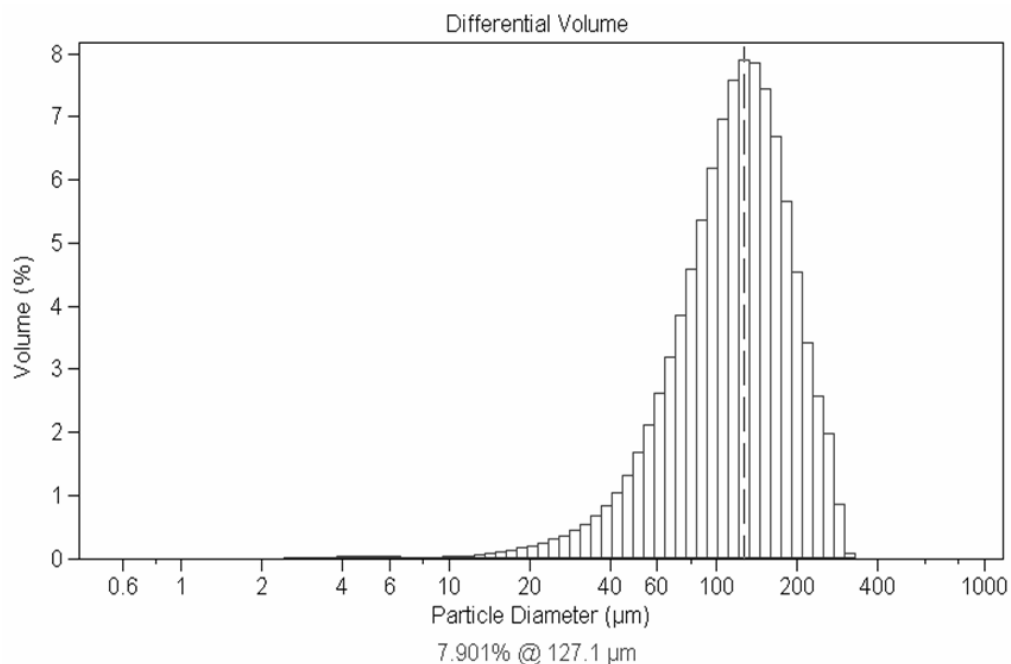


Abbildung 27: Funktionalisiertes Binderpartikel mit Kern-Schale-Struktur [Wacker]

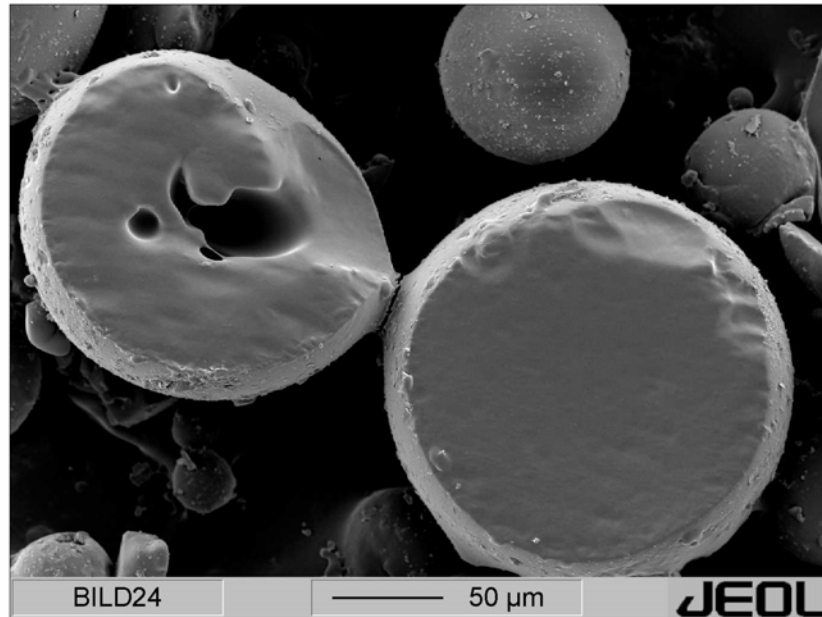
Abbildung 27 zeigt den erhöhten Carboxylgruppenanteil an der Oberfläche der Binderpartikel. Die Carboxylgruppen können mit den Epoxidgruppen des Infiltrationsharzes reagieren und kovalente chemische Bindungen ausbilden.

Die Polymerdispersion wird anschließend sprühgetrocknet und mit einem Trennmittel (1-2 % Kaolin) versetzt. Das Trennmittel stellt sicher, dass das Pulver rieselfähig bleibt und dass der Binder z. B. in einem Silo unter seinem Eigengewicht nicht zu einem festen Block wird. Durch die Sprühtrocknung erreicht man eine Partikelgrößenverteilung entsprechend Abbildung 28.



**Abbildung 28: Partikelgrößenverteilung der sprühgetrockneten Binderpartikel [Wacker]**

Die Teilchengröße wird dabei durch die Viskosität der Polymerdispersion, den Feststoffgehalt und die Sprühdüsengeometrie bestimmt.



**Abbildung 29: REM-Aufnahme von angeschnittenen Binderpartikeln [Wacker]**

Abbildung 29 zeigt eine rasterelektronenmikroskopische Aufnahme der Binderpartikel. Zwei Partikel wurden angeschnitten und man erkennt, dass es während der Sprühtrocknung zu Lufteinschlüssen kommen kann.

Neben den chemischen und mechanischen Eigenschaften des Binders sind für die Verarbeitung in einem Preforming-Prozess noch weitere Eigenschaften gefordert. Das Pulver muss lagerstabil sein und darf nur eine geringe Feuchtigkeitsaufnahme aufweisen. Dies gilt sowohl vor als auch nach der Anwendung in der Preform. Auch die fertigen Preforms sollen ohne spezielle Maßnahmen lagerfähig sein. Das Pulver muss maschinell möglichst einfach zu verarbeiten sein. Des Weiteren ist der Anteil an sehr feinen Pulverfraktionen gering zu halten, da diese zu Staubexplosionen neigen.

Der neu entwickelte Binder Vinnex LL 2319 von Wacker diente als Grundlage für die weiteren Versuche.



## 5 Versuchsanlage zur Herstellung von Kurzfaserpreforms

Eine erste Versuchsanlage orientierte sich zunächst an Konstruktionen konventioneller Faserspritzvorrichtungen. Folgende Neuerungen sollten getestet werden:

- Einstellung verschiedener Schnittlängen im laufenden Prozess
- Versprühen und gleichzeitig thermisches Aktivieren eines pulverförmigen Binders
- Orientierung der Faserstücke über Luftdüsen
- Erzeugung einer stabilen Preform an komplex geformten Oberflächen

### 5.1 Entwicklung des Kegelschneidwerks

Das Zentrale Element dieser ersten Anlage ist das so genannte Kegelschneidwerk. Es besteht aus einer Messerwalze und einer gummierten Gegenwalze. Das Schneidprinzip ist bekannt [US-Patent 4,081,904, bereits abgelaufen] und seit vielen Jahren erfolgreich im Einsatz.

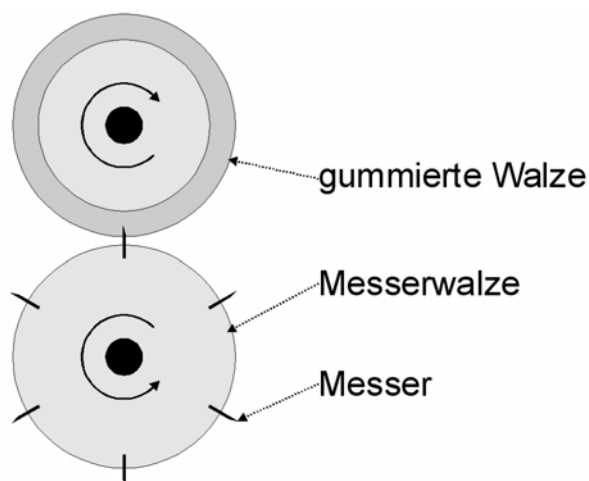


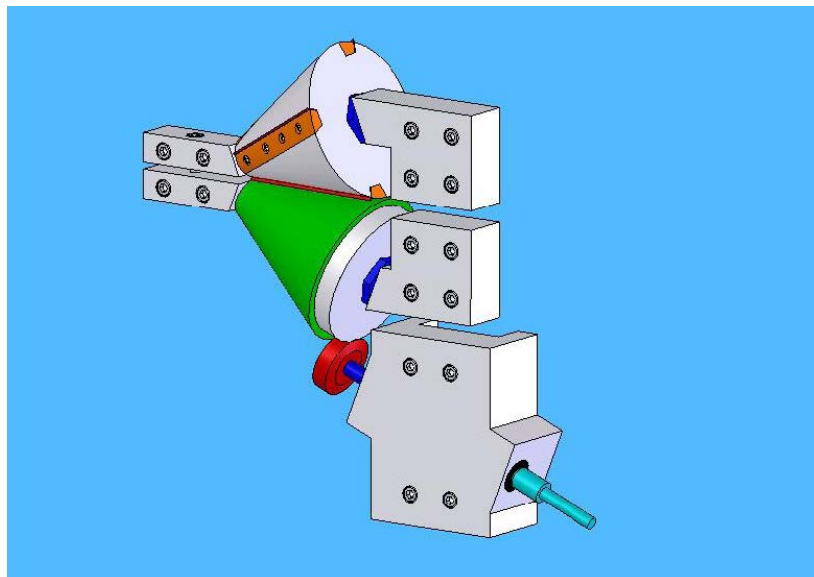
Abbildung 30: Skizze eines klassischen Faserschneidwerks

Die Messer drücken einen Roving in die Gummiwalze und sorgen für einen sehr kleinen Biegeradius der Filamente. Die erzeugte Biegespannung bricht die Fasern. Daher ist die Bezeichnung „Schneidwerk“ eigentlich nicht korrekt,

weil die Fasern nicht geschnitten sondern gebrochen werden. Der Begriff ist allerdings etabliert und wird auch im Weiteren verwendet.

Das Brechen der Fasern wirkt sich günstig auf den Verschleiß der Messerklingen aus. Während bei z. B. dem Zuschnitt eines Kohlenstofffasertextils die Messerklinge durch das Material gezogen wird, führt die Reibung der harten Fasern zu einer starken Abnutzung der Klinge. Üblicherweise wird die Klinge bereits nach 1-5 m erneuert bzw. bei einem Teppichmesser abgebrochen. In den oben genannten Schneidwerken überstehen die gleichen Messer mehrere 100.000 Schnittvorgänge nahezu unbeschadet.

Während konventionelle Schneidwerke in Faserspritzanlagen aus zylindrischen Walzen aufgebaut sind, wurde das neue Schneidwerk mit kegelförmigen, zueinander geneigten Walzen konstruiert. Je nach der Einführposition eines Rovings können damit unterschiedliche Schnittlängen realisiert werden, die auch im laufenden Betrieb stufenlos verstellt werden können. Abbildung 31 zeigt die CAD-Konstruktion des Schneidwerks.



**Abbildung 31: CAD-Modell des Kegelschneidwerks**

An vier äquidistanten Positionen können Messerklingen radial über Klemmleisten befestigt werden. Die Klingen wurden aus normalen

Teppichmessern mittels Funkenerosion herausgetrennt und in die Halterungen eingepasst. Dadurch ergeben sich Schnittlängen von minimal 20 mm bis maximal 80 mm. Die Walzen wurden innenseitig gelagert, um die Kugellager vor Binderstaub und Faserbruchstücken zu schützen. Der Antrieb wurde über einen Druckluftmotor und eine Reibradankopplung gelöst. Dies hat den Vorteil, dass bei einer Verklemmung der Walzen das Reibrad durchrutschen kann und keine mechanischen Teile beschädigt werden. Ein Druckluftmotor hat den Vorteil, dass Kohlenstofffasern keine elektrischen Kurzschlüsse verursachen können und dass eine zwangsweise Stopppung des Rotors nicht zu Beschädigungen führt. Für die Gummierung der Gegenwalze wurde eine Spezialbeschichtung auf Polyurethanbasis mit einer Shore-Härte von 90 gewählt. Dieses Material findet auch bei Unterlagen für Zuschnitttische Verwendung und ist gegenüber eindringenden Messerklingen relativ stabil.

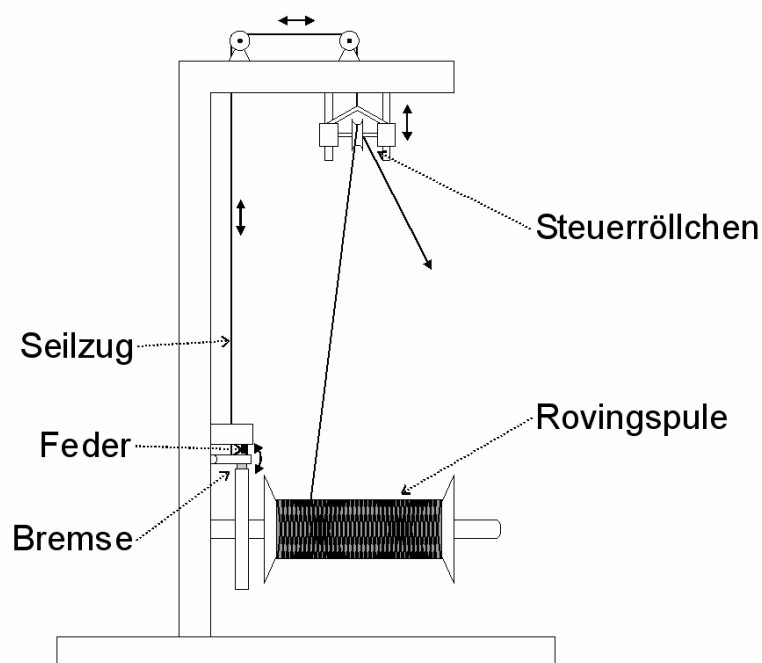
Die Einzugsgeschwindigkeit des Rovings variiert beim Kegelschneidwerk mit der Einführposition. Deshalb wurde bei der Konstruktion auf ein separates Förderwalzenpaar verzichtet, wie es häufig in ähnlichen Schneidwerken verwendet wird. Der Überstand der Messerklingen ist so bemessen, dass der Roving geschnitten werden kann und dass außerhalb der Schneidpositionen immer genügend Kontakt zwischen Messer und Gegenwalze besteht. Dadurch kann ein Roving mit nur einem Walzenpaar eingezogen und gleichzeitig geschnitten werden. Ein weiterer Vorteil besteht darin, dass die Klingen nicht zu tief in die Gegenwalze eindringen und der Verschleiß der gummierten Schicht verringert wird.

Neben den genannten Vorteilen ergeben sich jedoch auch Nachteile. So muss die Dicke eines Rovings möglichst konstant sein, weil sich daran der Überstand der Klinge bemisst. Da ein Roving bei hohen Einzugsgeschwindigkeiten zu Drehungen neigt, kann an einer verdrehten oder gefalteten Stelle der Schnitt nicht sauber ausgeführt werden und der Roving bleibt über einzelne Filamente verbunden. Des Weiteren kann die Kraft für den Einzug nur an der schmalen Kontaktlinie zwischen den Walzen übertragen werden. Der Abzugswiderstand darf nur gering sein, sonst reißt sich der Roving von der Kontaktlinie los und wird nicht mehr eingezogen.

Das Kegelschneidwerk stellt daher mehrere Ansprüche an die Abrollvorrichtung:

- Ein Roving muss mit konstanter und möglichst geringer Abzugskraft angeliefert werden.
- Verdrehungen und Vibrationen müssen vermieden werden.
- Der Abzug muss mit hoher Geschwindigkeit möglich sein.
- Drehende Teile dürfen bei Verringerung der Geschwindigkeit nicht nachlaufen.

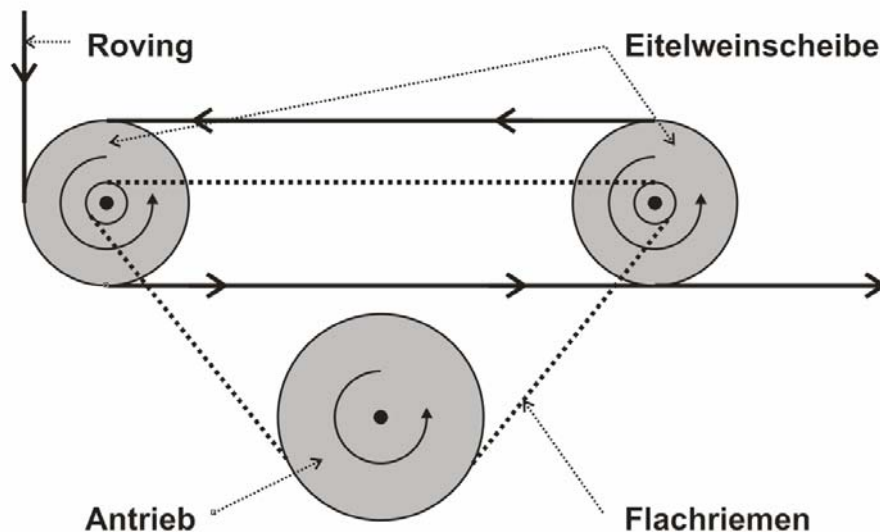
Für die Konstruktion der passenden Abrollung wurde ein relativ einfaches System aus einer kugelgelagerten Hülse aufspannung und einer selbststeuernden mechanischen Bremse gewählt (siehe Abbildung 32). Sobald am Roving gezogen wird, löst das Steuerröllchen die Bremse und die Rovingspule kann sich frei drehen. Lässt die Zugkraft nach, schließt die Bremse automatisch mit einstellbarer Federkraft.



**Abbildung 32: Abrollvorrichtung für das Kegelschneidwerk**

Das Eigengewicht der Rovingspule führt jedoch zu einer gewissen Trägheit des Systems. Bei der Anlaufbewegung des Schneidwerks reißt sich daher der

Roving sehr leicht aus der Einspannung. Umgekehrt kommt es bei einer schnellen Bremsung des Schneidwerks zum Nachlaufen der Rovingspule und der Roving wickelt sich ungewollt ab. Eine weitere Konstruktion konnte diese Nachteile beseitigen.



**Abbildung 33: Eitelwein-Kompensator zur spannungsfreien Faservorlage**

Der so genannte Eitelwein-Kompensator findet normalerweise Anwendung bei Industrienähmaschinen. Er besteht aus zwei gleichen, gerillten Scheiben, die sich in Faserabzugsrichtung drehen. Die Drehgeschwindigkeit ist dabei höher als die Abzugsgeschwindigkeit. Liegt eine Zugkraft an der Faser an, verringert sich der Umschlingungsumfang um die Scheiben, es entsteht Reibung und die Faser wird angetrieben. Lässt die Zugkraft nach, verringert sich die Reibung und die Faser wird nicht weiter angetrieben. Für die Kegelschneidanlage wurde eine stark vergrößerte Variante dieser Vorrichtung konstruiert. Der Antrieb wurde über einen Flachriemen und einen Druckluftmotor gelöst. In Kombination mit der Abrollung kann ein Roving mit mehr als 500 m/Min fast spannungsfrei angeliefert werden. Vibrationen des Rovings wurden weitgehend durch ein Leitrohr kurz vor der Einführposition in das Schneidwerk abgefangen.

Die Prototypanlage erreicht einen Faserdurchsatz von 100 g/Min bei 20 mm Schnittlänge bis zu 400 g/Min bei 80 mm Schnittlänge. Dies bedeutet, dass eine 12k-Standardrovingspule bereits nach 5-20 Minuten in kurze Stücke

geschnitten ist. Ein Nachteil der Konstruktion besteht darin, dass der Faserdurchsatz abhängig von der Schnittlänge ist. Dies kann jedoch über eine Steuerung der Schneidwerksgeschwindigkeit ausgeglichen werden.



Abbildung 34: Erste Versuchsanlage mit Kegelschneidwerk

## 5.2 *Bebinderungsversuche zur Fixierung von Kurzfaserpreforms*



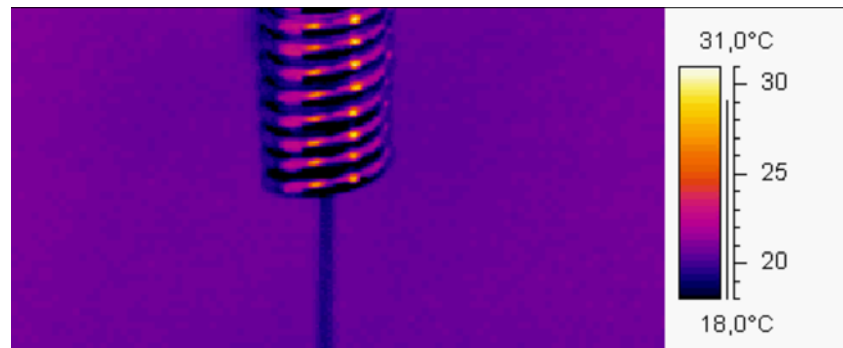
Abbildung 35: Faseraustritt am Kegelschneidwerk

In Abbildung 35 kann man erkennen, dass die geschnittenen Rovingstücke das Schneidwerk in einem geraden Strahl verlassen. Es sollte zunächst versucht werden, diesen Strahl durch eine Bestäubungsvorrichtung zu leiten, den Binder mit einer Wärmequelle zu aktivieren und eine Preform zu erzeugen. Für die definierte Versprühung des Binderpulvers wurden Versuche mit einer Pulverspritzpistole Bravo 50L der Firma Wagner durchgeführt. Diese Pistolen werden industriell zur Pulverbeschichtung eingesetzt und sind über verschiedene vorwählbare Programme auf die Pulvereigenschaften einzustellen. Pulver wird in einem Vorratsbehälter mit Luft verwirbelt und über einen Förderschlauch in das Handstück gepumpt. Dort wird das Pulver/Luft-Gemisch über eine Metallnadel geströmt, an der eine Hochspannung von 100 kV anliegt. Die Pulverpartikel werden elektrisch aufgeladen und auf eine geerdete Oberfläche gespritzt. Diese Methode hat den Vorteil, dass die Pulverpartikel sich zielgerichtet auf die gewünschte Oberfläche bewegen und sich dort gleichmäßig verteilen. Sprühversuche mit Vinnex LL 2319 zeigten, dass das Binderpulver zu Verstopfungen in den Schläuchen der Maschine führte, stoßweise aus der Sprühpistole austrat und nicht wie gewünscht auf einer Oberfläche haftete. Nach einer Vergrößerung der Schlauchdurchmesser konnte die Pulverförderung zwar verbessert werden, aber die Anhaftung des Pulvers war immer noch ungenügend. Dieses Problem wurde auf den relativ starken Förderluftstrom zurückgeführt. Auch mit geringstmöglicher Förderluft wurden statisch haftende Pulverpartikel immer noch von der Sprühfläche weggeblasen. Es wurde versucht dieses Problem durch eine Aktivierung des Binderpulvers während des Sprühvorgangs zu lösen. Die Binderpartikel sollen in der Luft durch eine Wärmequelle aufgeschmolzen werden und dadurch am Formwerkzeug bzw. den Fasern stärker anhaften. Verschiedene Möglichkeiten zur Wärmeerbringung wurden getestet. Versuche mit konventionellen Wärmequellen wie z. B. IR-, Gas- und Elektroheizstrahlern scheiterten an der Staubexplosionsneigung des Binderpulvers. Prinzipiell musste durch die hohe Prozessgeschwindigkeit auf einer sehr kurzen Strecke genügend Wärme zum Aufschmelzen des Binderpulvers bereitgestellt werden. Dies war nur durch eine hohe Temperatur der Heizelemente möglich. Abhängig von der Durchtrittsgeschwindigkeit des Binderpulvers durch die Heizstrecke ergab sich eine unterschiedliche Wärmeaufnahme. In Verbindung

mit der geringen Wärmekapazität der kurzen Kohlenstofffaserstücke und der kleinen Pulverpartikel, war eine definierte Temperatur nicht einzustellen.

In einem neuen Ansatz sollten die Kohlenstofffaserstücke in einem Heißluftstrom vorgewärmt werden und ihrerseits die Pulverpartikel erwärmen. Die leichten Faserstücke wurden durch Turbulenzen der Heißluft verwirbelt, so dass im Hinblick auf die Ausrichtung der Faserstücke diese Versuche eingestellt wurden.

Weitere Versuche wurden mit induktiver Erwärmung durchgeführt. Ein HTG-6000 Hochfrequenzgenerator der Firma Linn-High-Therm wurde mit verschiedenen wassergekühlten Induktionsspulen ausgerüstet und mit 12k HTS Kohlenstofffasern getestet. Die Versuche wurden mit einer Thermosensorik CMT 384 und einer Agema Thermovision 900 Wärmebildkamera aufgezeichnet. Es konnte keine Temperaturerhöhung festgestellt werden (siehe Abbildung 36).



**Abbildung 36: Induktionsspule mit senkrecht durchlaufender Kohlenstofffaser (Wärmebildkamera: Agema Thermovision 900)**

Nachdem verschiedenste Methoden, den Binder während des Sprühprozesses aufzubringen, erfolglos getestet wurden, gab es weitere Versuche den Binder vorab auf die Fasern zu beschichten. Es wurden Pulverbäder, Rieselstrecken und Auftragswalzen mit anschließendem Durchlaufen eines Heizkanals getestet. Dabei konnte zwar Binderpulver aufgebracht und vorfixiert werden, aber die Qualität des beschichteten Rovings war nicht zufrieden stellend. Die aufgebrauchten Pulvermengen



(ca. 30 Gew. %) überschritten deutlich die angestrebten 3 Gew. % bezogen auf die Fasermasse. Im Heizkanal erwärmte sich die Faser inhomogen, d. h. die Pulverpartikel auf der Außenseite des Rovings schmolzen stärker auf als zwischen den Filamenten. Da das Binderpulver nicht den gewünschten unschmelzbaren Kern besaß, kam es wie befürchtet zum Aufsaugen der geschmolzenen Binderpartikel in die Filamentzwischenräume. Damit wurde der Roving steif, die Infiltrationswege verschlossen und der Binder stand nicht mehr an der Rovingoberfläche zur Verfügung, wo er für die Fixierung benötigt wurde. Eine Möglichkeit dieses Problem zu beseitigen wäre ein sehr langer Heizkanal und eine langsame Durchzugsgeschwindigkeit. Der Roving könnte dann homogen, im Gleichgewicht mit der ihn umgebenden Luft erwärmt werden. Eine definierte Temperatur geringfügig unter der Schmelztemperatur könnte eingestellt werden und die Binderpartikel würden an die Faseroberfläche ansintern. Betrachtet man jedoch die hohen Durchsatzraten des Faserschneidwerks, müsste der Heizkanal sehr lang sein. Dies widerspricht der angestrebten Kompaktheit eines Robotersprühkopfes und ist technisch kaum zu realisieren. Die Vorbeschichtung des Rovings in einem separaten Arbeitsschritt verursacht einen zusätzlichen Zeit- und Kostenaufwand. Dies widerspricht dem Vorhaben, einen kostengünstigen Fertigungsprozess zu entwickeln.

### **5.3 Herstellung von Kurzfasern-Proben**

Unabhängig von der Binderproblematik wurden die Infiltrierbarkeit mit RTM 6 von Hexcel (Produktdatenblatt siehe [www.hexcel.com](http://www.hexcel.com)) und die mechanischen Eigenschaften von kurzen Fasern getestet. Verwendet wurden 12k-HTS-5631-Rovings von Tenax, die in 60 mm lange Stücke mit der Kegelschneidanlage geschnitten worden waren.



**Abbildung 37: Füllen eines RTM-Formwerkzeugs mit kurzen Fasern**

Die Plattenherstellung erfolgte im RTM-Verfahren für eine gleichmäßige Plattendicke und im VAP-Verfahren für einen gleichmäßigen Faservolumengehalt. Der angestrebte Faservolumengehalt lag mit durchschnittlich ca. 50 % relativ hoch im Vergleich zu klassischen fasergespritzten Materialien. Die Fasern wurden per Hand und ohne Vorzugsorientierung möglichst gleichmäßig in die RTM-Form verteilt. Durch die Länge der Fasern kam es allerdings zu Verhakungen untereinander, was trotz größter Sorgfalt zu Inhomogenitäten im Material führte. Somit entstanden bei der Infiltration sehr stark verpresste Bereiche, die nicht infiltriert werden konnten. Des Weiteren bewegte sich die Harzfront ungleichmäßig durch die Preform und schloss einzelne Bereiche ein, wodurch Luftrückstände anders als bei einem normalen RTM-Prozess nicht mehr entfernt werden konnten. Die Plattenqualität im RTM-Verfahren war für Prüfproben ungenügend.

Das VAP-Verfahren hat den Vorteil, dass unabhängig von der Preformdicke ein relativ gleichmäßiger Faservolumengehalt eingestellt werden kann. Bereiche mit höherem Fasergehalt führen allerdings zu Aufdickungen gegenüber Bereichen mit niedrigerem Fasergehalt. Abbildung 38 zeigt die starke Welligkeit der Plattenoberfläche.



**Abbildung 38: Welligkeit der Kurzfasern nach der VAP-Infiltration**



**Abbildung 39: Probenoberfläche nach dem Fräsen**

Des Weiteren kam es auch bei diesen Proben zu Porenbildung, wahrscheinlich auf Grund von voreilenden Harzfronten. Die Platten wurden in mehreren Schritten beidseitig überfräst, um möglichst flache, prüfbare Proben zu erhalten. Dies verdeutlicht ein weiteres Problem, das bei klassischen Faserspritzprozessen nicht auftritt. Bei heiß härtenden Harzsystemen führen Anisotropien in der Faserlage zu Verspannungen im Werkstoff. Fasern und Harz haben unterschiedliche thermische Ausdehnungskoeffizienten. Während sich das Harz bei Erwärmung ausdehnt, schrumpft die Faser. Bei der Abkühlung verlängern sich die Fasern und das Harz schrumpft. Nach der Entformung verziehen sich die Bauteile daher ungewollt. Ebenso werden Spannungen durch die Hartbearbeitung gelöst und es ergibt sich eine undefinierbare Bauteilgeometrie.

Zur Berücksichtigung des Binders wurden Platten mit 3 Gew. % Binder hergestellt. Dabei wurde das abgewogene Binderpulver unter die Fasern gemischt und die Preform für 30 Minuten bei 180 °C vorfixiert. In Tabelle 2 sind die Prüfergebnisse dargestellt.

	mit Binder	ohne Binder
Faservolumengehalt [%]	42,2	44,2
Zugfestigkeit* [N/mm <sup>2</sup> ]	232,41 +/- 13,66	164,07 +/- 25,35
Zug-E-Modul* [kN/mm <sup>2</sup> ]	30,43 +/- 0,60	39,04 +/- 7,59
Druckfestigkeit* [N/mm <sup>2</sup> ]	260,72 +/- 35,76	266,57 +/- 29,47
Druck-E-Modul* [kN/mm <sup>2</sup> ]	51,43 +/- 7,19	52,90 +/- 5,20

(Mittelwerte aus jeweils zwei Einzelmessungen; \* normiert auf 50 % Faservolumengehalt)

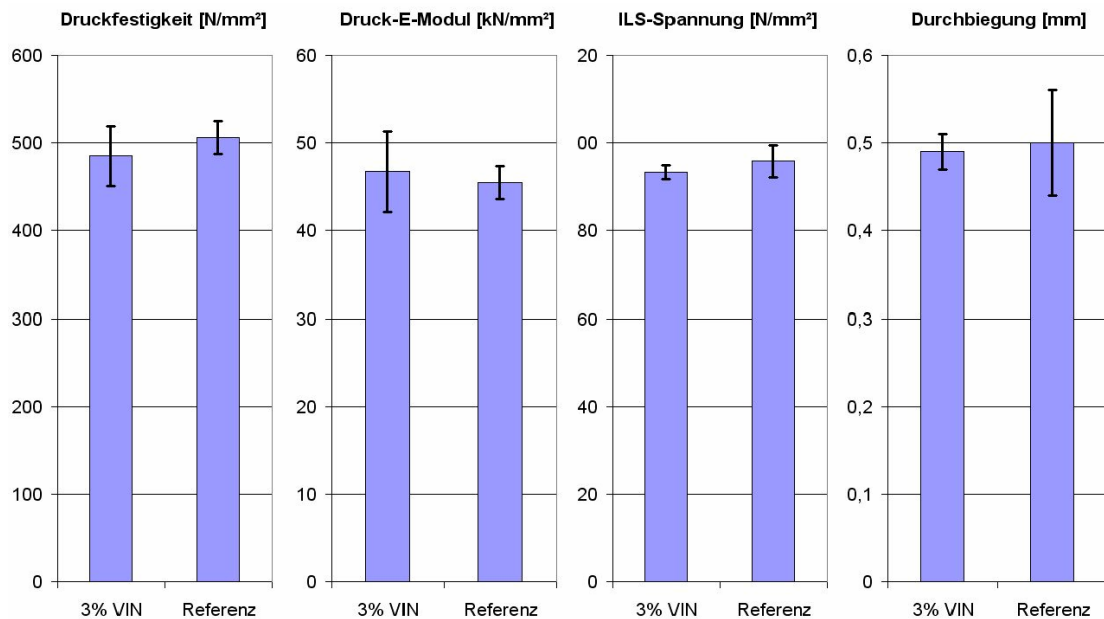
		mit Binder	ohne Binder
Impactenergie 30J	aufgenommene Energie [J]	17,9	17,6
	maximale Durchbiegung [mm]	5,1	5,0
Impactenergie 45J	aufgenommene Energie [J]	29,9	29,3
	maximale Durchbiegung [mm]	6,8	6,6

(Einzelmesswerte; Probendicke = 6 mm)

**Tabelle 2: Prüfergebnisse der ersten Kurzfaserprobenserie**

Die Ergebnisse können nur als grobe Anhaltspunkte gewertet werden, da sie nur aus ein bis zwei Einzelmesswerten bestehen. Unterschiede zwischen Proben mit und ohne Binder sind auf Grund der inhomogenen Faserlage kaum erkennbar. Die Festigkeit der Wirrfaserproben liegt mit ca. 200 N/mm<sup>2</sup> bei nur ca. 35 % einer quasiisotrop aufgebauten Probe aus Multiaxialgelege. Bei den Impactversuchen zeigt sich ein etwas besseres Bild. Die Platten verhalten sich relativ elastisch und zeigen eine hohe Energieaufnahme

Um ein besseres Bild vom Einfluss des Binders auf die Faserverbundeigenschaften zu bekommen wurden weitere Versuche unternommen. Das Pulver wurde auf ein feines Kohlenstofffasergewebe aufgebracht (3 Gew. % bezogen auf die Fasern) und bei 180 °C für 30 Minuten angesintert. Anschließend wurden die Proben einem 180 °C Infiltrationszyklus unterzogen (Infiltration bei 110 °C, Aushärtung für 3 h bei 180 °C). Referenzproben ohne Binder wurden in gleicher Weise hergestellt.



**Abbildung 40: Vergleich von Gewebeproben mit Binder und ohne Binder**

Während bei den Kurzfasern der Einfluss des Binders durch die Inhomogenität des Fasermaterials nicht gezeigt werden konnte, bot das Carbonegewebe als homogenes Trägermaterial eine bessere Vergleichbarkeit. Abbildung 40 zeigt, dass in den mechanischen Kennwerten bei Raumtemperatur keine Unterschiede feststellbar sind.

## 5.4 Erkenntnisse durch die erste Versuchsanlage

Die Versuche mit der Kegelschneidanlage geben keine Hoffnung, die ursprünglich gesetzten Ziele (siehe Kapitel 3.7) zu erreichen. Folgende Ergebnisse können zusammengefasst werden:

- Eine Vorzugsorientierung während des Sprühprozesses konnte nicht definiert und reproduzierbar erreicht werden
- In einem geschlossenen Infiltrationswerkzeug wird das Fasermaterial auf Grund der statistischen Faserverteilung ungleichmäßig verpresst
- Bei der Infiltration treten lokal unterschiedliche Harzflussgeschwindigkeiten auf
- Harzfronten können überpresste Bereiche einschließen und zu Restlufteinschlüssen führen

- lokal ungleichmäßige Faservolumenanteile (bei RTM) oder unterschiedliche Dicken (bei VAP) führen zu inneren Spannungen und zu einem Verzug der Platten
- Heiß härtende Harzsysteme führen zu Geometriefehlern durch Anisotropien in der Faserarchitektur
- Faseranteile in Z-Richtung verbessern zwar die interlaminae Scherfestigkeit bzw. Impactresistenz, führen aber zu einer Erhöhung des Harzesteranteils und zu geometrisch ungünstigen Harzesterformen

Durch den Faserspritzprozess kann die benötigte Geometrietreue und Materialqualität nicht sichergestellt werden. Ein Fertigungsprozess in dieser Form würde zu hohen Ausschussraten und damit zu hohen Bauteilkosten führen. Folgende Parameter bieten die Möglichkeit eine bessere Bauteilqualität zu erreichen:

- Durch größere Bauteilwandstärken können innere Spannungen besser verteilt werden. Das damit verbundene höhere Gewicht widerspricht allerdings dem Leichtbaugedanken.
- Deutlich niedrigere Faservolumenanteile verringern den Einfluss der Faserarchitektur. Die erreichbare Festigkeit wird dadurch jedoch reduziert.
- Kürzere Fasern verringern die Problematik von Verhakungen und Hohlräumen bzw. Harzansammlungen. Sehr kurze Fasern können allerdings nur mit hohem Aufwand ausgerichtet werden.
- Eine exakt definierte Faserarchitektur könnte so angelegt werden, dass sich Verspannungen entsprechend vorheriger Berechnung ausgleichen. Dadurch reduziert sich jedoch die Faserdurchsatzrate, was mit höheren Bauteilkosten verbunden ist.

Die Erzeugung einer definierten Faserarchitektur kommt dem Ziel eine Fertigungstechnologie für kraftflussoptimierte Faserverbundbauteile zu entwickeln am nächsten. Die so genannte Fiber-Patch-Preforming-Technologie wurde zu diesem Zweck im Rahmen der Arbeit entwickelt.

## 6 Fiber-Patch-Preforming Technologie

Grundgedanke der Fiber-Patch-Preforming-Technologie ist, Kohlenstofffaser-Rovings möglichst breit aufzuspreizen, mit Binderpulver zu beschichten und mit einer weiterentwickelten Schneidtechnik in definiert lange Stücke, so genannte Patches, zu schneiden. Diese Patches werden dann von einer speziellen Legevorrückung aufgenommen, an eine vordefinierte Position platziert und mittels Binder fixiert. Somit sollen verschiedenste Bauteilgeometrien und Faserarchitekturen erzeugt werden können. Die komplexe Struktur der Patch-Preforms erforderte die Konstruktion einer relativ aufwändigen Versuchsanlage. Eine gute und reproduzierbare Probenqualität ist nur durch einen maschinellen Legeprozess sicherzustellen.

Zunächst musste ein Weg gefunden werden das Basismaterial für die Methode in ausreichender Menge zu gewinnen. Hersteller von trockenen gespreizten Faserbändern sind zwar bekannt [z. B. Oxeon AB Schweden, Produktbezeichnung TeXero], aber eine entsprechende Menge an Versuchsmaterial konnte durch Lieferschwierigkeiten und aus Kostengründen nicht bereitgestellt werden. Des Weiteren sollte die Versuchsanlage zur Erprobung von Einzelkomponenten dienen. Ein Ziel bei der Entwicklung der Fiber-Patch-Preforming-Anlage war, möglichst alle Funktionen in den Ablegekopf des Roboters zu integrieren. In einer späteren industriellen Anwendung sollte die Anlage möglichst einfach zu bedienen sein und mit leicht verfügbaren Standardfasern und dem entwickelten Vinnex-Binder arbeiten können.

## 6.1 Faserspreiztechnik

Grundlage des Prozesses bildet die Faserspreizung. Wie in Kapitel 3.4 beschrieben, darf es keine lokalen Ansammlungen von Faserenden innerhalb des Verbundwerkstoffes geben, da diese Spannungskonzentrationen verursachen und zum Bauteilversagen führen. Durch die Spreizung reduziert sich die Dicke des Rovings. Damit können mehr durchgängige Fasern in den Einflussbereich eines Faserendes gelangen und Spannungsspitzen kompensieren. Des Weiteren wird bei überlappendem Ablegen die Stufe am Schnittende eines Rovings reduziert. Diese kann beim ungespreizten Roving bis zu 250 µm hoch sein und führt zur Auslenkung der darüber liegenden Kohlenstofffaser aus der Krafftflussrichtung. Zusätzlich würde eine harzreiche Zone entstehen, die sich negativ auf die Festigkeit des Materials auswirkt. Neben den Verbesserungen die sich beim Herstellen von Kurzfaserpreforms ergeben, wird durch die Reduktion der Einzellagendicke auch die Mikrorissentstehung abgemildert [TSA05]. Dadurch kann die Festigkeit und Steifigkeit von CFK-Laminaten allgemein verbessert werden. In Laminaten aus vielen dünnen Schichten werden Steifigkeitssprünge zwischen unterschiedlich ausgerichteten Lagen über die Dicke verteilt und homogenisiert. Weitere positive Effekte von gespreizten, dünnen Faserlagen sind geringere Setzwege der Preform während der Infiltration, da die Fasern sehr dicht geschichtet sind. Dies wirkt sich wiederum positiv auf die Ausrichtungstreue der Faser aus, weil eine Faltenbildung beim Verpressen vermieden wird.

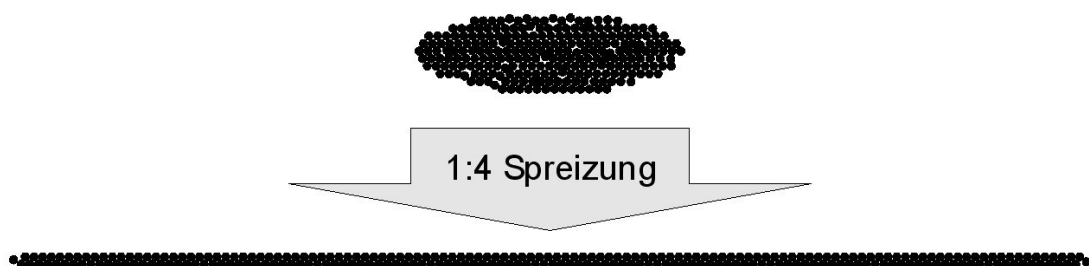


Abbildung 41: Veränderung eines Roving-Querschnitts durch die Spreizung

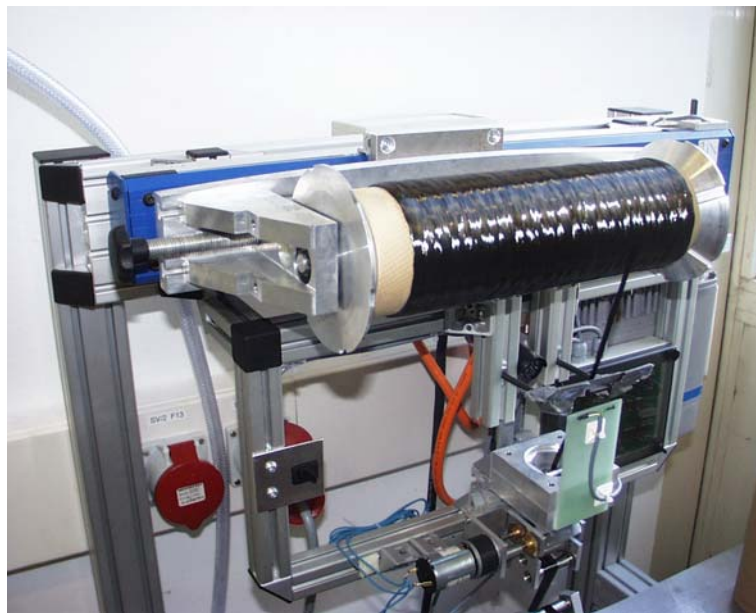


Abbildung 41 zeigt, wie sich der Querschnitt eines Rovings durch das Spreizen verändert. Bei einem 12 k-Roving sinkt das Flächengewicht von ca. 160 g/m<sup>2</sup> bei 5 mm Breite auf 40 g/m<sup>2</sup> bei 20 mm Breite, d. h. der Spreizfaktor ist umgekehrt proportional zum Flächengewicht.

Es existiert eine Reihe von Patenten zum Faserspreizen, die verschiedenste Techniken anwenden. Eines der ältesten Patente [Reichspatent Nr. 715801] verwendet z. B. Schwingkörper, Klopfer und gebogene Stangen. In [Patent WO 99/55943] wird der Roving mit Kammwalzen, in [Patent US 5,042,122] mit akustischen Schwingungen und in [Patent US 5,057,338] mit Unterdruck bearbeitet. Es gibt Lösungen mit balligen Walzen [Patent US 5,101,542], Venturidüsen [Patent US 3,795,944] und elektrostatischer Aufladung [Patent US 5,200,620]. Eine sehr ausgefallene Methode arbeitet mit Gummibändern zwischen rotierenden Scheiben, die die Filamente auseinander massieren sollen [Patent US 6,049,956]. In [Patent US 4,994,303] wird das Faserband über eine geeignete Kombination von geraden Stangen geführt und dadurch gespreizt. Eine häufig kopierte Methode ist auch das so genannte Fukui-Prinzip [Patent US 6,032,342], bei dem die Faser über eine Saugkammer geführt und durch den laminaren Luftstrom gespreizt wird. Der Phantasie beim Faserspreizen sind keine Grenzen gesetzt, aber leider bringt keines der Verfahren optimale Ergebnisse. Die meisten benötigen relativ viel Platz und sind mechanisch umso aufwendiger je breiter gespreizt werden soll. Grundlegend muss die Schlichte der Rovings gelockert werden, damit die Filamente auseinander getrieben werden können. Verdrehungen des Rovings müssen unbedingt vermieden werden, da querlaufende Filamente einen gespreizten Roving wieder einschnüren. Die Spannung innerhalb des Rovings muss im gespreizten Zustand konstant sein, da dadurch die Spreizbreite und -qualität beeinflusst wird.

### 6.1.1 Kompensationsabrollung

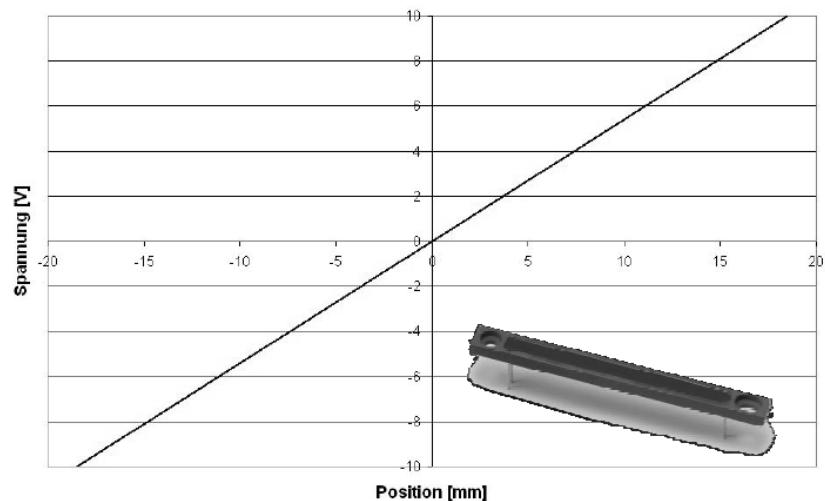
Um einen Roving von einer Vorratsspule ohne Verdrehung anliefern zu können, müssen frei geführte Strecken relativ kurz sein und die Pendelbewegung des Rovings beim Abzug von der Spule muss ausgeglichen werden. Aus diesem Grund wurde eine so genannte Kompensationsabrollung entwickelt (siehe Abbildung 42).



**Abbildung 42: Kompensationsabrollung**

Sie besteht aus einem Schlitten mit Rolleneinspannung, der auf einer Linearachse montiert ist. Die Linearachse wird von einem Motor (GFC MES 35) mit integrierter Steuerung angetrieben. Ein Sensor beobachtet die aktuelle Rovingposition und steuert damit die Drehbewegung des Motors. Konventionelle Positionssensoren konnten diese Aufgabe nicht erfüllen, da sie nach dem Prinzip der Randerkennung funktionieren. D. h. sie suchen einen Hell-Dunkel-Übergang und einen Dunkel-Hell-Übergang und berechnen den Mittelpunkt zwischen diesen Positionen, der dann als Digital- oder Analogwert ausgegeben werden kann. Lichtreflexe oder Spalte im Roving führten dazu, dass zusätzliche Helligkeitsübergänge erkannt wurden, die im Programm des Sensors nicht vorgesehen waren und daher Fehlermeldungen verursachten. Eine Marktrecherche ergab, dass ein Sensor für diese spezielle

Aufgabe nicht erhältlich war. Mittels einer ortsauflösenden Fotodiode (PSD, Position Sensitiv Device) und einer speziellen Verstärkerschaltung konnte eine Lösung realisiert werden. Die Diodenzeile registriert den Schatten eines Rovings und gibt die Position als Analogsignal aus. Der Mittelpunkt eines Schattens entspricht ortsabhängig einem bestimmten Spannungswert.



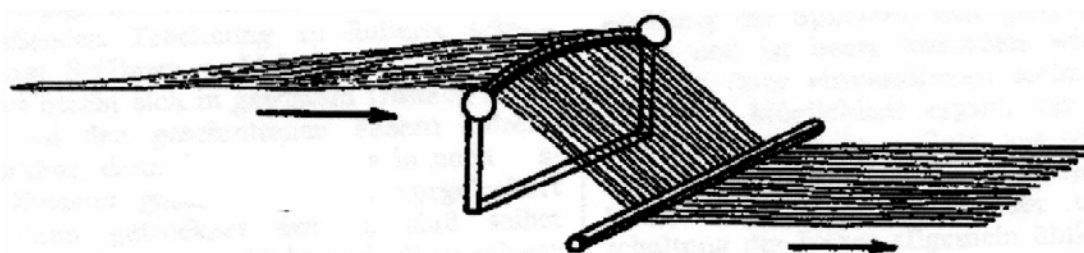
**Abbildung 43: Spannungskennlinie des Positionssensors**

Das Analogsignal wird als bipolares Spannungssignal ( $\pm 10$  V) an die Motorsteuerung übergeben, wobei 0 V der Sensormitte entspricht. Zusätzlich wird der Sensor mit einem IR-LED-Scheinwerfer bei 10 kHz angeblitzt, um eine Beeinflussung des Messsignals durch Umgebungslicht zu verhindern. Dieser Sensor ist auf die speziellen Anforderungen der Kompensationsabrollung optimiert und erlaubt noch weitere Einstellungen, wie z. B. Mittelpunktverschiebung und Pegelanpassung. Die Kombination aus ortsauflösendem Sensor und gesteuertem Servomotor hat den Vorteil, dass die Gegenbewegung in Abhängigkeit der aktuellen Bewegungsgeschwindigkeit des Rovings ausgelöst wird. Bei langsamen Abzugsgeschwindigkeiten werden nur relativ langsame Kompensationsbewegungen ausgelöst, während hohe Abzugsgeschwindigkeiten entsprechend schnelle Gegenbewegungen auslösen. Dadurch wird der Roving weitgehend schwingungsfrei als flaches Bändchen abgerollt. Am Ende dieser Baugruppe umläuft der Roving in einer S-förmigen Bewegung zwei taillierte Edelstahlrollchen, die zusätzlich letzte Schwingungen beruhigen. Durch die Integration des Sensorverstärkers und

der Motorsteuerung ist diese Abrollungsbaugruppe vollkommen autonom und benötigt nur einen normalen 230V-Netzstromanschluss.

### 6.1.2 Spreizelemente

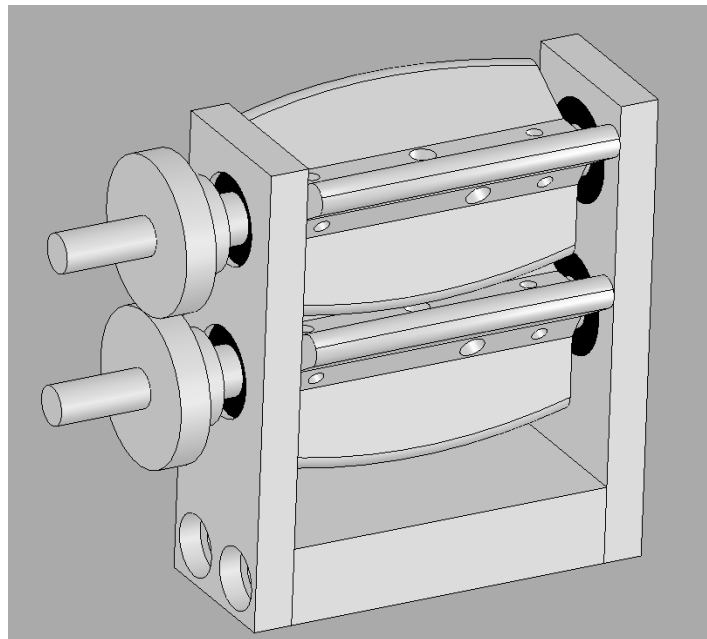
Der Roving durchläuft im Anschluss an die Abrollungsbaugruppe eine Spreizstrecke. Ein neu entwickelter Flügelspreizer lockert den Roving zunächst auf und treibt die Filamente auseinander. Das Prinzip des Flügelspreizers beruht auf einem sehr alten mechanischen Spreizprinzip.



**Abbildung 44: Prinzipskizze Radiuspreizer [Reichspatent Nr. 715801]**

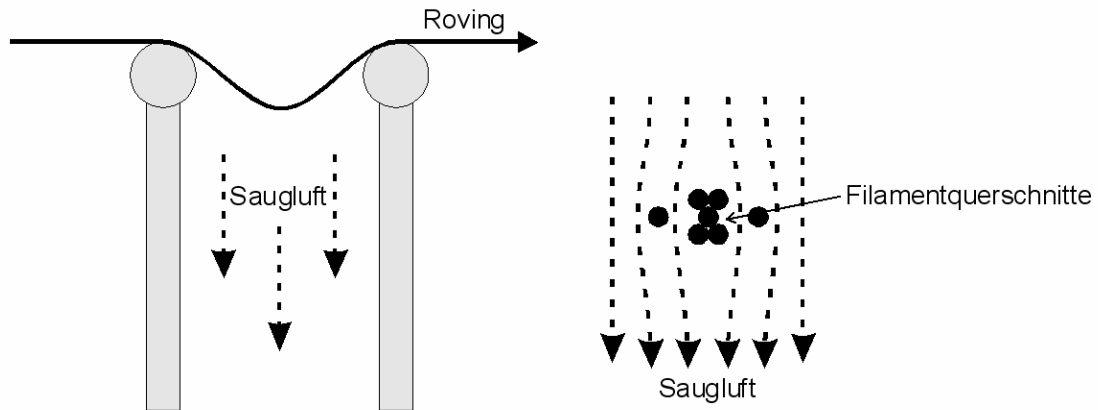
Die Kombination aus einer geraden und einer gebogenen Stange sorgt beim Radiuspreizer dafür, dass die auf die Faser wirkende Zugkraft umgeleitet wird. Es wirkt nun auch eine Kraft, die die Faser auf die gebogene Stange presst. An der höchsten Stelle der Auslenkung wirkt auf die Filamente die höchste Kraft. Mit zunehmender Entfernung von dieser Stelle wird die Kraft geringer, d. h. Filamente können der Belastung ausweichen, wenn sie auf der gebogenen Stange nach außen wandern. Dabei hängt es jedoch von der Zugkraft auf die Faser, der Reibung zwischen Faser und Stange, der Position der Stangen zueinander und der Biegung der Stange ab, wie das Spreizergebnis aussieht. Bei einer extremen Biegung ist die Differenz der wirkenden Kräfte zwischen der höchsten Stelle und einer Außenposition so groß, dass die Oberflächenreibung der Stange keine Rolle mehr spielt. Die Filamente werden schlagartig nach außen wandern, d. h. der Roving rutscht ab oder spaltet sich. Ist die Biegung zu gering, dann fällt das Spreizverhältnis zu niedrig aus. Obwohl diese Art der Spreizung im Labormaßstab gute Ergebnisse bringt, ist sie nicht in einer Produktionsanlage verwendbar. Fehler im Roving, wie z. B. Verdrehungen, Spalte oder Faltungen führen zum

Abrutschen oder zu Spalten im gespreizten Material. Da es keine Rückstellmechanismen gibt, pflanzt sich ein einmal aufgetretener Fehler immer weiter fort. Bei konventionellen Faserspulen treten Fertigungsfehler sehr unregelmäßig auf, d. h. die Spreizung kann teilweise über hunderte Meter problemlos funktionieren oder schon nach kurzer Zeit zum Erliegen kommen. Mit diesem Problem haben fast alle Spreiztechniken zu kämpfen. Die beste Lösung wäre, die Fertigungsfehler schon bei der Rovingproduktion zu vermeiden. Da das Fasermaterial aber auch in seiner jetzigen Form genügend Käufer findet, ist in absehbarer Zeit nicht mit einem Handeln der Faserhersteller zu rechnen.



**Abbildung 45: Flügelradspreizer**

Der Flügelspreizer löst die Probleme mit der Materialqualität größtenteils, indem der Roving immer wieder neu auf die Spreizkanten aufgesetzt wird. Die Flügelwalzen rotieren gegenläufig und der Roving wird mittig durch die Walzen geführt. Droht der Roving beispielsweise einseitig abzurutschen, wird er durch den Kontakt mit dem nächsten Spreizflügel wieder zentriert. Zusätzlich wird die Schlichte durch die wechselseitige Biegung aufgebrochen und die Filamente können sich unabhängig voneinander bewegen.



**Abbildung 46: Saugkammer mit dem Fukui Prinzip**

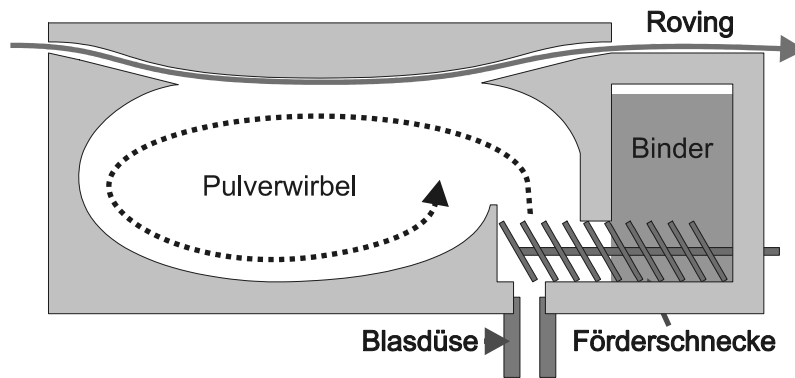
Nach dem Flügelspreizer folgt eine Saugkammer mit dem Fukui-Prinzip, die in ähnlicher Form auch bei verschiedenen Prepregherstellern zur Rovingspreizung eingesetzt wird und aus verschiedenen Veröffentlichungen bekannt ist [Patent US 6,032,342]. Der aufgelockerte und vorgespreizte Roving wird dabei von einem starken laminaren Luftstrom in die Kammer gezogen. Die Filamente werden von Luft umströmt und können relativ leicht übereinander gleiten. Des Weiteren kann die Saugkammer leichte Schwankungen in der Rovingspannung ausgleichen. Bei der Herstellung der Kohlenstofffasern werden die Filamentbündel oftmals frei geführt und durch Ösen umgeleitet. Dabei können sich Teile der Filamente um den Rest des Bündels drehen und zu Rovingeinschnürungen schon bei der Herstellung führen. Nach dem Aufwickeln auf eine Rovingspule sind diese Fehler zunächst kaum sichtbar, da das Filamentbündel flach aufgezogen wird. Nach der Auflockerung der Filamentbündel im Flügelspreizer sind querlaufende Rovingteile jedoch deutlich sichtbar. In der Saugkammer können diese Verdrehungen teilweise rückgängig gemacht werden. Die zurück gedrehten Rovingteile sind geringfügig länger und die Zugspannungen werden nur noch im kürzeren Rest des Rovings übertragen. Dieser Effekt kann zu Lücken und Verschiebungen im Roving führen, die die Spreizqualität negativ beeinflussen. Um ein möglichst homogenes Spreizbild zu erreichen, muss das Spreizverhältnis stufenweise gesteigert werden. Bei der Prototypanlage wurde in einer ersten Stufe auf 12 mm gespreizt und in einer zweiten Stufe auf 25-30 mm. Die zweite Stufe setzt sich aus einer vergrößerten Variante des Flügelspreizers und der Saugkammer zusammen. Danach liegt der

Roving als breites dünnes Band vor, dass für den weiteren Prozess einseitig mit einer geringen Bindermenge ausgerüstet werden muss. Theoretisch liegen in einem perfekt gespreizten 30 mm breiten 12k-Roving nur noch drei Filamente (bei einem angenommenen Filamentdurchmesser von 7  $\mu\text{m}$  und höchster Packungsdichte) übereinander. In der Realität weist ein Roving jedoch immer Spreizfehler auf, die stellenweise zu dickeren Bereichen und damit zu einer erhöhten Anzahl von Filamentenden führen können.

## **6.2 *Bebinderung***

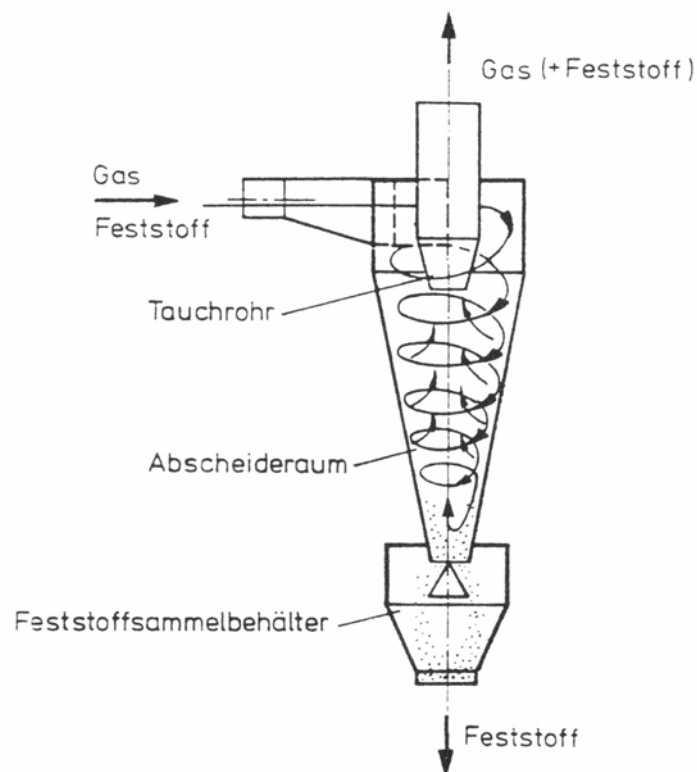
An die Bebinderung des gespreizten Rovings werden hohe Anforderungen gestellt, die bisher industriell nicht gelöst sind. Es existieren zwar zahlreiche Patente zu Pulverriesel- oder Sprühvorrichtungen (z. B. [Patent US 3,513,810] oder [Patent DE 3310983]), diese sind aber auf Grund der großen Applikationsmengen nicht verwendbar. Wie die Spreizvorrichtung sollte auch die Bebinderung ursprünglich in den Legekopf der Fiber-Patch-Preforming-Anlage integriert werden. Dies bedeutete, dass die Schwerkraft nicht für die Pulveraufbringung nutzbar war, weil sich beliebige Richtungsänderungen durch die Roboterbewegung ergeben konnten. Im Folgenden wird ein Konzept zur Realisierung dieser Aufgabe vorgestellt, welches nicht für den ersten Prototyp der Fiber-Patch-Preforming-Anlage verwendet wurde. Anhand der Entwicklung wird jedoch die Problematik der Binderauftragung verdeutlicht.

Bereits bei den Experimenten mit der Kegelschneidanlage (siehe Kapitel 5.2) wurde mittels Pulverspritzen versucht, das Preformmaterial zu bebindern. Ein neu entwickelter Wirbelbebinderer (siehe Abbildung 47) sollte nun das Pulver in einer geschlossenen Kammer gleichmäßig zerstäuben und einseitig auf dem gespreizten Roving abscheiden. Das Pulver sollte statisch anhaften und in einer nachgeschalteten Heizstrecke fixiert werden.



**Abbildung 47: Wirbelbinderer**

Fraglich war, wie die binderbeladene Luft wieder aus der Wirbelkammer abgeführt werden sollte. Filter schieden auf Grund der schnellen Verstopfung mit feinen Binderpartikeln aus und auch die Schwerkraft konnte auf Grund der gewünschten Lageunabhängigkeit nicht genutzt werden. Daher wurde ein miniaturisierter Aerozyklon-Abscheider favorisiert. Diese Geräte sind normalerweise mehrere Meter hoch und werden in der chemischen Industrie verwendet. Es wurde ein verkleinertes Modell aus Messing gebaut und an die Bepuderung angeschlossen.

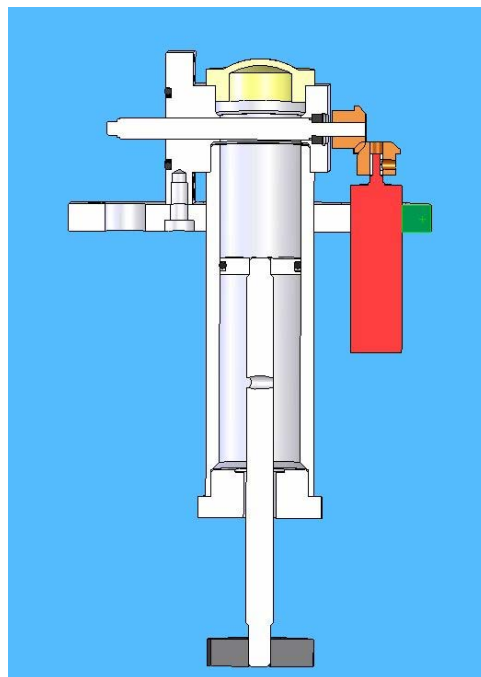


**Abbildung 48: Aerozyklon-Prinzip [BOH96]**

Der binderbeladene Luftstrom wird innerhalb des Geräts auf eine Spiralkegelbahn gezwungen (siehe Abbildung 48). Dabei wirkt die



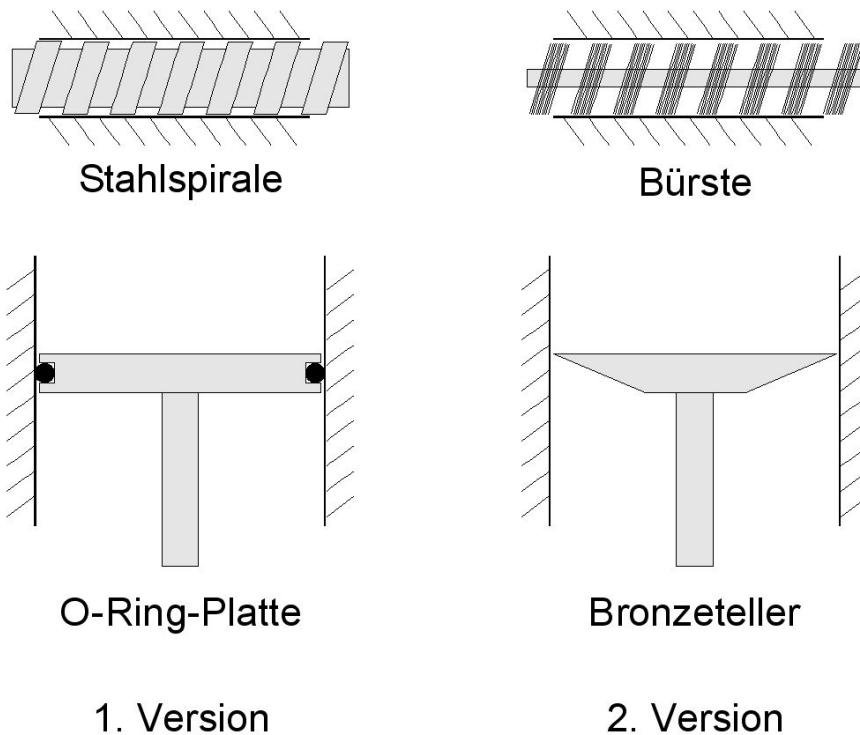
Zentrifugalkraft auf die Partikel und trennt sie von der Luft. Partikel rutschen an der Kegelinneseite nach unten und werden in einen Vorratsbehälter abgeschieden. Das Pulver kann wieder in den Prozess eingeführt werden. Der Zerstäubungsluftstrom konnte allerdings auf Grund des benötigten Abscheidungsluftstroms nicht beliebig weit herunter geregelt werden.



**Abbildung 49: Querschnitt des Pulverbunkers der Wirbelbebindung**

Eine weitere Herausforderung war die Konstruktion des Pulverbunkers für die Wirbelbebindung. Um einen gleichmäßigen Pulvergehalt in der Kammer einstellen zu können, musste der Binder in definierter Menge und Geschwindigkeit in die Kammer eingebracht werden. Zunächst wurde eine Metall-Förderspirale eingebaut, die das Pulver aus einem Vorratszylinder transportieren sollte. Schon nach wenigen Drehungen verklemmten die zähen Pulverpartikel die Spirale. Ebenso blockierte die Kolbenplatte, die das Pulver im Vorratszylinder kompaktieren sollte. Es stellte sich heraus, dass das Pulver sehr empfindlich auf Druck, Scherung und Reibung reagierte. Trotz der Blockfreiheit im losen Zustand, bildeten sich unter ungünstigen Bedingungen Klümpchen, die Maschinenteile beeinträchtigen konnten. Diese Probleme konnten unter Verwendung einer speziellen Bürste als Förderspirale beseitigt werden. Die Bürste hat den Vorteil, dass die Pulverpartikel nicht eingeklemmt werden können und daher die Druck- und Scherbelastungen sowie die

Reibung relativ gering sind. Die Kolbenplatte wurde mit veränderter Geometrie noch einmal aus PTFE und ein weiteres Mal aus Bronze neu gefertigt (siehe Abbildung 50). Die neue Geometrie hatte den Vorteil, dass nur noch auf einem sehr schmalen Bereich zwischen Kolbenplattenkante und Zylinderinnenfläche Reibung auftreten konnte. Im Vergleich der Plattenmaterialien zeigte sich, dass PTFE trotz der guten Gleiteigenschaften ungeeignet war. Dieses Phänomen wird auf die geringe Härte von PTFE zurückgeführt. Die Binderpartikel sind härter als PTFE und wurden im Spalt zwischen Kolbenplatte und Zylinder eingeklemmt und geschert. Die Platte aus Bronze funktionierte dagegen ohne Probleme.

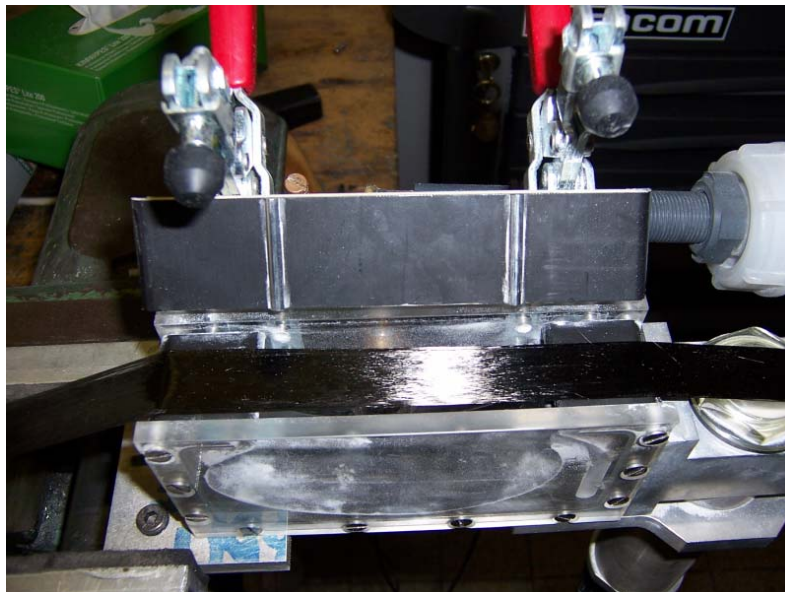


**Abbildung 50: Verbesserungen in der Konstruktion des Pulverbunkers**

Mit der verbesserten Variante des Pulverbunkers konnte die Wirbelkammer in Verbindung mit der Spreizung getestet werden. Es zeigte sich, dass wie erwartet eine Staubatmosphäre entstand und dass auch die Pulverabscheidung mit dem Aerozyklon funktionierte. Allerdings war die auf dem Roving aufgenommene Pulvermenge zu gering für eine gute Fixierung bei der Preformherstellung. Durch Erhöhung des Pulvereintrags in die Kammer und Verringerung des Luftstroms auf ein minimales Maß konnte die Menge des Pulvers auf dem Roving nicht erhöht werden. Aus ungeklärten

Gründen stellte sich eine Sättigung ein. Möglicherweise verhindert die statische Aufladung der Pulverpartikel im Luftstrom eine weitere Anlagerung auf der Rovingoberfläche.

Mittels Aufheizung des Rovings in der Kammer wurde versucht, die Pulveraufnahme durch direktes Anschmelzen vorbeiströmender Partikel zu erhöhen. Dabei kam nur eine elektrische Direktheizung, die sich die elektrische Leitfähigkeit der Kohlenstofffasern zunutze macht, in Frage. Andere Heizungsformen hätten zu einer unerwünschten Pulveraufnahme an heißen Oberflächen geführt.

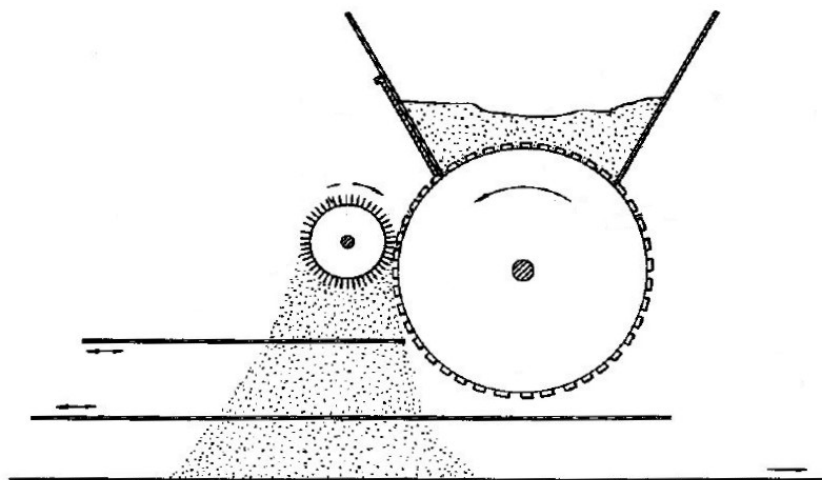


**Abbildung 51: Elektrische Direktheizung in der Wirbelkammer**

In den Deckel der Kammer wurden zwei Elektroden integriert, zwischen denen eine einstellbare Gleichspannung anlag. Der Strom floss durch den anliegenden Roving und erhitze selektiv ein kurzes Stück in der Wirbelkammer. Die Pulveraufnahme konnte dadurch zwar verbessert werden, jedoch übertrug sich die Wärme im laufenden Betrieb auf die zweite Elektrode in Förderrichtung des Rovings. Binderpartikel auf der Oberfläche des Rovings wurden dadurch aktiviert und verklebten einzelne Filamente mit der Elektrode. Schon nach kurzer Zeit staute sich der gesamte Roving auf und der Prozess kam zum Erliegen. Eine Kühlung der Elektroden brachte keine Besserung.

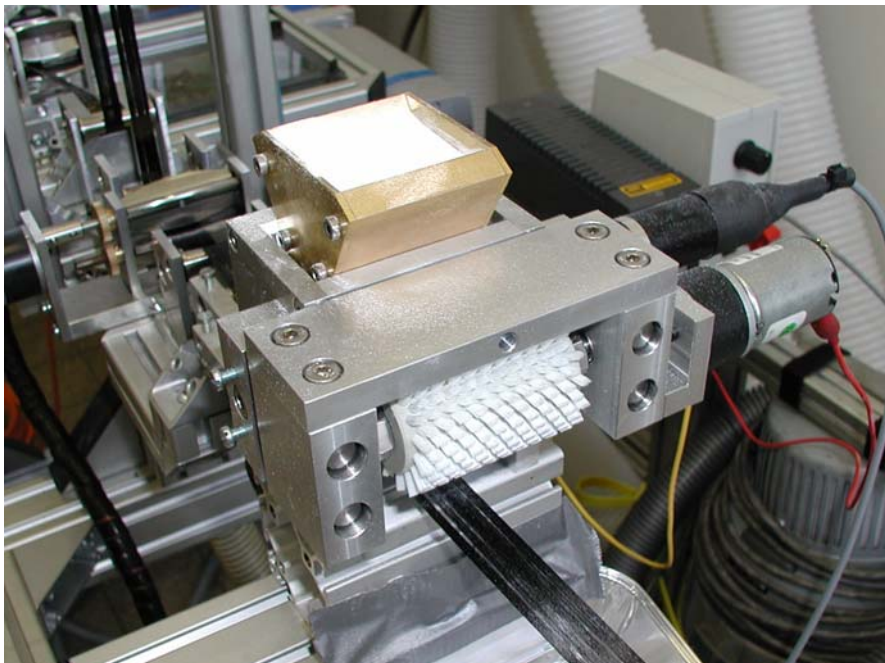
Weitere Entwicklungen an der Wirbelbebinderung wurden nach diesen Erfahrungen eingestellt. Es stellte sich grundsätzlich die Frage, ob die totale Integration aller Systemkomponenten in den Legekopf den hohen Aufwand für die Überwindung der damit einhergehenden Probleme rechtfertigte. Es wurde entschieden den Prozess nach der Bebinderung aufzuspalten und einen bebinderten Roving in einem separaten Prozess vorzukonfektionieren. Dies ist verbunden mit dem Nachteil, dass in einer Produktion die Herstellung dieses Halbzeugs mit der Verwendung im Preformfertigungsprozess koordiniert werden muss. Die einzelnen Maschinenkomponenten können aber einfacher gestaltet werden und für die Spreizung und Bebinderung ist die Schwerkraft nutzbar. Des Weiteren muss kein hoher Aufwand für eine Miniaturisierung bei der Bandherstellung getrieben werden.

Für die neue Bebinderung wurde das bereits bewährte Prinzip eines Pulverstreuers gewählt [Patent US 3,513,810], [Patent US 2,489,846], [Patent US 2,394,657], [Patent US 2,057,548], [Patent US 2,613,633]. Ein industrieller Pulverstreuer, wie er z. B. in der Lebensmittelindustrie angewendet wird, funktioniert mit einem breiten Trichter, an dessen Ausgang eine Bürstenwalze vorbeiläuft. Die Bürste nimmt das Streugut auf und wird ihrerseits von einer Ausbürstwalze bearbeitet. Dadurch wird das Pulver fast vollständig aus den Borsten entfernt und fällt auf ein darunter durchlaufendes Förderband mit den zu bestreuenden Gegenständen.

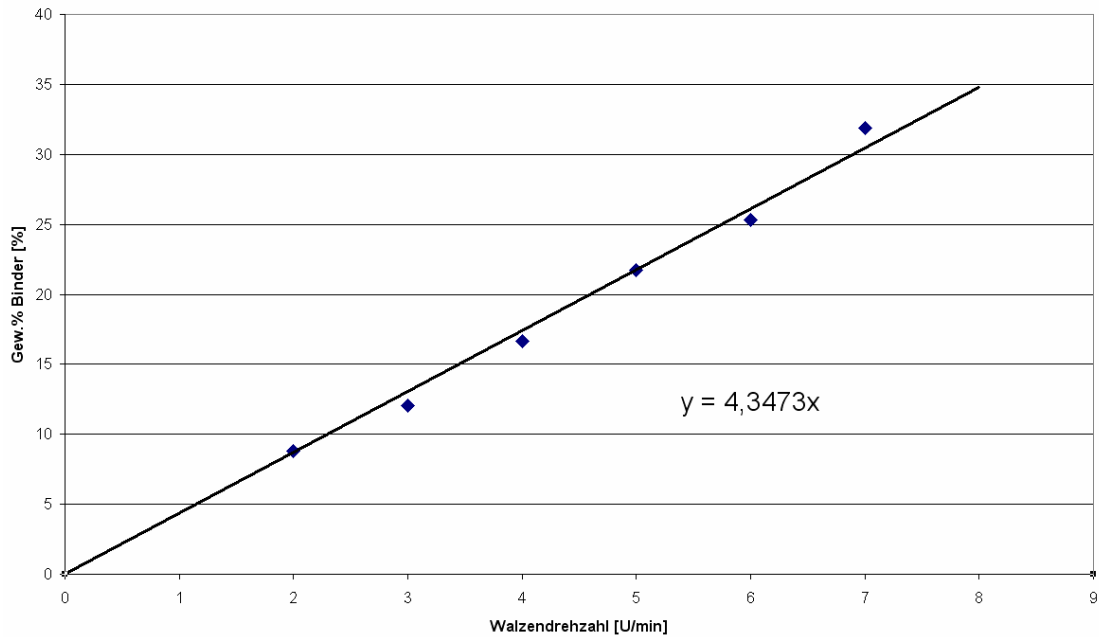


**Abbildung 52: Bürsten-Streuvorrichtung [Patent US 3,513,810]**

Für die Aufgabe, nur sehr geringe Pulvermengen zu streuen, musste die Konstruktion angepasst werden. Selbst dichtest besetzte Bürstenwalzen mit der kürzestmöglichen Borstenhöhe hätten immer noch zu viel Pulver aufgenommen und zur Oberfläche transportiert. Deshalb wurde in die Konstruktion eine gerändelte Stahlwalze eingeplant, die mit ihrer rauen Oberfläche den Pulvertransport übernimmt. Die Transportwalze sowie die Ausbürstwalze werden mit zwei getrennten Elektromotoren angetrieben, um die Streuparameter möglichst frei einstellen zu können. Der Pulvertrichter wurde ebenfalls verändert. Wie schon von der Konstruktion der Wirbelkammer bekannt war, konnte das Pulver an Engstellen blocken und die Maschinenteile verklemmen. Aus diesem Grund wurde der Trichter nicht am Rest der Maschine fixiert, sondern in einen Halter eingelegt, der Ausgleichbewegungen zulässt. Ein weiterer Vorteil ist dabei, dass der Trichter im laufenden Betrieb schwingen kann und das Pulver automatisch nach unten gerüttelt wird. Das Pulver wird in genau dosierbarer Menge auf die Oberfläche des darunter mit 4,4 m/Min durchlaufenden Rovings aufgestreut. Überschüssiges Pulver fällt am Roving vorbei in einen Auffangbehälter und kann später wieder in den Prozess eingeführt werden.



**Abbildung 53: Bürstenbebindeer**



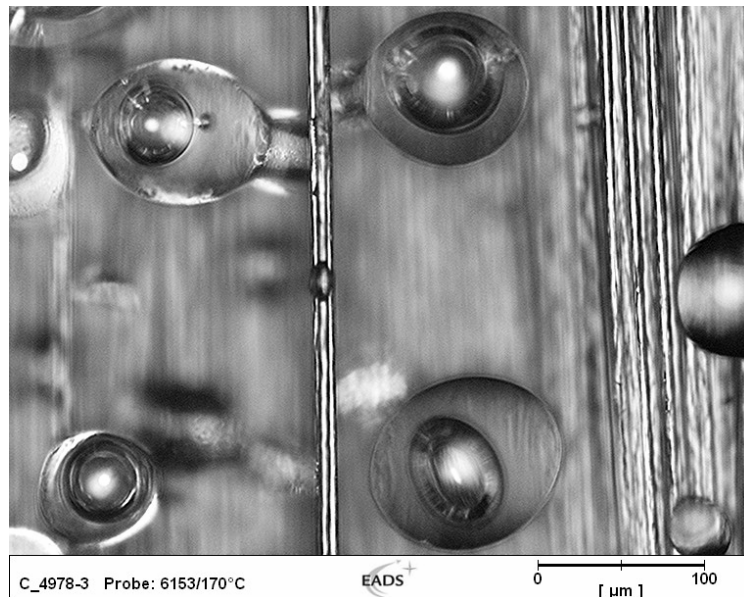
**Abbildung 54: Aufgebrachte Bindermenge in Abhängigkeit der Drehgeschwindigkeit der Bebindungswalze bei einem 20 mm breiten Faserband**

Es wurden Messungen durchgeführt, um die aufgestreute Bindermenge in Abhängigkeit der Walzen-Drehgeschwindigkeit bei einem 20 mm breit gespreizten Faserband festzustellen. Abbildung 54 zeigt, dass die Bindermenge nahezu linear von der Drehgeschwindigkeit abhängt. Durch die Vibration der gesamten Maschine kann allerdings noch ein geringer Teil des Binderpulvers vom Faserband herunterfallen, bevor es thermisch fixiert wird.

Nachdem der gespreizte Roving oberflächlich mit Binderpulver bestreut ist, durchläuft er eine 300 mm lange Heizstrecke mit Infrarot-Heizstrahlern. Die Heizleistung der Strahler kann über einen Thermoregler genau eingestellt werden. Die Binderpartikel werden leicht angeschmolzen und binden sich an die Faseroberfläche. Danach kann das fertige Rovingband auf eine spezielle Filmspule aufgerollt werden und für eine spätere Verwendung zwischengelagert werden.

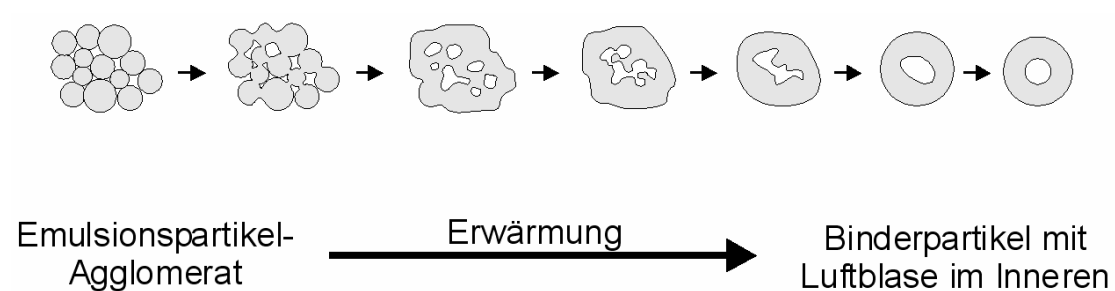
Mikroskopische Untersuchungen der bebinderten Faserbänder zeigen, dass nahezu jedes Binderpartikel eine Luftblase enthält. In verschiedenen Infiltrationsversuchen hat sich dies bisher nicht als negativ erwiesen, da die

Luft während der Infiltration entfernt werden kann. Im Verbundwerkstoff tritt keine erhöhte Porosität auf.



**Abbildung 55: Lichtmikroskopische Aufnahme eines bebinderten Faserbandes mit Luftblasen in den Binderpartikeln**

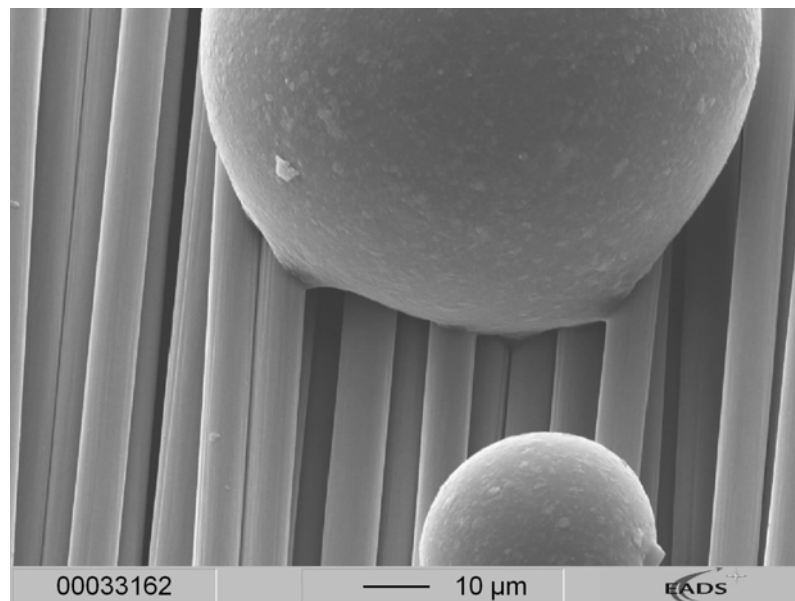
Die Luftblasen sind wahrscheinlich eine Folge der Sprühtrocknung der Polymeremulsion. Abbildung 56 zeigt schematisch, wie die Luftblasen in den Partikeln durch einen Sinterprozess entstehen können.



**Abbildung 56: Möglicher Entstehungsweg von Luftblasen in Binderpartikeln**

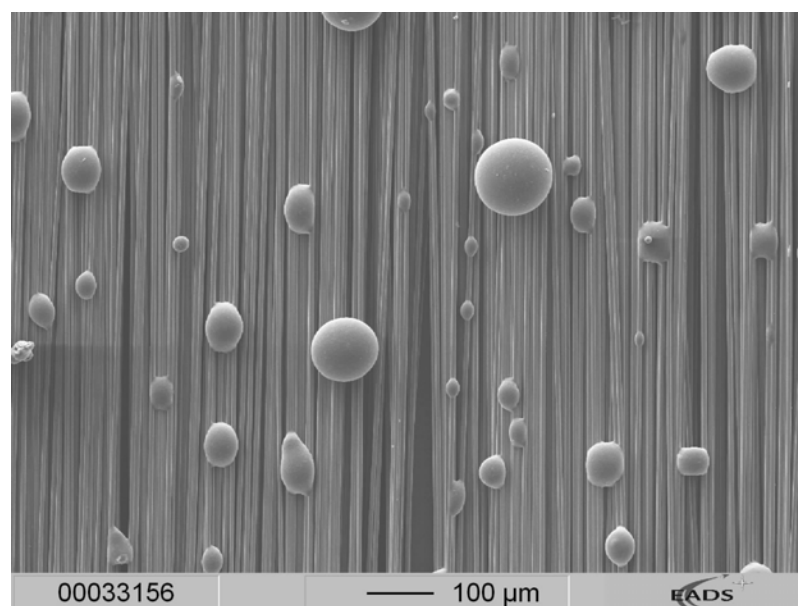
Bei einer geeigneten der Heizstrecke schmelzen die Binderpartikel nur an der Kontaktfläche mit den Kohlenstofffaserfilamenten an. Die Wärme des Heizstrahlers wird hauptsächlich von den schwarzen Fasern aufgenommen und diese erwärmen ihrerseits die Binderpartikel. Wird die Wärmeübertragung

nach kurzer Zeit beendet, bilden sich nur Punktbindungen zu den Fasern aus und die Geometrie der Binderpartikel bleibt erhalten.



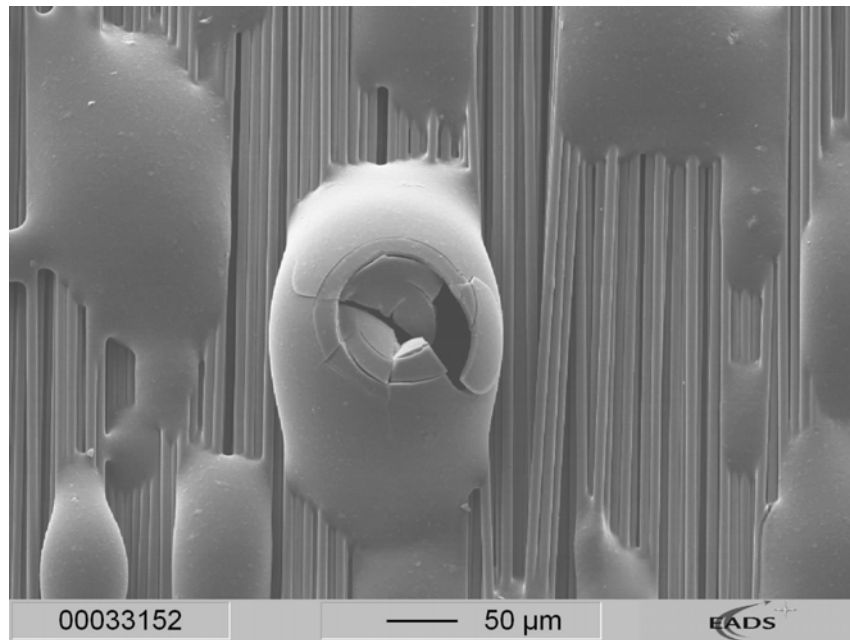
**Abbildung 57: REM-Aufnahme der oberflächlichen Kontaktbildung von Binderpartikeln an Kohlenstoff-Filamente**

Die relativ breite Partikelgrößenverteilung (siehe Kapitel 4) ist bei der Befiederung problematisch, weil kleine Partikel schneller aufschmelzen als große Partikel. Dies kann dazu führen, dass große Partikel noch nicht richtig angebonden sind, während kleinere Partikel bereits zwischen den Kapillaren der Fasern aufgesaugt wurden.



**Abbildung 58: REM-Aufnahme einer bebinderten Faserbandoberfläche**





**Abbildung 59: REM-Aufnahme von stark aufgeschmolzenen und beschädigten Binderpartikeln**

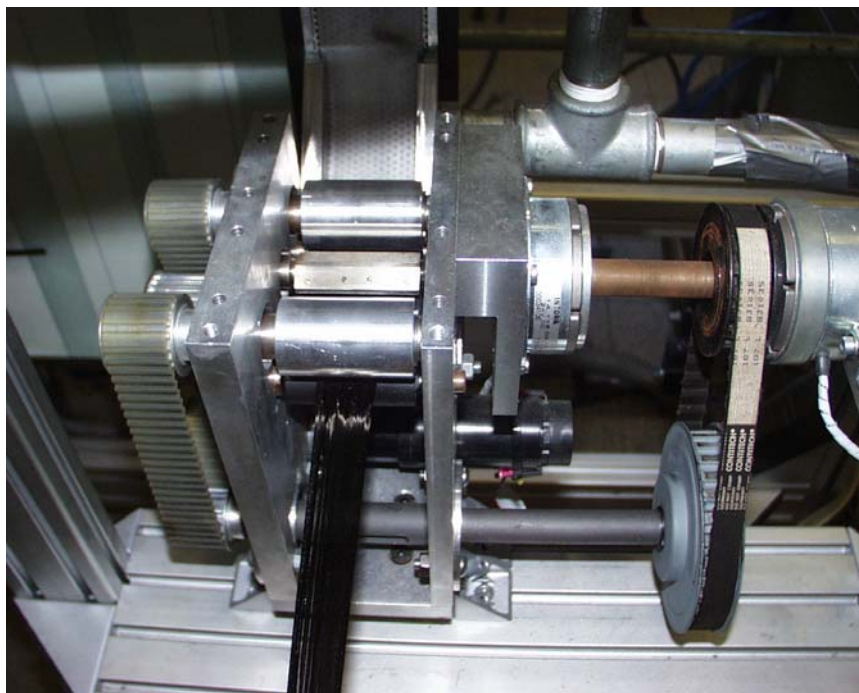
Abbildung 59 zeigt eine Faserbandoberfläche, bei der die Binderpartikel durch zu hohe Temperatureinwirkung stark aufgeschmolzen sind. Dadurch stehen die Partikel nicht mehr vom Faserband ab und können kaum Kontaktflächen zu anderen Oberflächen herstellen. Die Zwischenräume der Filamente sind mit Binder gefüllt und die Infiltrationswege für das Harz verschlossen. Anhand des zerbrochenen Partikels in der Mitte des Bildes sind die spröden Eigenschaften des Styrolacrylats erkennbar. Die Luftblase im Partikel ist eingebrochen und die eingeschlossene Luft kann entweichen.

### **6.3 Variable Faserschneidwerke**

Nachdem mit dem neuartigen Halbzeug die Grundlage für den Fiber-Patch-Preforming Prozess geschaffen war, musste ein neues Schneidwerk für die geänderten Anforderungen konstruiert werden. In Kapitel 5.1 wurde beschrieben, dass das Kegelschneidwerk je nach Einführposition des Rovings eine unterschiedliche Einzugsgeschwindigkeit hat. Bei einem 30 mm breiten Band kommt es zu einem deutlichen Geschwindigkeitsunterschied der Bandkanten und das Band wird aus der Beförderungsrichtung abgelenkt.

Daher ist das Kegelschneidwerk für diese geänderten Anforderungen nicht geeignet. Es wurden zwei neue Schneidwerksprinzipien entwickelt, die das Schneiden breiter Faserbänder mit online einstellbarer Schnittlänge ermöglichen. Das so genannte Kupplungsschneidwerk arbeitet dabei mit Messern ähnlich wie das Kegelschneidwerk und bricht die Fasern nach dem gleichen mechanischen Prinzip. Das Laserschneidwerk in Kapitel 6.3.2 arbeitet dagegen berührungslos und zeigt viele Vorteile bei der Schnittkanten-gestaltung. Die Rahmenbedingungen für das Schneiden von Kohlenstofffasern mittels Laser sind allerdings komplex und werden in Unterkapiteln näher erläutert.

### 6.3.1 Kupplungsschneidwerk



**Abbildung 60: Kupplungsschneidwerk**

Abbildung 60 zeigt den Prototypen des Kupplungsschneidwerks. Eine Messerwalze und eine Gegenwalze liegen parallel zueinander. Die Gegenwalze wird über einen Elektromotor mit einstellbarer Geschwindigkeit angetrieben. Über einen Zahnriementrieb und eine Elektromagnet-Kupplung kann die Messerwalze in die Bewegung der Gegenwalze eingekuppelt werden. Eine Elektromagnet-Bremse sorgt dafür, dass die Messerwalze

immer arretiert ist, wenn die Kupplung nicht eingeschaltet ist. Der Kupplungs- und Bremsvorgang läuft über ein gemeinsames Wechslerrelais, daher sind Störungen durch Programmfehler ausgeschlossen. Ein induktiver Näherungsschalter registriert die Position der Messer und sorgt für eine Bremsung der Messer in waagrechter Position. Wird von einer angeschlossenen Steuerung ein Schnittbefehl ausgelöst, kuppelt die Messerwalze ein, beschleunigt und führt einen Schnitt aus. Dabei ist immer sichergestellt, dass die Messerwalze im Moment des Schnitts die gleiche Geschwindigkeit hat, wie die Gegenwalze. Die Messerklinge wird nicht verbogen und es ergibt sich eine wesentlich längere Messerstandzeit, wie bei einem einfachen Stoßmesser. Nach dem Schnittvorgang wird die Messerwalze ausgekuppelt und an der gleichen Position wie zu Beginn abgebremst und gehalten. Die Schnittlänge wird in der Steuerungssoftware programmiert. Abbildung 61 zeigt den schematischen Ablauf der Schneidwerkssteuerung.

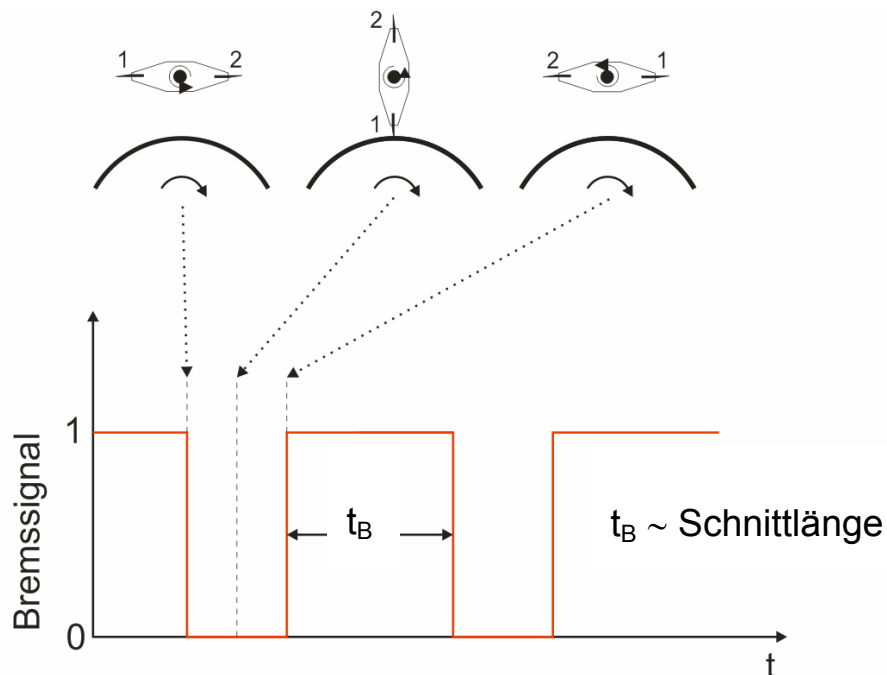


Abbildung 61: Ablaufschema der Schneidwerkssteuerung (Bremsignal in Abhängigkeit der Zeit)

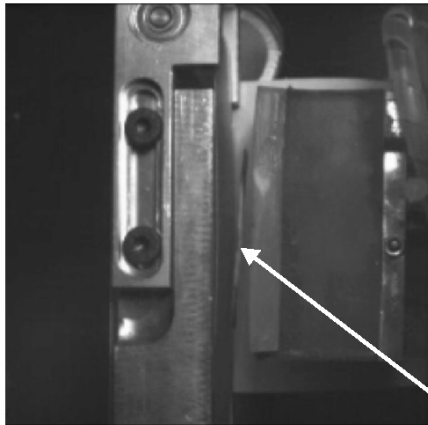
Abhängig von der Vorschubgeschwindigkeit des Schneidwerks wird der Schnitttakt vorgegeben. Die minimale Schnittlänge des Schneidwerks liegt bei 30 mm und die maximale Länge ist theoretisch unbegrenzt. Es wurden zusätzliche Walzenpaare eingeplant, die das Faserband einziehen und die geschnittenen Patches abtransportieren. Sie sind ebenfalls über einen Zahnriementrieb an die Gegenwalze gekoppelt und drehen sich mit gleicher Vorschubgeschwindigkeit.



**Abbildung 62: Kopplung zwischen Schneidwerk und Vakuumfließband**

Hinter dem Schneidwerk werden die Patches an ein Vakuumfließband übergeben. Das Fließband sorgt für die Vereinzelung der Patches und deren Transport zu Legevorrichtung. Eine großvolumige Saugkammer verteilt die Saugleistung eines konventionellen Staubsaugers über die gesamte Baugruppe. Ein spezielles offenporiges Polypropylenband wird über ein Aluminium-Lochblech auf der Saugkammer geführt. Der Antrieb wird über eine Ankopplung an den Zahnriemen des Schneidwerks erreicht. Das Übersetzungsverhältnis mit 1:2 sorgt für einen genügend großen Abstand zwischen den Faserstücken. Am Ende des Fließbandes liegt eine Saug-/Abblaskammer, die mit einem pneumatischen Vakuummodul betrieben wird. So lange ein Faserstück über die Kammer geführt wird, befindet sich diese im Saugbetrieb. Wenn der Legestempel an der Übergabeposition steht,

wird im richtigen Moment ein Abblasimpuls ausgelöst, der den Faserpatch auf den Legestempel befördert.



Photron Fastcam 1024 PCI  
10000 fps  
1/10000 sec  
256 x 256  
frame: 45  
+00:00:00.004400sec  
EADS CRC/LG-CT  
Patchübergabe Fließband-Stempel

Faserpatch in der Hälfte der Flugphase

**Abbildung 63: Highspeedaufnahme der Patch-Übergabe**

Das neue Kupplungsschneidwerk hat sich in vielen Versuchen bewährt. Um jedoch die Variabilität der Fiber-Patch-Preforming Methode weiter zu erhöhen wurde nach alternativen Schneidkonzepten gesucht, um die Schnittgeometrie der Patches verändern zu können. Messerschneidwerke sind in dieser Hinsicht unflexibel und müssen aufwendig umgerüstet werden.

### **6.3.2 Laserschneiden von Kohlenstofffasern**

Laser werden mittlerweile industriell zum Messen, Beschriften, Schweißen und Schneiden eingesetzt. Dabei bieten Laser mehrere Vorteile, denn sie arbeiten berührungslos und mit hoher Präzision. Es tritt kein Werkzeugverschleiß auf und computergesteuerte Strahl-Führungssysteme erlauben eine flexible Anpassung auf verschiedene Bearbeitungssituationen. Laserschneidprozesse z. B. in der Metallindustrie funktionieren im Allgemeinen indem das Schnittgut aufgeschmolzen wird und die Schmelze mittels eines Gasstrahls aus dem Schnittspalt geblasen wird. Dieser Prozess lässt sich jedoch nicht direkt für das Schneiden von Kohlenstofffasern adaptieren. Das Phasendiagramm des Kohlenstoffs (Abbildung 5) zeigt, dass ein Schmelzen von Graphit bei Atmosphärendruck nicht möglich ist und dass für die Sublimation des Kohlenstoffs sehr hohe Temperaturen benötigt werden.

Aus grundlegenden Vorversuchen war bekannt, dass das Schneiden von Kohlenstofffasern mittels Laser prinzipiell möglich ist. Daher wurden verschiedene Laser auf ihre Eignung zum Schneiden von Kohlenstofffasern untersucht.

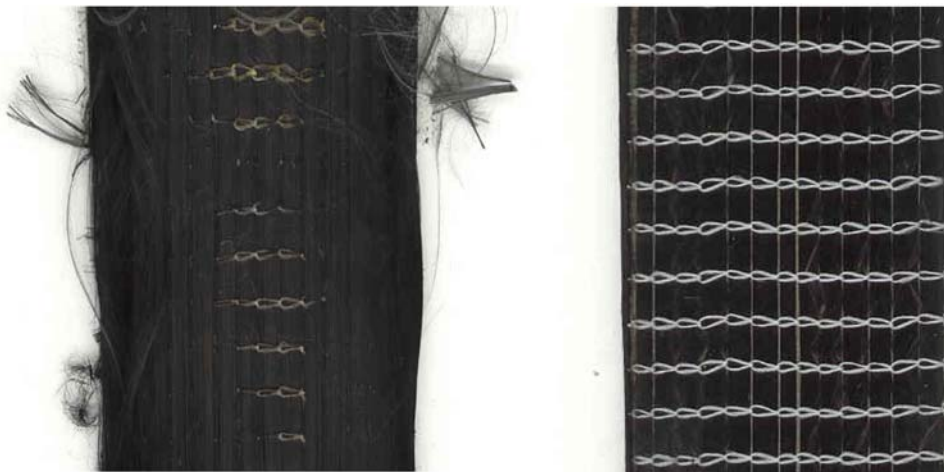
Verschiedene Quellen [DAI98, KÖN89, STR90, NIE00] beschreiben ähnliche Aufgabenstellungen. Die Autoren legten jedoch höchste Priorität auf die Schnittgeschwindigkeit und nicht die Schnittqualität. Daher kamen Laser mit hohen Leistungen und Schweißoptiken zum Einsatz.

### **6.3.2.1 Auswahl eines geeigneten Lasersystems**

In Zusammenarbeit mit verschiedenen in Deutschland ansässigen Laserherstellern (z. B. Rofin-Sinar, Trumpf, ACI-Laser usw.) wurden grundlegend unterschiedliche Lasertypen, -bauarten und -leistungsklassen für diese Aufgabe verglichen. Als Schnittgut wurde Standard-Biaxialgelege verwendet, um ein qualitativ gleich bleibendes Basismaterial zu haben. Dieses wurde mit unterschiedlichen Laserparametern behandelt und qualitativ bewertet. Es zeigte sich, dass hohe Laserleistungen überproportional starke Verbrennungen des Fasermaterials verursachten. Gepulste Nd:YAG-Laser zeigten die qualitativ besten Ergebnisse bei mehrfachem Überscannen und relativ niedrigen Laserleistungen.

Die Strahlqualität eines Lasers ist allgemein entscheidend für seine Eignung zum Schneiden verschiedener Materialien. Die Strahlqualität wird durch den K-Wert beschrieben und sie verhält sich invers zur Divergenz. Ein K-Wert von 1 steht für eine sehr gute Strahlqualität und für eine lokal scharf begrenzte Zone der Energieeinbringung. Je näher der K-Wert dem Wert 1 ist, desto weniger Energie wird im Randbereich des Laserspots in unerwünschte Erwärmung der Schnittkante umgesetzt.

Wie in Kapitel 3.1 beschrieben sind Kohlenstofffasern in ihrer elektrischen und thermischen Leitfähigkeit anisotrop. Die spezifische Wärmeleitfähigkeit beträgt in Faserrichtung  $17 \text{ W/m}\cdot\text{K}$  und in Dickenrichtung auf Grund der Luftübergänge nur etwa ein Fünftel dieses Werts. Die Wellenlänge eines Nd:YAG Lasers liegt mit  $1064 \text{ nm}$  im nahinfraroten Bereich, d. h. nahe am sichtbaren Licht. Durch die schwarze Farbe wird die Laserenergie zum größten Teil absorbiert, der Rest wird reflektiert. Wärme entsteht zunächst in den oberen Filamenten der Fasern und breitet sich von dort, entsprechend der Wärmeleitfähigkeit, entlang der Filamente aus, d. h. die Wärme wird bei einem zweidimensionalen Textil vorwiegend in der Ebene abgeleitet und dringt weniger schnell in die Tiefe vor. Die Wärme wird bei einem thermischen Schneidprozess aber nur im Schneidbereich benötigt, im umgebenden Bereich führt sie zu unerwünschten Beschädigungen. Um die Temperaturen im Bereich des Schnitts niedrig zu halten, ist schrittweises Schneiden in die Tiefe von Vorteil. Die überflüssige Wärme hat immer wieder Zeit, in die Umgebung abzufließen, die Wärme staut sich nicht auf und die Temperaturen bleiben niedriger als bei einem Dauerstrahl. Zudem haben entstehende Gase und Ruß Zeit, sich zu verflüchtigen und behindern den Laserstrahl nicht am Vordringen zur Oberfläche.



**Abbildung 64:** Vergleich von 32 mm breiten Laserzuschnitten an Biaxialgelege (links: einfacher Schnitt im Dauerstrichbetrieb, rechts: schrittweises Schneiden in gepulstem Betrieb)

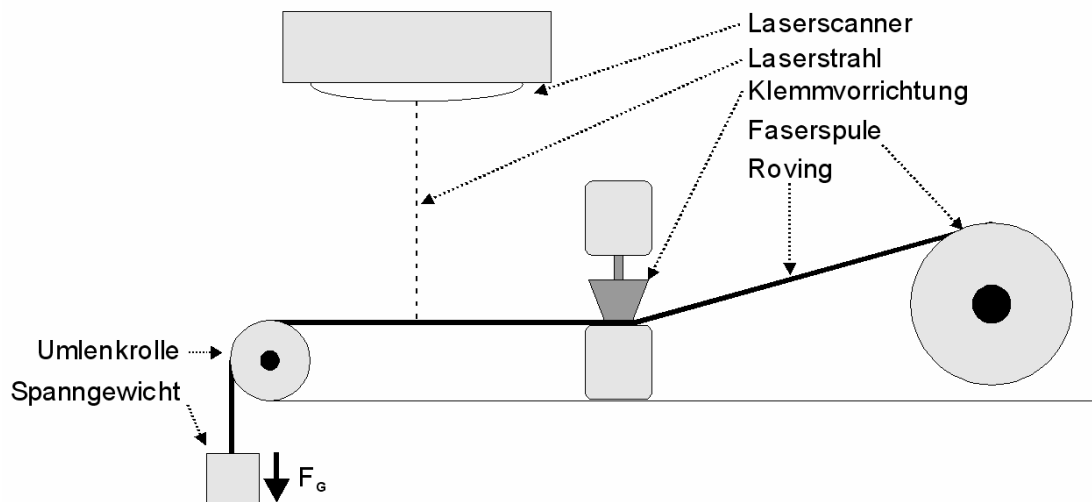
Abbildung 64 zeigt links den Zuschnitt eines 0/90 Biaxialgeleges mit einem 4 kW Nd:YAG-Laser. Durch die hohe Laserleistung, den CW-Modus und den einfachen Schnitt kommt es zu sehr hohen Temperaturen entlang der Schnittkante. Das Material glüht in weiten Bereichen auf, der Polyesterfaden wird aufgeschmolzen, die Schlichte zerstört und die Fasern mit Ruß bedeckt. Das Material eignet sich nicht mehr für eine Infiltration. Auf der rechten Seite zeigt Abbildung 64 einen Zuschnitt mit einem 100 W Nd:YAG-Laser im gepulsten Modus und mit mehrfachem Überscannen. Der Polyesterfaden ist bis zum Rand erhalten geblieben. Es sind keine sichtbaren Verbrennungen zu erkennen. Auch unter einem Lichtmikroskop sind am Polyesterfaden keine Aufschmelzungen zu sehen und die Filamente der Kohlenstofffasern unterscheiden sich im Randbereich nicht von unbehandelten Bereichen.

Dieser Vergleich zeigt, dass eine niedrigere Leistung, mehrfaches Überscannen und der Pulsbetrieb die Schnittqualität deutlich verbessern. Die Schnittgeschwindigkeit liegt mit 5 mm/s für ein Biaxialgelege allerdings relativ niedrig. Ein Powerline 100 D II Laser (1064 nm) von Rofin-Sinar wurde für detailliertere Parameterstudien ausgewählt.

### **6.3.2.2 Parameterstudie für das Schneiden von Einzelrovings**

Um eine bessere Vergleichbarkeit der Versuche zu gewährleisten wurden die Experimente an ungespreizten Einzelrovings durchgeführt. Diese wurden einseitig festgeklemmt und mit einem Gewicht von 2,5 g über eine Umlenkrolle gespannt. Der Roving wurde freigespannt geschnitten, um Untergrundeinflüsse zu vermeiden.



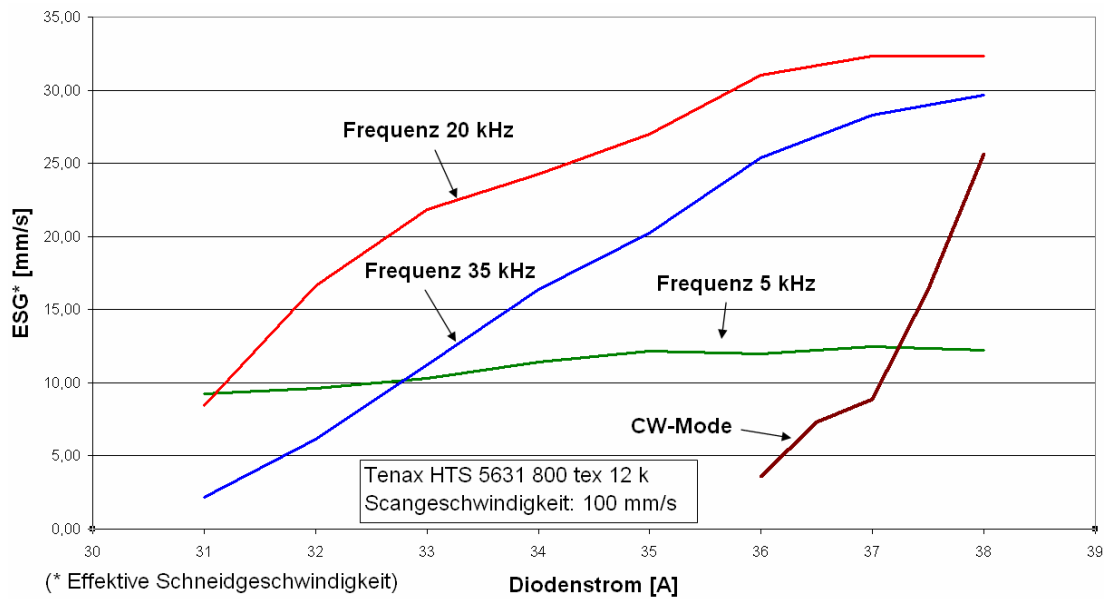


**Abbildung 65: Skizze (Seitenansicht) des Versuchsaufbaus zur Messung der Laserschneidgeschwindigkeit**

Folgende Einflussgrößen wurden in mehreren Versuchsreihen überprüft:

- Betriebsmode (CW oder gepulst)
- Pulsfrequenz
- Pulsenergie (Diodenstrom)
- Spotdurchmesser
- Vorschubgeschwindigkeit
- Wiederholfrequenz
- Fokusabstand
- Auftreffwinkel zur Faser
- Wärmefluss

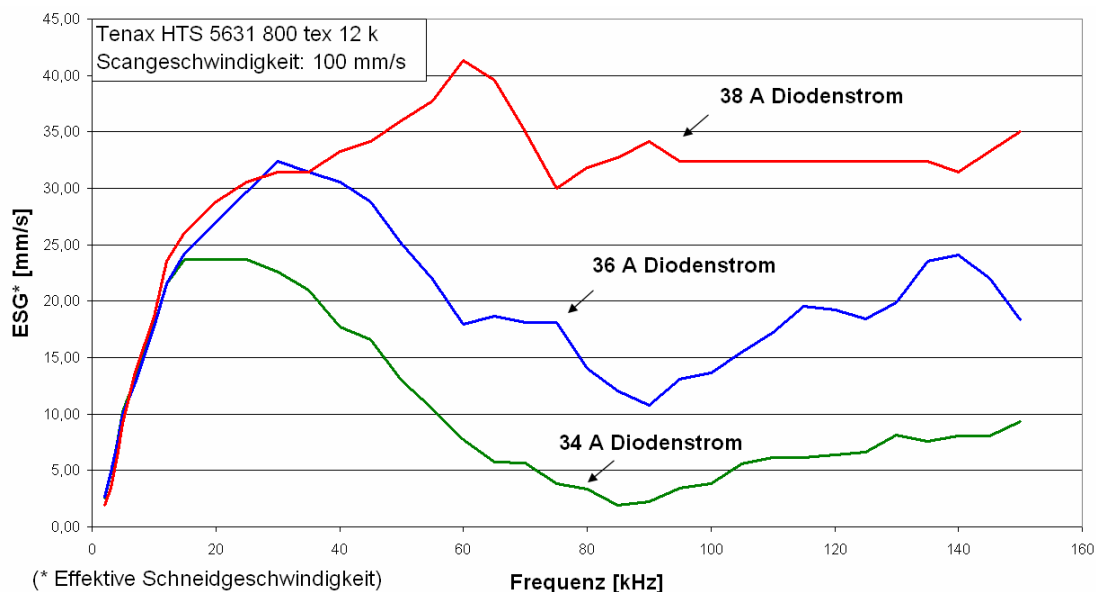
Alle Versuche wurden an einem Tenax HTS 5631 12k Roving durchgeführt.



**Abbildung 66: Effektive Schneidgeschwindigkeit in Abhängigkeit des Diodenstroms bei bestimmten Frequenzen (Kurven mit Trendlinien; Gleitender Durchschnitt, 2 Perioden; Diagramm mit Fehlerbereichen im Anhang)**

In Abbildung 66 ist die effektive Schneidgeschwindigkeit in Abhängigkeit des Diodenstroms bzw. der Laserleistung dargestellt. Die effektive Schneidgeschwindigkeit beschreibt die tatsächliche Schnittlänge pro Zeit bei einem bestimmten Material, unabhängig ob ein Einzelschnitt oder ein mehrfaches Überscannen gewählt wurde. Der Laser wurde mit einer Vorschubgeschwindigkeit von 100 mm/s und einer Wiederholfrequenz von 1 Hz über den Roving geführt. Es wurden Messkurven bei drei unterschiedlichen Pulsfrequenzen bzw. im Dauerstrich-Modus aufgenommen. Die Messpunkte wurden jeweils aus dem Mittelwert von drei Einzelmessungen berechnet (siehe Fehler-Diagramm im Anhang). Bei einer Pulsfrequenz von 20 kHz zeigte sich die höchste effektive Schneidgeschwindigkeit (ESG). Zu hohen Laserleistungen läuft die ESG in eine Sättigung. Bei 35 kHz zeigt sich ein ähnlicher Kurvenverlauf, doch die Schneidgeschwindigkeit liegt niedriger. Bei 5 kHz erhöht sich die ESG mit steigender Laserleistung kaum und liegt insgesamt relativ niedrig. Im Dauerstrich-Modus (continuous wave, cw) steigt die ESG erst ab 36 A Diodenstrom stark an, liegt aber insgesamt niedriger als die ESG bei 20 kHz im gepulsten Mode. Qualitativ waren die Schnittergebnisse im CW-Mode

schlechter als im gepulsten Mode, da eine stärkere Verbrennungszone erkennbar war.



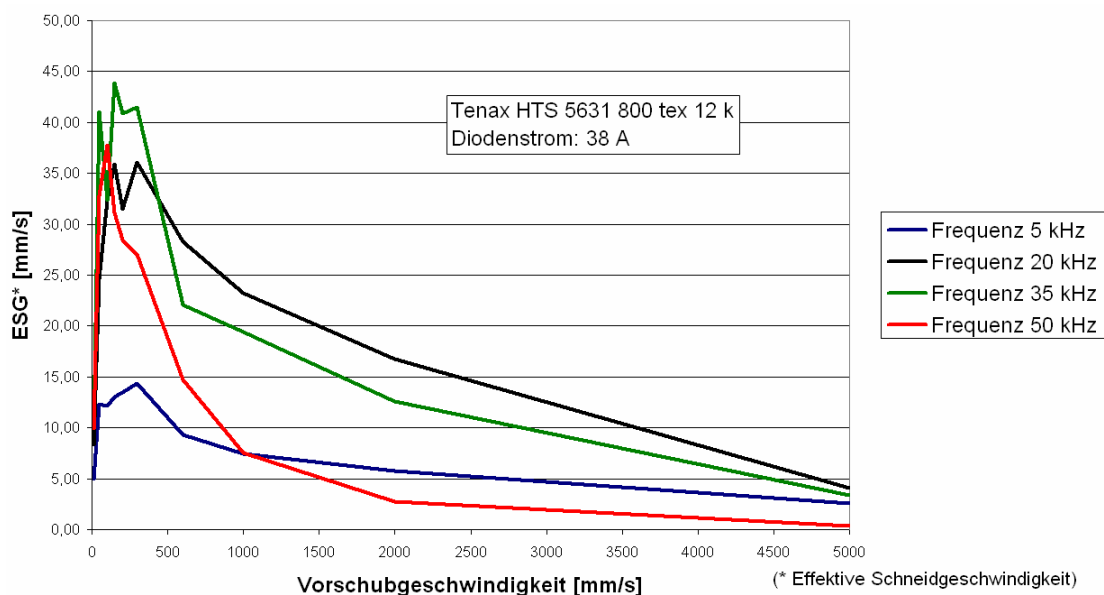
**Abbildung 67:** ESG-Spektren bei verschiedenen Diodenströmen (Kurven mit Trendlinien; Gleitender Durchschnitt, 3 Perioden; Diagramm mit Fehlerbereichen im Anhang)

Abbildung 67 zeigt Effektivitätsspektren bei verschiedenen Diodenströmen. Bei höchster Laserleistung (38 A Diodenstrom) zeigt sich die höchste effektive Schneidgeschwindigkeit. Zu hohen Frequenzen läuft die Schneidgeschwindigkeit in eine Sättigung. Bei 36 A und 34 A Diodenstrom bildet sich ein Optimum in der ESG heraus. Betrachtet man noch die Fehlerbereiche (siehe Fehler-Diagramm im Anhang), dann zeigt sich zu hohen Frequenzen eine stärkere Streuung der Messwerte. Pulsfrequenzen zwischen 10-40 kHz scheinen demnach am besten zum Schneiden der Kohlenstofffasern geeignet zu sein.

Der Kurvenverlauf der Spektren kann durch zwei überlagerte Effekte erklärt werden. Mit größer werdender Pulsfrequenz liegen die einzelnen Laserpulse immer dichter entlang der Bewegungsbahn. Bei sehr niedrigen Frequenzen überlappen die Pulse nicht und es kommt nicht zu einer durchgehenden Schnittlinie. Steigt die Pulsfrequenz, dann treffen mehr Pulse im Schneidbereich auf und die effektive Schneidgeschwindigkeit steigt. Je höher

die Pulsfrequenz jedoch wird, desto mehr sinkt die durchschnittliche Leistung pro Einzelpuls, weil die Pumpleistung der Strahlquelle auf immer mehr Pulse aufgeteilt werden muss. Zudem wird im so genannten Q-Switch, dem Kristall der die Einstellung der Pulsfrequenz ermöglicht, immer mehr Energie in Wärme umgewandelt, so dass weniger Ausgangsleistung zur Verfügung steht. Der Effekt der sinkenden Leistung mit steigender Frequenz ist hauptsächlich bei niedrigen Diodenströmen bzw. Pumpleistungen sichtbar. Wenn ein Laserpuls die Kohlenstofffaser trifft, wird die Lichtenergie in Wärme umgesetzt. Es entsteht eine Rauchgaswolke, die ab einer bestimmten eingekoppelten Wärmemenge den Rest der Laserenergie absorbiert, d. h. die Energie eines Laserpulses wird nur bis zu einer bestimmten Grenze aufgenommen. Bei 38 A Diodenstrom wird diese Grenze im gesamten Frequenzbereich immer überschritten und die Reduktion der Einzelpulsleistung fällt nicht ins Gewicht. Bei niedrigeren Diodenströmen wird die Grenz-Wärmemenge unterschritten und die effektive Schneidgeschwindigkeit sinkt, weil weniger Material verdampft wird.

Nach der Optimierung der Frequenz und des Diodenstroms wurde die Vorschubgeschwindigkeit bei bestimmten Pulsfrequenzen optimiert.



**Abbildung 68: ESG in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit**

Abbildung 68 zeigt die ESG in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit. Bei niedriger Vorschubgeschwindigkeit behindern die Einzelpulse sich gegenseitig, weil sie dicht nebeneinander auftreffen. Durch die Rauchgaswolke des vorangegangenen Pulses kann die Energie des nachfolgenden Pulses nicht bis zur Oberfläche vordringen und der Prozess wird ineffektiv. Bei sehr hoher Vorschubgeschwindigkeit werden die Einzelpulse zunehmend auseinander gezogen. Außerdem spielt die Pulsdauer eine größer werdende Rolle. Das Spotprofil ist nicht mehr kreisförmig sondern elliptisch verzerrt. Die Pulsenergie wird auf eine größere Fläche verteilt und die spezifische Laserleistung sinkt. Bei einer Geschwindigkeit von etwa 300 mm/s scheint ein Optimum erreicht zu sein. Dabei ist in der ESG schon die Vorschubgeschwindigkeit mit der Anzahl der Wiederholungen verrechnet:

$$ESG = \frac{v}{n_v}$$

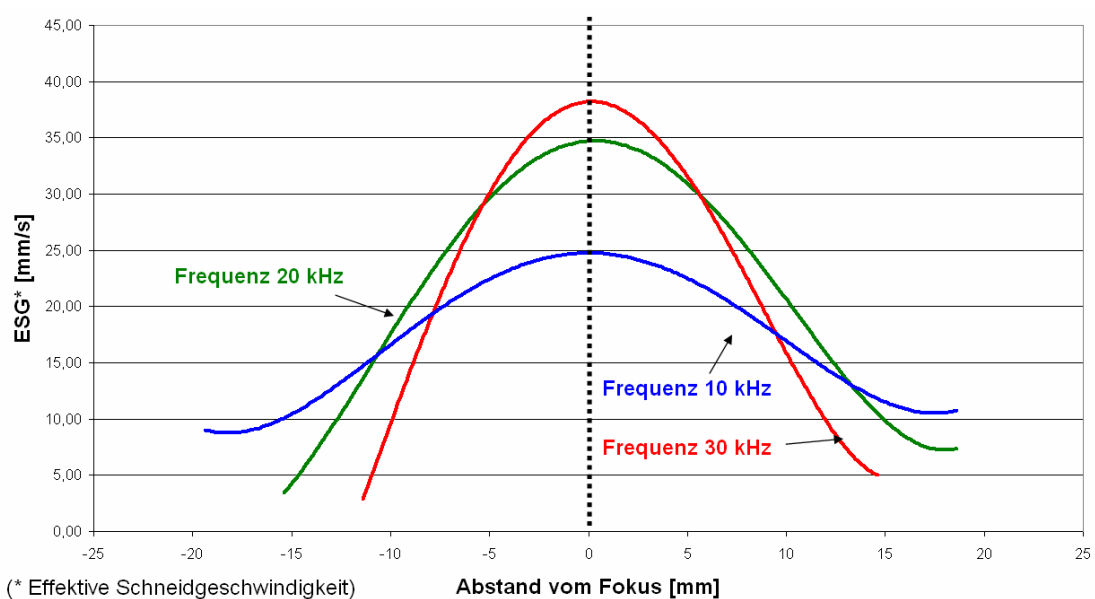
**Formel 2:**      **ESG = effektive Schneidgeschwindigkeit, v = Vorschubgeschwindigkeit, n<sub>v</sub> = Zahl der Wiederholungen (Funktion von v)**

Damit wurden folgende optimale Parameter für den Schnitt eines HTS 5631 12 k Einzelrovings an der verwendeten Laseranlage festgestellt:

Betriebsmode:	gepulst
Pulsfrequenz:	ca. 20 kHz
Diodenstrom:	38 A (höchste Geräteleistung)
Vorschubgeschwindigkeit:	300 mm/s
Zahl der Wiederholungen:	ca. 7

Außer den einstellbaren Geräteparametern war die Schärfentiefe noch interessant. Es stellte sich die Frage, ob eine Nachfokussierung erforderlich sei. Der Laserstrahl verlässt das Linsensystem mit einem bestimmten Strahlkegel, dessen Spitze in der Fokusebene steht. Unter der Fokusebene weitet sich der Strahl wieder kegelförmig auf. Anhand des Laserspots in der Fokusebene ist schon zu erkennen, dass ein Strahlkegel nicht beliebig genau

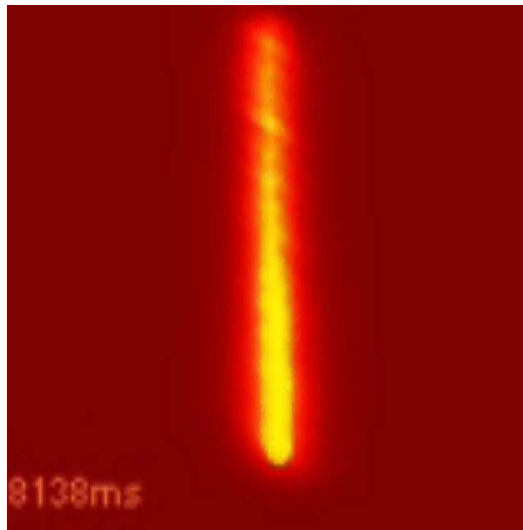
fokussiert werden kann. Die beiden Strahlkegel sind durch eine Strahl-Taille miteinander verbunden. Die Form und Ausdehnung der Taille ist abhängig vom Resonatortyp und den Lasereinstellungen. Im Resonator wird der Strahl durch sphärische Spiegel in den Laserstab geleitet. Der Strahl ist dadurch nicht parallel sondern in der Mitte des Nd:YAG-Kristalls eingeschnürt. Das verzerrte Strahlprofil wird durch das nachfolgende Linsensystem auf den Fokusbereich abgebildet. In einer weiteren Versuchsreihe wurde die Lage des Rovings schrittweise aus der Fokusebene versetzt und die Schneidgeschwindigkeit gemessen.



**Abbildung 69: Schärfentiefe in Abhängigkeit der Pulsfrequenz**

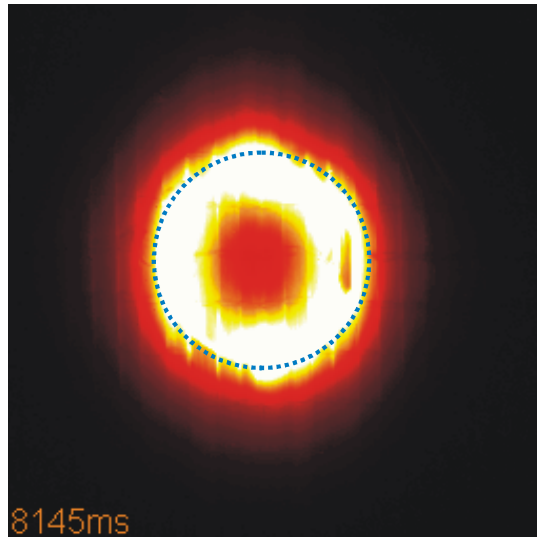
Abbildung 69 zeigt die Schärfentiefe in Abhängigkeit der Pulsfrequenz. Mit steigender Pulsfrequenz erhöht sich die effektive Schneidgeschwindigkeit. Gleichzeitig verkürzt sich die Strahl-Taille jedoch und die Schärfentiefe wird geringer, d. h. bei niedrigeren Pulsfrequenzen ist das Maximum der Schneidgeschwindigkeit zwar geringer, aber es ist im Bereich mehrerer Millimeter keine Nachfokussierung der Laseroptik notwendig.

### 6.3.2.3 Thermische Auswirkungen auf das Fasermaterial



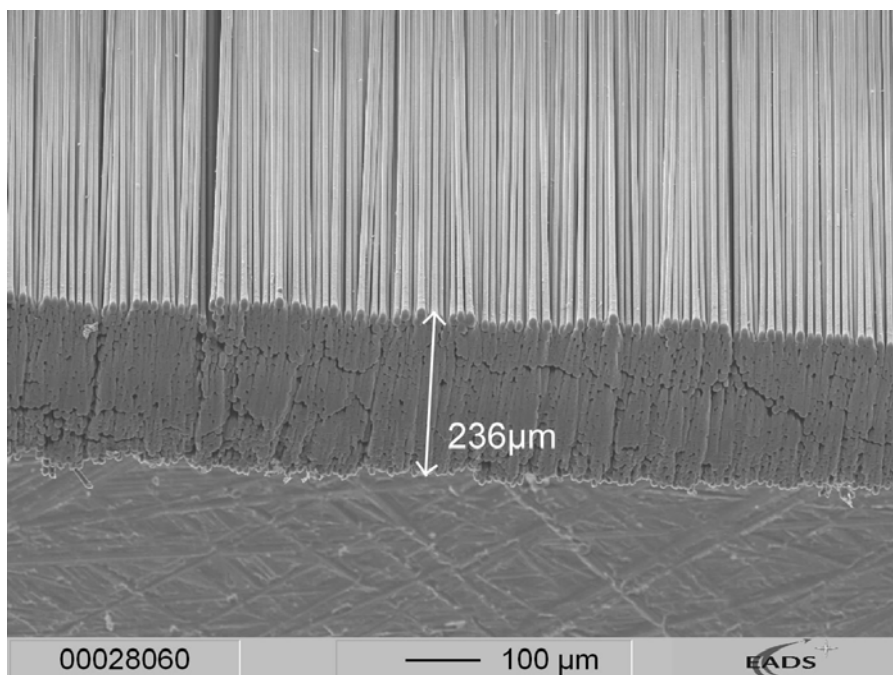
**Abbildung 70:** Thermographieaufnahme während eines Laserschnitts (rote Farbe entspricht etwa 30 °C; gelbe Farbe entspricht etwa 110 °C; Temperaturen über 110 °C werden nicht dargestellt, da die Kamera in eine Sättigung läuft)

Die Thermographieaufnahme in Abbildung 70 zeigt einen 60 mm langen Laserschnitt auf einem Bi axialgelege nach 10 Wiederholungen. Die Wärme bleibt lokal begrenzt und staut sich erst nach mehreren Wiederholungen auf. Die Temperatur an der Schnittkante hängt stark von der Wiederholfrequenz ab. Ein weiterer Grund für die größere Erwärmung mit der Zahl der Wiederholungen ist der Abschirmeffekt der Randkante. Der Strahl muss an den Grund des Schnittspalts vordringen, wobei ein Teil des Strahlkegels von den Spaltkanten ausgeblendet wird und nicht mehr zum Schneiden zur Verfügung steht. Die ESG nimmt dadurch mit zunehmender Schnitttiefe überproportional ab.



**Abbildung 71:** Thermographische Aufnahme eines Kreisschnitts mit 20 mm Durchmesser (Schwarz entspricht etwa 30 °C; Weiß entspricht etwa 110 °C; Temperaturen über 110 °C werden nicht dargestellt, da die Kamera in eine Sättigung läuft; Laserbahn ist blau gepunktet)

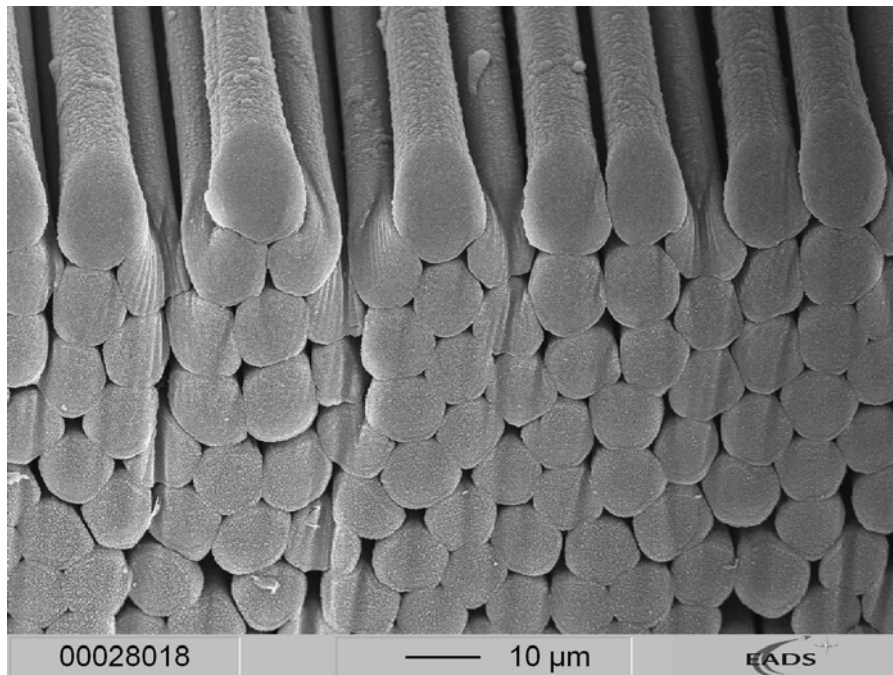
Abbildung 71 zeigt einen Kreisschnitt mit 20 mm Durchmesser nach ca. 40 Wiederholungen. Die Wärme kann außerhalb des Kreises in die Langfasern abfließen. Innerhalb des Kreises wird die Wärme jedoch aufgestaut und es entstehen hohe Temperaturen, d. h. die Erwärmung eines Kohlenstoff-faserhalbzeugs ist nicht nur von den Laserparametern sondern auch von der Faserlage und der Schnittgeometrie abhängig.



**Abbildung 72:** REM-Aufnahme eines lasergeschnittenen Rovings – 1

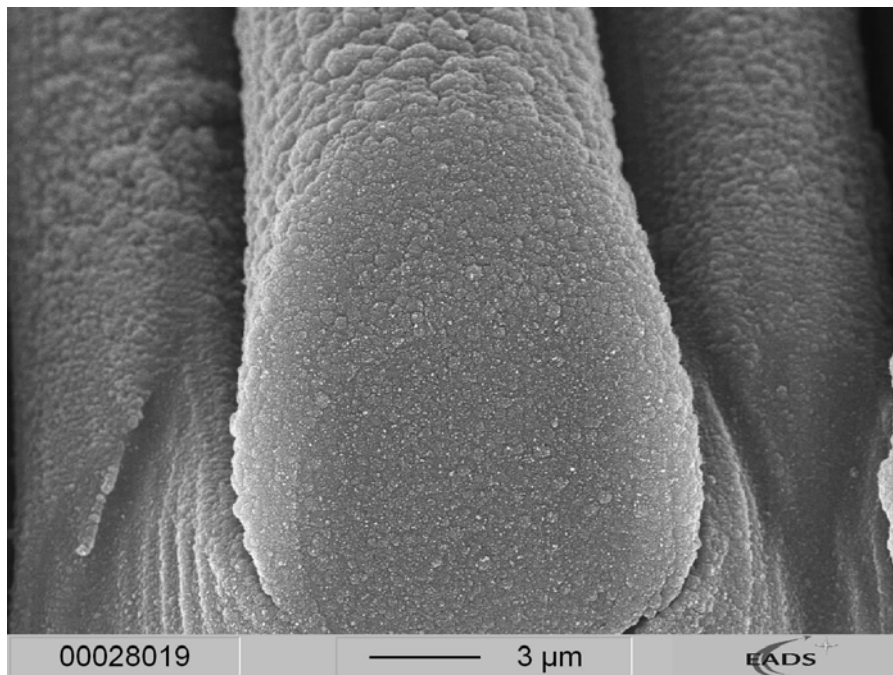


Abbildung 72 zeigt eine REM-Aufnahme eines lasergeschnittenen Rovings. Bei relativ niedriger Vergrößerung sieht die Schnittkante qualitativ sehr gut aus. Sie ist senkrecht und gerade. Die Filamente liegen parallel und ungestört nebeneinander. Man kann auch sehr gut die Dicke eines Einzelrovings von ca. 0,2 mm erkennen.



**Abbildung 73: REM-Aufnahme eines lasergeschnittenen Rovings – 2**

Bei höherer Vergrößerung lassen sich Oberflächenveränderungen erkennen. Auf der Filamentoberfläche sollte normalerweise die glatte Schlichte sichtbar sein. Es ist jedoch im Bereich der Schnittkante ( $< 300 \mu\text{m}$ ) eine Rauigkeit entstanden und die Filamentspitzen scheinen aufgedickt zu sein. Stellen, an denen die Oberfläche des Rovings Vertiefungen aufwies, führten zu einem stärkeren Angreifen des Laserstrahls. Die einzelnen Laserpulse sind noch als schuppige Kontrastierung erkennbar.



**Abbildung 74: REM-Aufnahme eines lasergeschnittenen Rovings – 3**

Bei noch höherer Vergrößerung wird die Oberflächenveränderung deutlicher und es sind Kontaktstellen zu den Nachbarfilamenten erkennbar. Die Filamente sind durch eine voluminöse Masse verbunden, bei der es sich wahrscheinlich um mikroporöses Graphit bzw. Ruß handelt.

#### **6.3.2.4 Endkonturnahe Infiltration**

Die Beobachtungen zeigen, dass auch bei scheinbar unveränderten Schnittkanten thermische Schädigungen auftreten. In einer weiteren Versuchsreihe sollte aufgeklärt werden, ob diese Schädigungen sich auf die makroskopischen Eigenschaften des Faserverbundwerkstoffs auswirken. Da Veränderungen der Faser-Matrix-Grenzfläche in besonderem Maße bei Druckprüfungen sichtbar werden, wurden modifizierte Celanese-Druckproben aus endkonturnah geschnittenem Biaxialgelege hergestellt. Dabei wurde ein direkter Vergleich zwischen messergeschnittenem und lasergeschnittenem Material gemacht.

Für die Nd:YAG-Laserzuschnitte wurden folgende Parameter verwendet:

<b>Lasertyp:</b>	Powerline 100 D II Nd:YAG (diodengepumpter Festkörperlaser)
<b>Betriebsmode:</b>	gepulst
<b>Pulsfrequenz:</b>	12 kHz
<b>Diodenstrom:</b>	38 A
<b>Vorschubgeschwindigkeit:</b>	200 mm/s
<b>Wiederholungen:</b>	40
<b>ESG:</b>	5,26 mm/s (gemessen)

Für die CO<sub>2</sub>-Laserzuschnitte wurden folgende Parameter verwendet:

<b>Lasertyp:</b>	Robocut.Scan 300 W, Rofin SC x30 (Gaslaser)
<b>Betriebsmode:</b>	gepulst
<b>Pulsfrequenz:</b>	5 kHz
<b>Leistung:</b>	100 %
<b>Vorschubgeschwindigkeit:</b>	20 mm/s
<b>Wiederholungen:</b>	1
<b>ESG:</b>	20 mm/s

Die Messerzuschnitte wurden mit einem Humantec-Cutter (oszillierendes Messer) von der EADS in Augsburg angefertigt. Dieser Maschinentyp ist in der Textilindustrie weit verbreitet und kann alternativ mit Rollenmessern betrieben werden. Das Schnittgut wird auf einem speziellen Schneidisch festgesaugt und kann dann sehr präzise geschnitten werden. Die so erzeugten Zuschnitte dienen als direkter Vergleich zu den lasergeschnittenen Proben.

Des Weiteren wurden Multiaxialgelege mit gleichem Aufbau im VAP infiltriert. Aus den Platten wurden Proben konventionell mit einer Nasskreissäge ausgesägt (Kolb Typ K2-1250 mit Winter 300 x 2,4 Diamant Sägeblatt bei Vorschub 3). Dies soll zum Vergleich mit normalen Prüfproben dienen und ausschließen, dass durch die spezielle Infiltration die mechanischen Kennwerte beeinflusst werden.

Um die Zuschnitte endkonturnah infiltrieren zu können, wurde ein spezielles RTM-Werkzeug konstruiert und gefertigt. Es besteht aus drei Stahlteilen, um das Entformen der Proben zu erleichtern. Die Deckplatten sind mit Nuten für Silikonschnüre versehen und können druckdicht mit dem Mittelteil verschraubt werden. Im zusammengesetzten Zustand ist im Inneren eine Kavität von 152 mm x 32 mm x 4,2 mm. Der Anguss kann über Ermeto-Druckverschraubungen an den Seiten der Probe oder über die Flächen erfolgen.



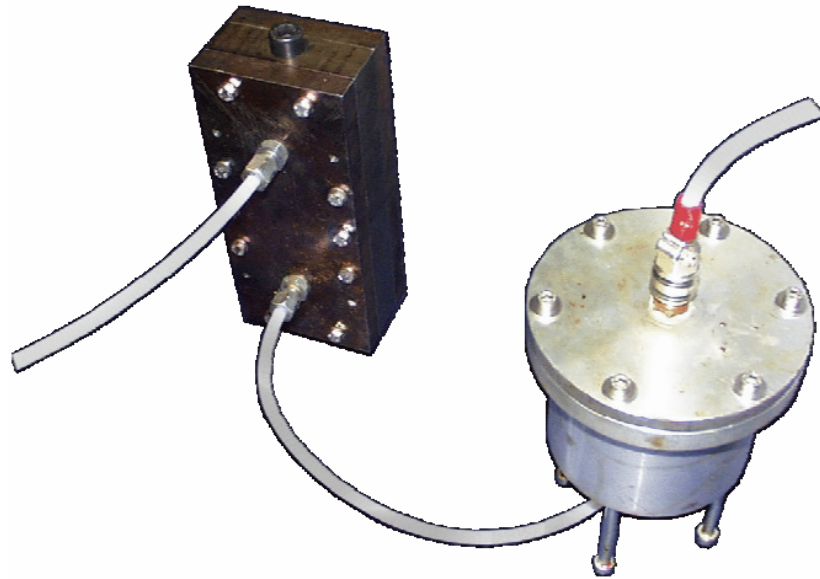
**Abbildung 75: RTM-Werkzeug für die endkonturnahe Infiltration von Celanese-Druckproben**

Für die Versuche wurde 0/90-Standard-Biaxialgelege (Flächengewicht: 556 g/m<sup>2</sup>) auf 152 mm x 32 mm zugeschnitten. Es wurde folgender Lagenaufbau gewählt:

$$(-45^{\circ}/+45^{\circ}/0^{\circ}/90^{\circ})_{2S}$$

Die 0/90-Zuschnitte wurden in Längsrichtung (0°-Richtung) orientiert und die +45°- bzw. -45°-Zuschnitte wurden diagonal entnommen. Die Zuschnitte wurden nacheinander in die RTM-Form gelegt, wobei die Naht bei den Diagonalzuschnitten je einmal gedreht wurde, um Einflüsse der Vernähung zu minimieren. Das Werkzeug wurde verschlossen und die Fasern auf Endmaß zusammengepresst. An das Werkzeug wurde über einen Teflonschlauch ein ölfreier Drucktopf angeschlossen und der gesamte Aufbau evakuiert. Das

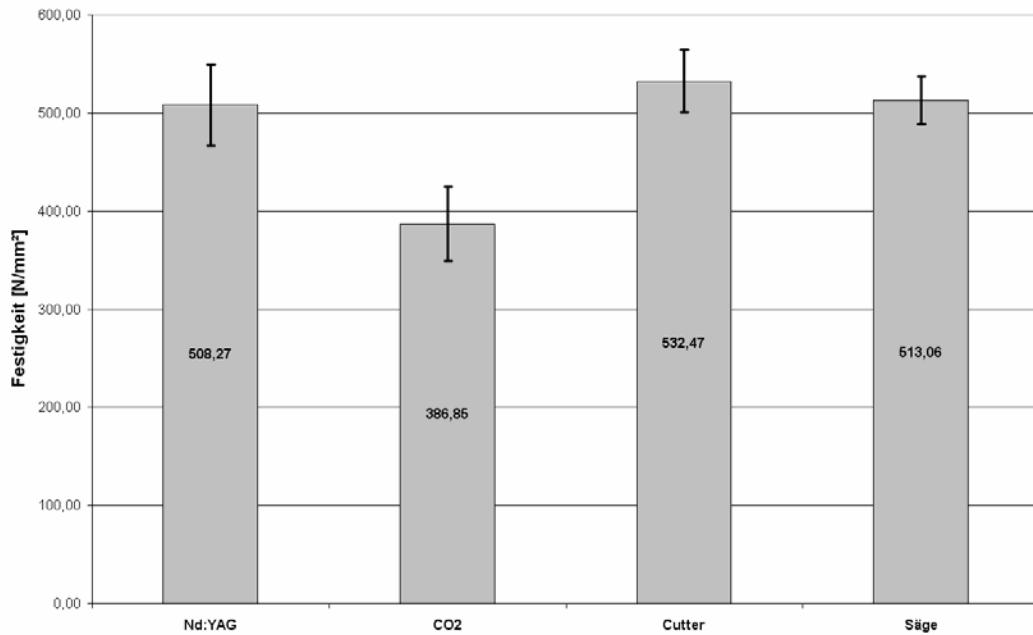
Vakuum lag dabei bei nur 600 mbar, um ein Entgasen des Harzes während der Infiltration zu verhindern.



**Abbildung 76: Infiltrationsaufbau**

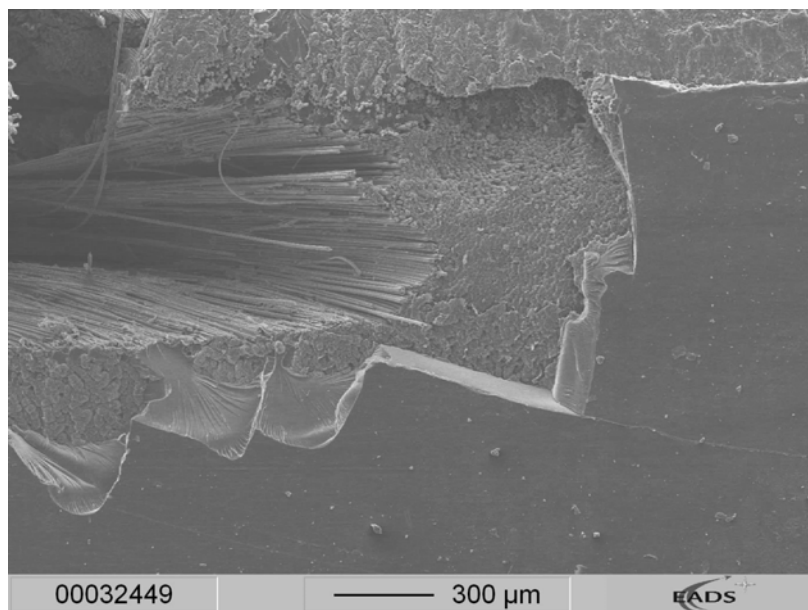
Für die Infiltration wurde RTM 6 von Hexcel verwendet (Batch M514020-1). Das Harz wurde bei 80 °C verflüssigt und dann kurz vor der Infiltration auf 120 °C erwärmt. Über den Drucktopf wurde es langsam mit 1 bar in die Form injiziert. Sobald die Harzfront die Vakuumleitung erreichte, wurde diese abgeklemmt und das Harz mit 3,5 bar nachverdichtet. Die Vernetzung wurde bei 120 °C für 14 h durchgeführt, wobei über die Gesamtdauer der Harzdruck aufrechterhalten wurde. Das Werkzeug wurde dann beidseitig geöffnet und das Mittelstück mit der Probe auf 180 °C für die Entformung erhitzt. Die Probe wurde vorsichtig mit einem Holzspatel herausgeklopft. Nach einer Ultraschallprüfung wurden die Proben noch einmal bei 180 °C für 2 Stunden getempert.

Die RTM-Proben hatten ein durchschnittliches Gewicht von 30,63 +/- 0,04 g. Das Preformgewicht betrug durchschnittlich 22,03 +/- 0,06 g. Aus diesen Gewichten berechnet sich der Faservolumengehalt demnach zu 62,13 +/- 0,34 %.



**Abbildung 77: Vergleich der Druckfestigkeiten (über die Dicke normiert auf 60 % FVG) bei unterschiedlichen Zuschnittsmethoden**

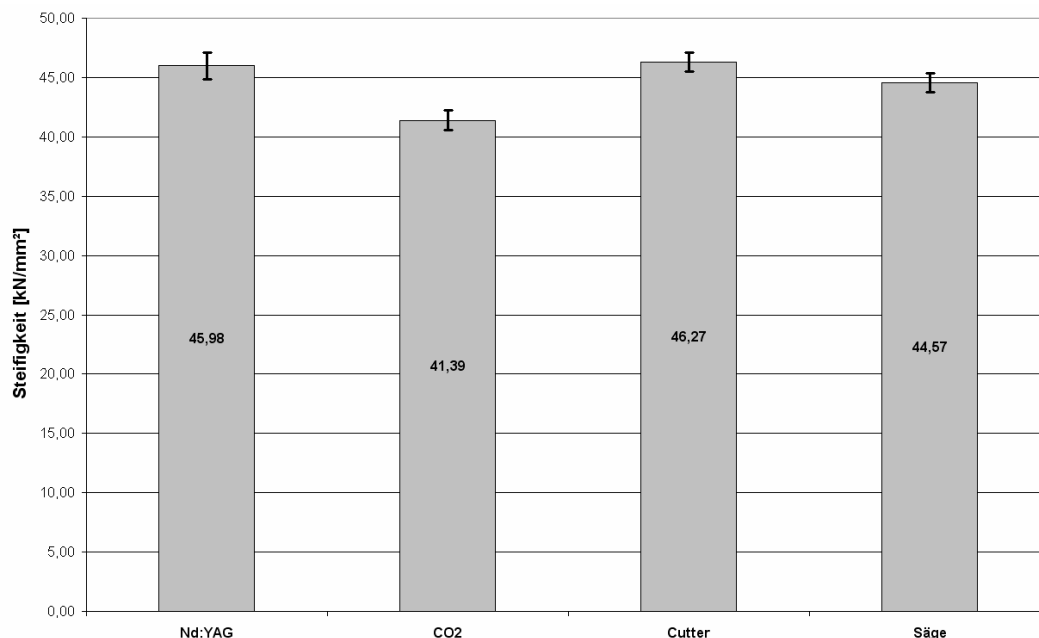
Abbildung 77 zeigt die Druckfestigkeiten der unterschiedlichen Probenreihen im Vergleich. Im Rahmen der Messgenauigkeit sind die Festigkeiten von Nd:YAG-Laser- und messergeschnittenem Material gleich. Auch die mit der Säge zugeschnittene VAP-Referenz weist die gleiche Festigkeit auf. Einzig die CO<sub>2</sub>-Laser-geschnittene Probe zeigt eine niedrigere Festigkeit. Der CO<sub>2</sub>-Laser hat eine deutlich stärkere Verbrennung der Kohlenstofffasern im Randbereich verursacht.



**Abbildung 78: REM Aufnahme des Randbereichs einer CO<sub>2</sub>-Laser-geschnittenen Probe nach der Druckprüfung**

Mikroskopisch ist zu erkennen, dass das Harz auf den verrußten Oberflächen keinen Halt bekam. Durch diesen fehlerhaften Bereich verringert sich der effektive Querschnitt der Druckproben. Nur die ungestörte Mitte der Proben kann die Last tragen. Durch nachträgliches Entfernen der Probenränder, könnte die Festigkeit wahrscheinlich auf das Maß der anderen Zuschnittmethoden erhöht werden, d. h. die Festigkeitsminderung ist ein Randeffect und wirkt sich nicht homogen auf das Probenmaterial aus. Trotzdem ist dieses Ergebnis ein Ausscheidungskriterium für den CO<sub>2</sub>-Laser, weil eine Nachbearbeitung von endkonturnah geschnittenen Proben wirtschaftlich keinen Sinn macht.

Beim Nd:YAG-Laser sind Verbrennungen im Randbereich ebenfalls zu finden. Die sehr kleinen Ausdehnungen dieser Fehlerbereiche führen jedoch nicht zu einer Festigkeitsminderung. Natürlich ist es bei anderen, schlechteren Laserparametern ebenfalls möglich, dass die Festigkeit durch Verbrennungen im Randbereich negativ beeinflusst wird.



**Abbildung 79: Vergleich der Drucksteiifigkeiten (über die Dicke normiert auf 60 % FVG) bei unterschiedlichen Zuschnittmethoden**

Betrachtet man die Drucksteifigkeiten, dann zeigt sich ein ähnliches Bild, wie bei den Festigkeiten. Der E-Modul der CO<sub>2</sub>-Proben liegt um ca. 10 % niedriger als bei den Nd:YAG-Proben.

### **6.3.2.5 Zusammenfassung der Laserexperimente**

Die Untersuchungen haben gezeigt, dass der Laserzuschnitt von Kohlenstofffasern mit guter Qualität möglich ist. Die beste Schnittqualität konnte mit dem verwendeten Nd:YAG-Laser erreicht werden. Durch schrittweises Vertiefen des Schnittspalts konnte die thermische Belastung auf das Fasermaterial stark reduziert werden. Veränderungen der Filamentspitzen wurden beobachtet, zeigten jedoch in den mechanischen Prüfungen keine negativen Auswirkungen auf den Verbundwerkstoff. Im Gegensatz zum Nd:YAG-Laser wies der verwendete CO<sub>2</sub>-Laser eine deutlich stärkere Materialschädigung auf. Die mechanischen Kennwerte wurden dabei durch die zerstörten Randzonen der Proben negativ beeinflusst.

Dünne Fasermaterialien eignen sich besser für den Laserzuschnitt, als dicke Faserstapel. Die Kanten des Schnittspalts schirmen mit zunehmender Schnitttiefe einen immer größeren Teil des Laserstrahls ab. Die aufgebrachte Wärme wird durch die Anisotropie der Fasern in ungünstiger Weise vom Schnittspalt weg transportiert. Die bei der FPP-Technik verwendeten dünnen Faserbänder sind gut für den Laserzuschnitt geeignet. Sie lassen sich mit einer effektiven Geschwindigkeit von 40 mm/s schneiden, d. h. ein Schnitt wird in ca. 0,5 sec ausgeführt. Dabei kann die Lasertechnik all ihre Vorteile ausspielen, weil der Laserstrahl über einen Galvoscaner führbar ist. Bewegungen können nahezu momentan ausgeführt werden und Richtungswechsel bzw. sehr enge Radien sind kein Problem. Bei anderen Schneidverfahren müssen sich Bewegungssysteme bei komplexen Geometrien mit niedrigerer Geschwindigkeit bewegen, da sonst ein Überschwingen der bewegten Masse droht. Zudem schneidet ein Laser das Fasermaterial berührungslos und ohne Verzug. Das empfindliche Material muss nicht fixiert werden und ein spezieller Schneiduntergrund wird nicht

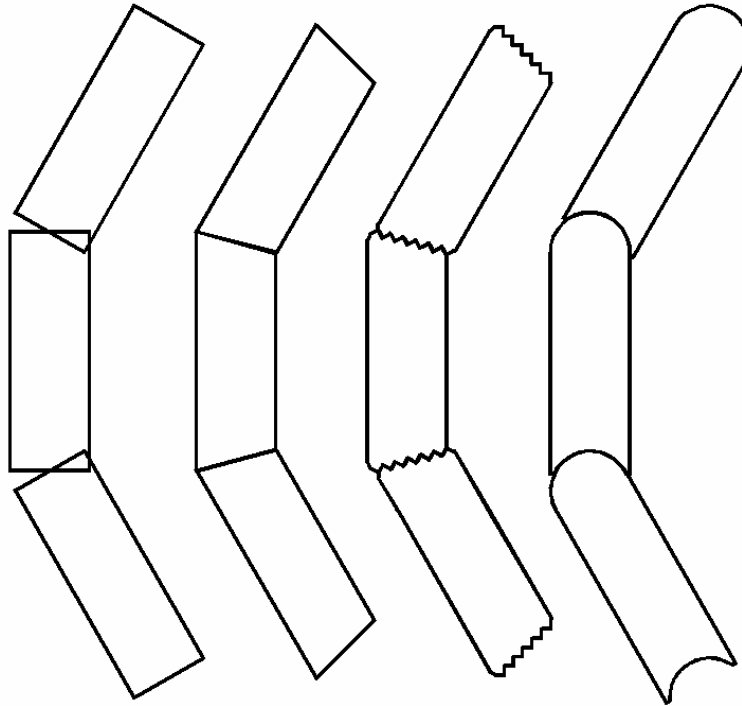


benötigt. Durch die Softwaresteuerung sind schnelle Wechsel der Schnittgeometrie möglich und sogar der fliegende Zuschnitt an einem bewegten Band ist mit komplexer Geometrie programmierbar. Die Experimente mit den Messerschneidwerken haben gezeigt, dass der Messerverschleiß zwar stark reduziert werden konnte, aber immer noch zu Stillstandszeiten an den Maschinen führt. Beim Laser kommt es unter optimalen Bedingungen zu keinem Verschleiß.

Die Integration eines kleinen Galvoscanners in den FPP-Legekopf ist problemlos möglich. Der Laserstrahl kann von der Strahlquelle über ein Lichtleiterkabel bis zum Roboterkopf geführt werden. Durch eine lichtdichte Schneidkammer kann die Strahlabschirmung und die Absaugung der Abbrandprodukte sichergestellt werden. Besondere Arbeitsschutzvorkehrungen werden dadurch an der FPP-Anlage umgangen.

Bei der Prototypanlage konnte allerdings noch kein Laserschneidwerk realisiert werden, da die Investitionskosten für die Laseranlage mit ca. 80.000 EUR zu hoch waren. Bei einem industriellen Einsatz überwiegen jedoch die vielen Vorteile des Lasers und es bieten sich Techniken an, die die Produktionskosten reduzieren können. So ist z. B. die gemeinsame Nutzung einer Strahlquelle über einen Strahlteiler möglich. Bis zu 8 FPP-Roboter könnten damit an einer Laseranlage (z. B. Trumpf TruDisk 4002) gleichzeitig betrieben werden und die Investitionskosten könnten anteilig auf die Arbeitsstationen verrechnet werden.

Zu den genannten verfahrenstechnischen Vorteilen sind noch Vorteile in der Qualität und Leistungsfähigkeit der so herstellbaren Preforms zu nennen. Da sich selbst feinste Geometrien exakt schneiden lassen, können Patches auf eine Ablagestelle genau angepasst und Überlappungen vermieden werden. Durch eine spezielle Gestaltung der Schnittkante mit z. B. einem Wellenschnitt oder Halbkreisschnitt (siehe Abbildung 80) kann eine lokale Anhäufung von Filamentspitzen vermieden werden.



**Abbildung 80:** Beispiele für Schnittkantemodifikationen mittels Laserschneidtechnik  
(links: normale Patchreihe)

Beim Einsatz eines Laserschneidwerks muss jedoch noch überprüft werden, welches Maß an Programmieraufwand unter Berücksichtigung der Produktivität und Materialqualität sinnvoll ist. Während immer gleiche Schnittgeometrien schon mit der Standard-Gerätesoftware gut realisierbar und automatisierbar sind, entsteht bei variablen Schnittgeometrien ein zusätzlicher Programmieraufwand. Soll z. B. eine Schnittlinie im Winkel zur Abzugsrichtung des Faserbandes veränderbar sein, kann dies noch über einen variablen Fahrdatensatz bzw. mehrere Fahrdatensätze in die Scannersteuerung programmiert werden. Die Fahrdatensätze können dabei durch eine externe Steuerung situationsabhängig angewählt werden. Für eine wirklich freie Steuerung der Zuschnittgeometrie muss allerdings eine neue Software programmiert werden. Dabei ist auch noch zu bedenken, dass ein Faserschneidwerk mit beliebiger Schnittgeometrie zwangsläufig zu Verschnitt und Abfall führt, wenn Kurven oder Engstellen ausgelegt werden sollen. Dieser Verschnitt kann zwar im Prozess abgesaugt werden, verringert aber gleichzeitig die Produktivität und Wirtschaftlichkeit des Prozesses. Der Halbkreiszuschnitt (Abbildung 80 rechts) kommt ohne Verschnitt aus und stellt die technisch interessanteste Zuschnittvariante dar.

## 6.4 Gestaltungsrichtlinien für die Patchablage

Nachdem mit den verschiedenen Schneidwerken die Grundlage geschaffen ist, dünne, einseitig binderbeschichtete UD-Faserpatches mit variabler Länge zu erzeugen, müssen Konzepte entwickelt werden, wie diese abgelegt werden können. Dabei sind zunächst Platzierungskonzepte zu entwickeln, die dann mit einer geeigneten Technik umgesetzt werden können.

### 6.4.1 Einfluss der Patchlänge auf die Verbundfestigkeit

An einer ebenen Platte soll die Problemstellung zunächst verdeutlicht werden. Abbildung 81 zeigt eine Platte mit parallel angeordneten UD-Faserpatches für die folgende vereinfachende Annahmen getroffen wurden:

- die Fasern sind alle perfekt in Y-Richtung orientiert
- es gibt keine Lücken oder Überlappungen zwischen den Patches
- die Dicken der einzelnen Patchlagen sind gleich
- die Patchlänge soll deutlich länger als die kritische Überlappungslänge sein
- Biegemomente sollen vernachlässigt werden
- Spannungskonzentrationen an den Faserenden werden nicht berücksichtigt

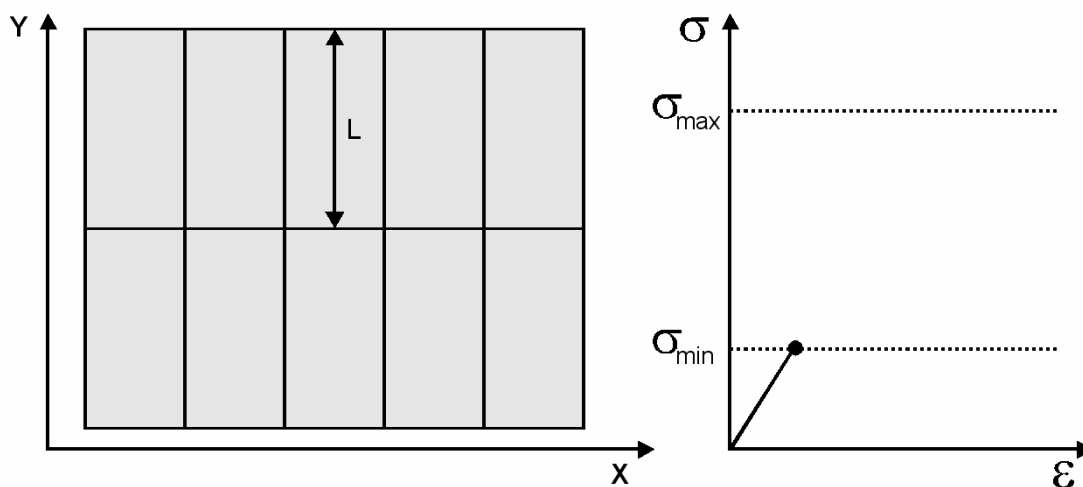
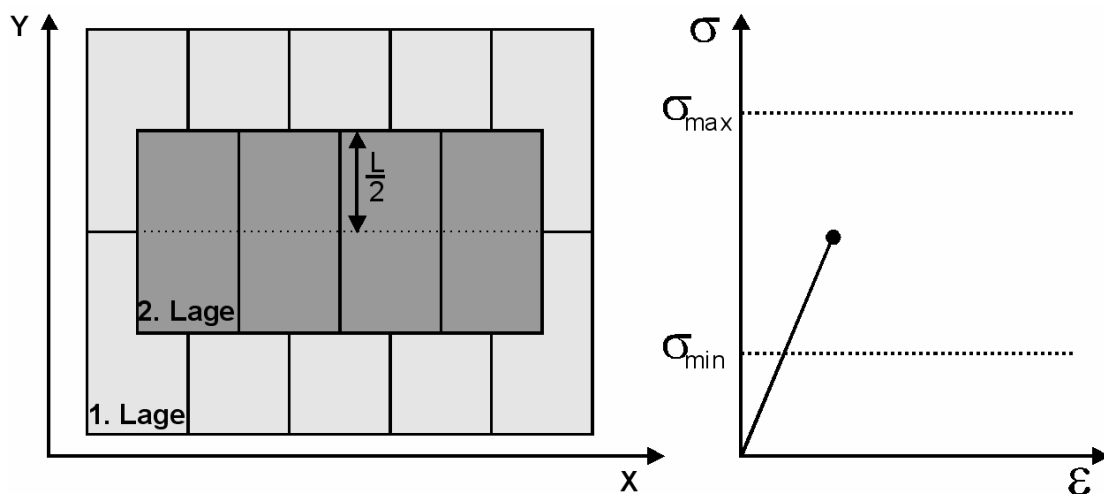


Abbildung 81: Platte mit parallel abgelegten Faserpatches ohne Überlappung ( $L$  = Patchlänge,  $\sigma_{\max}$  = Zugfestigkeit eines Endlosfaserverbundes,  $\sigma_{\min}$  = Zugfestigkeit des Matrixharzes)

In diesem stark vereinfachten Beispiel tragen die Fasern die Last bis zur Stoßkante der Patches in der Mitte der Platte. In diesem Bereich muss die gesamte Last über das Harz geleitet werden, d. h. das Harz ist die Schwachstelle und die Gesamtfestigkeit dieses Verbundes entspricht etwa der von reinem Harz. Es gilt:

$$\sigma_{Verbund\_max} = \sigma_{Harz\_max} \quad \text{mit } L \geq L_{krit}$$

**Formel 3: Festigkeit einer FPP-Platte ohne Überlappung der Patches**



**Abbildung 82: Platte mit parallel abgelegten Faserpatches mit einer zweiten überlappenden Patchschicht**

Im zweiten Beispiel wurde eine zusätzliche Patchlage über die erste Lage gelegt. Dabei soll die gesamte Platte gleichmäßig ausgelegt sein (in der Zeichnung nicht dargestellt), so dass keine Dickensprünge auftreten. An der ursprünglichen Stoßstelle wird die Last unter idealen Bedingungen nun über die zweite Patchlage geleitet. Zu der ersten Stoßstelle sind allerdings zwei weitere Stoßlinien in der zweiten Patchlage hinzugekommen, die zur ersten gleichberechtigt sind. Der Verbund wird an einer der 3 Linien versagen und es wird eine mittlere Festigkeit erreicht, die dem Mittelwert von Harzkennwert und UD-Kennwert entspricht. Es gilt:

$$\sigma_{Verbund\_max} = \frac{1}{2} \left( \sigma_{Faser\_max} + \sigma_{Harz\_max} \right) \quad \text{mit } L/2 \geq L_{krit}$$

**Formel 4: Festigkeit einer FPP-Platte aus zwei überlappenden Patchschichten**

Führt man dieses Beispiel nun weiter, so lässt sich folgender Zusammenhang finden:

$$\sigma_{Verbund\_max} = \frac{1}{n} \left( (n-1) \sigma_{Faser\_max} + \sigma_{Harz\_max} \right) \text{ mit } \frac{L}{n} \geq L_{krit}$$

**Formel 5: Festigkeit einer FFP-Platte aus n überlappenden Patchschichten (n = Anzahl der überlappenden Schichten)**

Die Anzahl unterschiedlich positionierbarer Einzellagen ist proportional zur Patchlänge.

$$n \leq \frac{L}{L_{krit}} \text{ bzw. } n \sim L$$

**Formel 6: Anzahl unterschiedlich positionierbarer Einzellagen**

Eine höhere Anzahl von Einzellagen kann die Festigkeit des Verbundes in diesem Modell nicht mehr verbessern, da die kritische Überlappungslänge unterschritten wird und die Fasern nicht mehr ihre volle Festigkeit ausspielen können. Der Verbund würde durch interlaminares Rissfortschritt und Fiber-Pull-Out versagen.

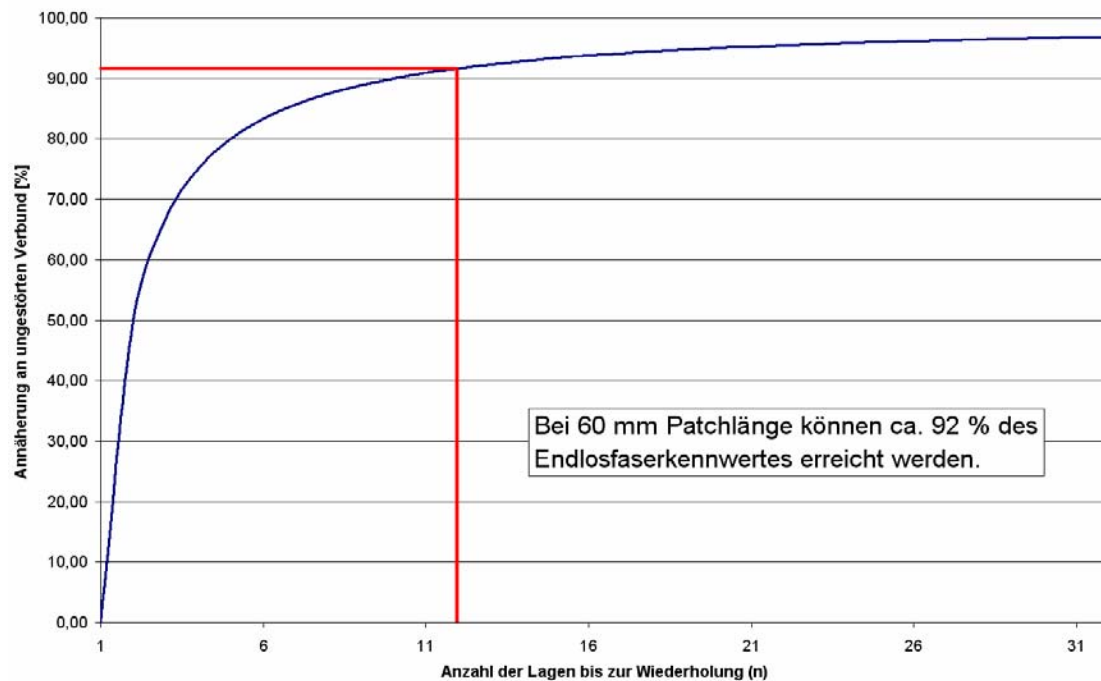
Rechnet man beispielsweise mit einer Patchlänge von 60 mm, dann könnte man den Verbund aus 12 versetzten Patchlagen aufbauen, unter der Annahme, dass die kritische Überlappungslänge etwa 5 mm entspricht. Formel 5 lässt sich noch weiter vereinfachen, wenn man annimmt, dass die Festigkeit des Harzes gegenüber der Festigkeit der Fasern vernachlässigt werden kann. Die Faustformel für die Patch-Verbundfestigkeit lautet dann:

$$\sigma_{Verbund} = \frac{n-1}{n} \sigma_{Faser} \text{ mit } \sigma_{Faser} \gg \sigma_{Harz}$$

**Formel 7: Faustformel zur Berechnung der Zugfestigkeit von unidirektionalen Patchverbunden**

Für ein Material aus 12 verschiedenen Patchlagen bedeutet das, dass etwa 92 % der Festigkeit eines ungestörten Langfaserverbundes erreicht werden kann. Abbildung 83 zeigt, wie sich die Festigkeit des Patch-Materials mit

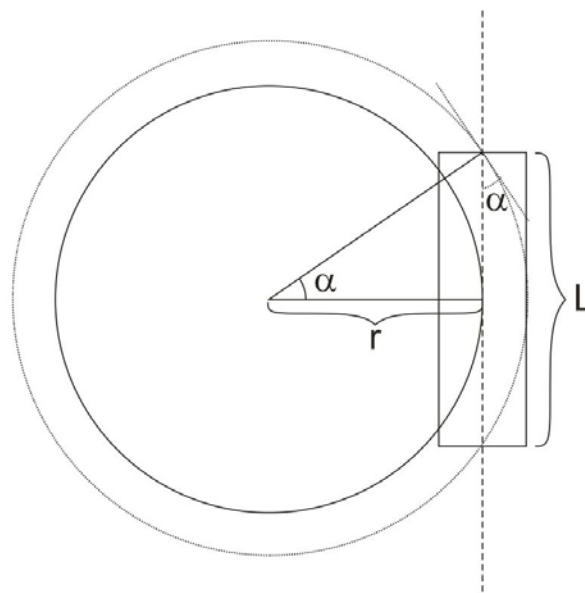
größerer werdender Einzellagenanzahl an die Festigkeit des ungestörten Materials annähert. Man erkennt auch, dass eine Verdoppelung dieser Lagenzahl bzw. eine Verdoppelung der Patchlänge den Kennwert nur um 4 % verbessert.



**Abbildung 83: Theoretische Zugfestigkeit für Patchverbunde in Abhängigkeit der Lagenzahl bzw. Patchlänge**

Bei dieser theoretischen Betrachtung erhöht sich die Festigkeit des Patchverbundes mit zunehmender Länge der Faserpatches. Die optimalen Verbundeigenschaften werden demnach mit endlos langen Faserpatches bzw. Endlosfasern erreicht. Erweitert man die Betrachtung nun auf eine gekrümmte Faserablage, so erkennt man Schwierigkeiten. Je länger die Patches sind, desto ungenauer können sie einem vorgegebenen Weg folgen.

## 6.4.2 Auswirkungen von gekrümmten Ablegebahnen



**Abbildung 84: Konzept der gekrümmten Ablegebahn**

Abbildung 84 soll die Problematik verdeutlichen. Ein theoretischer, nichtlinearer Kraftverlauf soll einer Bahnkurve mit dem Radius  $r$  folgen. An diese Bahnkurve wird ein Faserpatch mit der Länge  $L$  tangential angelegt. Entlang der gestrichelten Mittelachse ergibt sich nun eine Winkelabweichung in Abhängigkeit der Entfernung zum Tangentialpunkt. Die maximale Abweichung am Patchende wird durch Formel 8 ausgedrückt.

$$\alpha_{\max} = \arctan\left(\frac{L}{2r}\right)$$

**Formel 8: maximale Winkelabweichung entlang eines Faserpatches in Abhängigkeit des Kraftflussradius**

Diese Formel lässt sich stark vereinfachen, unter der Annahme, dass der Term in der Klammer kleiner 1 sei bzw. dass der Radius  $r$  größer als die Patchlänge sei. In Realität ist diese Annahme gut erfüllt, weil man von Patchlängen im Bereich weniger Zentimeter ausgehen kann. Der minimale Krümmungsradius des Kraftflusses wird bei den meisten Bauteilen deutlich größer sein, da sonst die Anwendung eines anisotropen Werkstoffes in Frage gestellt ist.

Der Arcus-Tangens lässt sich als Potenzreihe ausdrücken:

$$\arctan(x) = x - \frac{1}{3}x^3 + \frac{1}{5}x^5 - \frac{1}{7}x^7 \dots \quad ||x| < 1$$

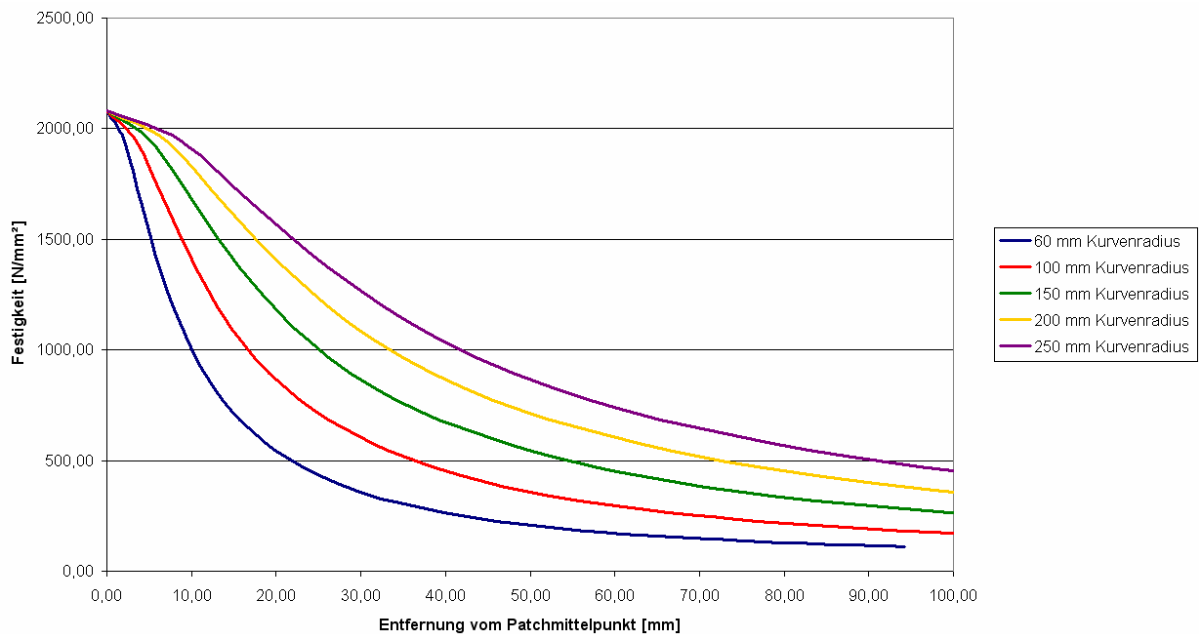
**Formel 9: Potenzreihenentwicklung des Arcus-Tangens**

In erster Näherung darf man also folgendes für die maximale Winkelabweichung schreiben:

$$\alpha_{\max} \approx \frac{L}{2r} \xrightarrow{\text{Gradmaß}} \alpha_{\max} \approx \frac{90 \cdot L}{\pi \cdot r} \quad |r > L$$

**Formel 10: Faustformel für die maximale Winkelabweichung entlang eines Patches bei nichtlinearem Kraftfluss**

In Abbildung 7 wurde bereits dargestellt, wie die Festigkeit der Kohlenstofffasern vom Belastungswinkel abhängt. In Verbindung mit Formel 10 lässt sich nun die Festigkeit eines Patches in Abhängigkeit der Patchlänge bestimmen. Abbildung 85 zeigt anhand konkreter Materialkennwerte für 977-II-Prepregmaterial, wie hoch die zu erwartende Festigkeit entlang der Patchmittellinie in Abhängigkeit des Kurvenradius ist. Die Festigkeitswerte wurden nach der klassischen Laminattheorie mit dem Computerprogramm LAP Version 3.0F von der Firma Anaglyph Ltd berechnet.



**Abbildung 85: Festigkeitsverlauf innerhalb eines Patches bei tangentialer Verlegung an eine kreisförmige Kraftflussbahn (Kennwerte von 977-II-Prepreg)**

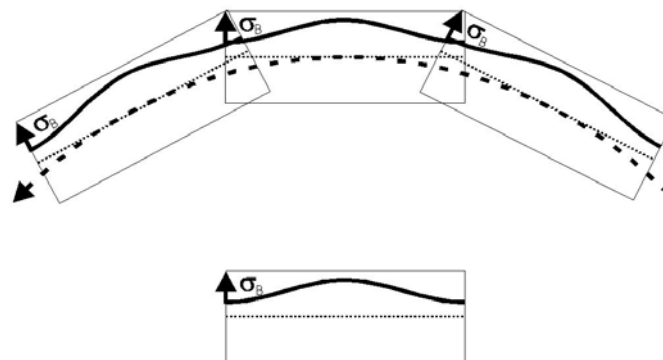


Wie erwartet zeigt sich, dass mit zunehmendem Radius des Kraftflusses der Festigkeitsverlust durch den geringer werdenden Winkelfehler abgemindert wird. Des Weiteren zeigt sich, dass bei einem stark gekrümmten Kraftverlauf kurze Faserpatches von Vorteil sind, da sie dem Kraftverlauf besser folgen können. Die kritische Überlappungslänge darf aber nicht unterschritten werden, da sonst Schubversagen eintritt und die Faserfestigkeit nicht mehr voll ausgenutzt werden kann.

### 6.4.3 Festigkeitsmodell für die Patchablage

Die Betrachtung gilt bisher nur für einen einzelnen Faserpatch. Im folgenden Modell werden Spuren aus Patches betrachtet, für die zusätzlich zu den Annahmen in Kapitel 6.4.1 folgende Annahmen gemacht wurden:

- Der Überlappungsfehler an den Ansatzstellen soll vernachlässigt werden.
- Die Breite der Patches wird vernachlässigt und die Eigenschaften werden auf eine Mittellinie projiziert.
- Der Kraftverlauf folge einer Kreisbahn.



**Abbildung 86:** Einzelpatch mit fiktivem Verlauf der Bruchfestigkeit (unten); Spur aus Patches entlang einer Kraftfluss-Kreisbahn (oben)

Trägt man den Verlauf der Bruchfestigkeit nun über die Position auf der Kreisbahn des Kraftflusses auf, so ergibt sich folgende Abbildung:

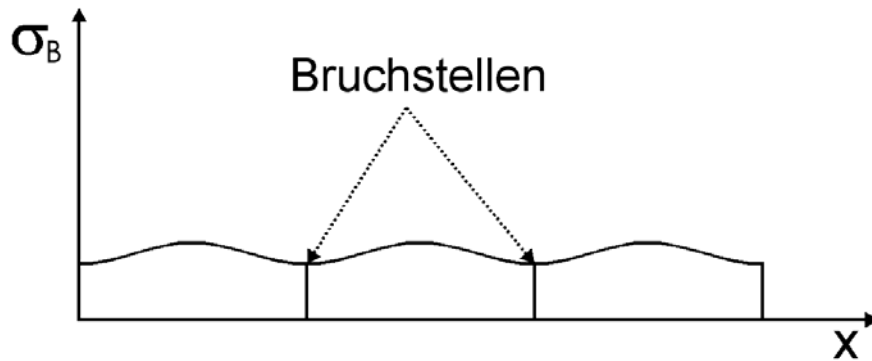


Abbildung 87: Verlauf der Verbund-Festigkeit entlang der Bahnkurve aus Patches

Bei der Einzellige ergibt sich ein ähnlicher Zusammenhang wie in Abbildung 81. An den Kontaktstellen der Patches gibt es keine durchgehenden Fasern und die Festigkeit des Matrixmaterials bestimmt die Gesamtfestigkeit des Verbundes.

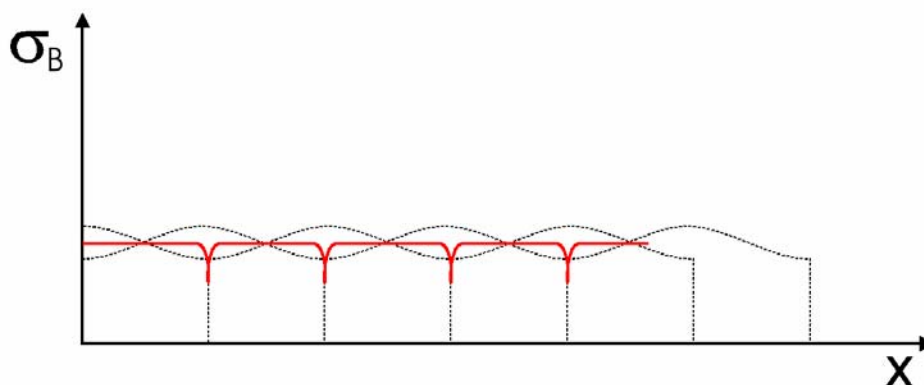
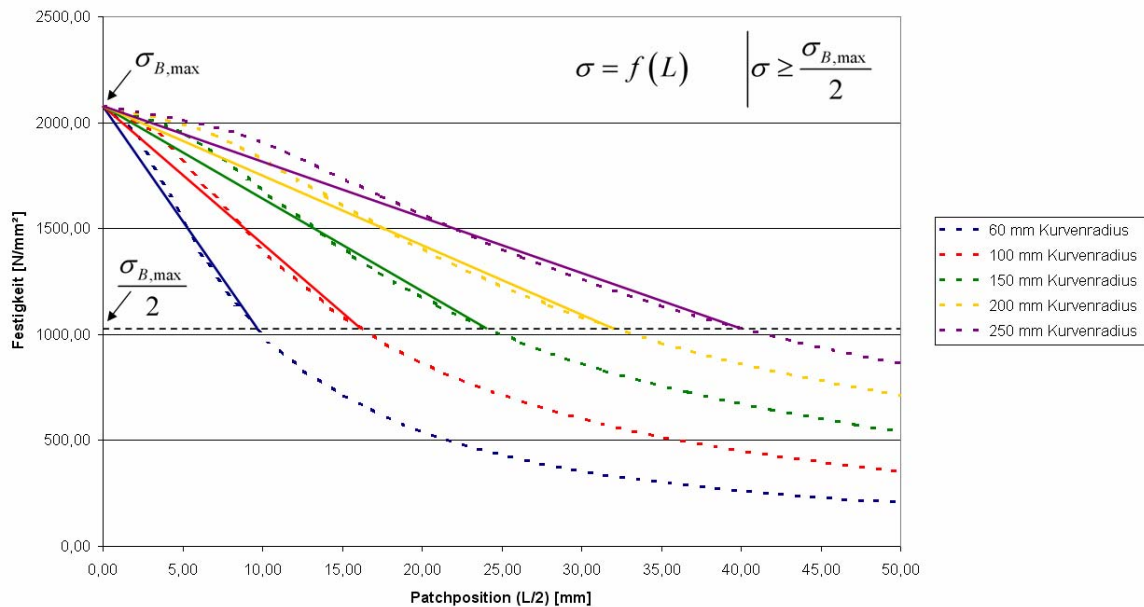


Abbildung 88: Gemittelte Festigkeit (rote Kurve) bei gekrümmter Ablage einer Patch-Doppellage mit 50 % Überlappung.

Abbildung 88 zeigt schematisch, wie sich die Schwankungen in der Bruchfestigkeit glätten, wenn zwei Patchlagen in der Bahnkurve abgelegt werden. Die mittlere Bruchfestigkeit (rote Kurve) ist dabei geringer, wie bei einer geradlinigen Verlegung.

Diese Betrachtung zeigt, dass bei der gekrümmten Ablage der Patches zwei Faktoren aufeinander treffen. Einerseits wird der Mittelwert der Festigkeit durch länger werdende Patches reduziert, andererseits liegen die Stoßstellen bei längeren Patches weiter auseinander und es ergeben sich mehr Überlappungsmöglichkeiten.

Für die weiteren Betrachtungen wird nun eine Vereinfachung von Abbildung 85 gemacht. Diese gilt nur zwischen dem Maximum und der Hälfte des Maximums, weil die Kurve danach stark von einer linearen Darstellung abweichen würde.



**Abbildung 89: Linearisierung von Abbildung 85**

Ziel ist, die reduzierte Bruchfestigkeit bei Verlegung entlang von Kurven zu bestimmen. Bei der Ablage mehrerer überlappender Patchreihen und unter Berücksichtigung der Linearisierung ergibt sich die reduzierte Bruchfestigkeit als arithmetisches Mittel zwischen der maximalen und minimalen Bruchfestigkeit. Die maximale Bruchfestigkeit entspricht dem UD-Kennwert und die minimale Bruchfestigkeit dem bei der maximalen Winkelabweichung, d. h. an den Enden des Patches.

$$\sigma_B = f(\alpha) \rightarrow \sigma_{B,\max} \text{ für } \alpha = 0 \text{ und } \sigma_{B,\min} \text{ für } \alpha = \frac{L}{2 \cdot r_{\min}}$$

$$\sigma_{\text{Verbund}} = \frac{1}{2} \cdot (\sigma_{B,\max} + \sigma_{B,\min})$$

**Formel 11: Mittlere Bruchfestigkeit bei Patchverlegung in Kurven**

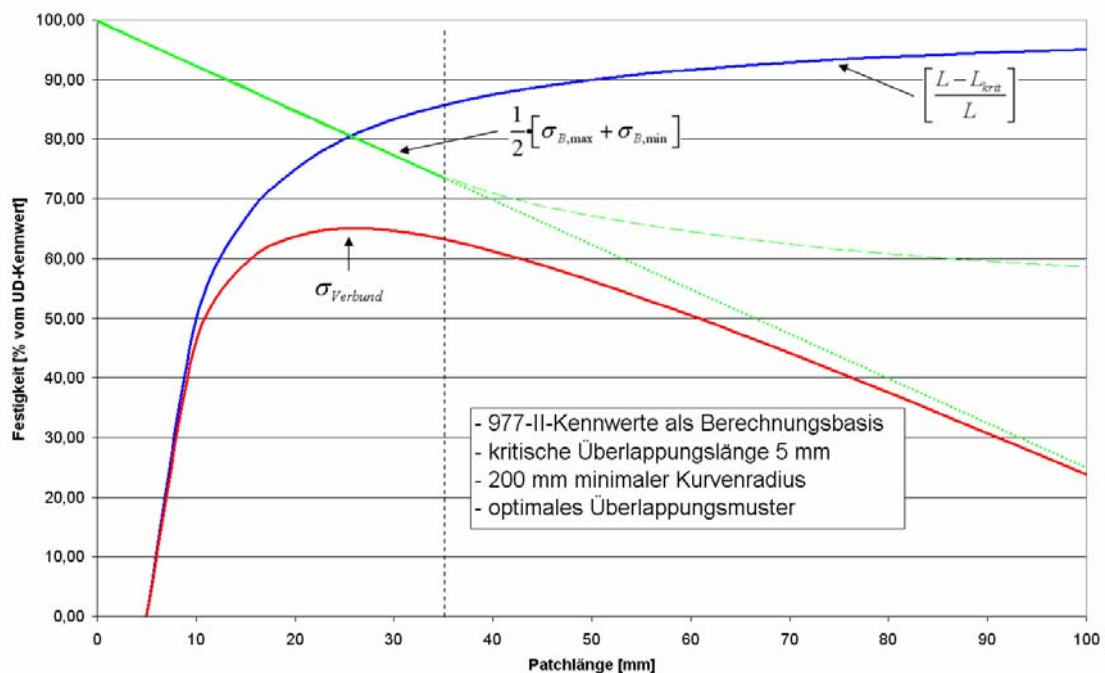
Nun muss noch die Reduktion der Festigkeit durch die Überlappung (Formel 6 und Formel 7) berücksichtigt werden. Näherungsweise lässt sich die

erreichbare Verbundfestigkeit in gekrümmten Bereichen dann durch folgenden Zusammenhang beschreiben:

$$\sigma_{Verbund} = \frac{1}{2} \left[ \sigma_{B,max} + \sigma_{B,min} \right] \cdot \left[ \frac{L - L_{krit}}{L} \right] \quad \left| \sigma_{B,min} \geq \frac{\sigma_{B,max}}{2} \right.$$

**Formel 12: Faustformel zur Abschätzung der Gesamtverbundfestigkeit**

In Formel 12 wird der Betrag der ersten Klammer kleiner, wenn die Patchlänge steigt, weil die zunehmende Winkelabweichung die mittlere Festigkeit reduziert. Der Betrag in der zweiten Klammer wird im Gegenzug mit steigender Patchlänge größer, weil die Schnittkanten der Patches weiter auseinander liegen. Abbildung 90 zeigt eine schematische Darstellung von Formel 12. Der erste Term der Formel ist nur bis zur senkrechten Linie definiert und ist danach gestrichelt dargestellt, weil er zunehmend falsche Werte liefert. Nach der Definitionsgrenze wurde der Kurvenverlauf linear extrapoliert. Der zweite Term aus Formel 12 ist in der blauen Kurve dargestellt. Die rote Kurve zeigt das Ergebnis der gesamten Formel, welches sich aus dem Produkt der beiden anderen Kurven ergibt. Man erkennt ein Optimum, dass die optimale Patchlänge in Abhängigkeit der Materialkennwerte, der Überlappungslänge und des Kurvenradius angibt.



**Abbildung 90: Schematische Darstellung der Verbundfestigkeit in Abhängigkeit der Patchlänge bei nichtlinearem Kraftverlauf**

Formel 12 ist auch ohne die Linearisierung darstellbar und wird dann nicht mehr auf einen bestimmten Definitionsbereich eingeschränkt. Der Term der Winkelabweichung kann durch ein Integral ausgedrückt werden.

$$\sigma_{Verbund} = \left[ \frac{L - L_{krit}}{L} \right] \cdot \frac{2}{L} \int_0^{\frac{L}{2}} \sigma(\alpha) d\alpha$$

**Formel 13: Formel zur Berechnung der Verbundfestigkeit**

Wird das Maximum dieser Funktion von L berechnet, dann erhält man die optimale Festigkeit des Patch-Verbundes bei einer optimalen Patchlänge. Aufgrund der Komplexität der Berechnung bietet sich eine numerische Lösung dieser Aufgabe an.

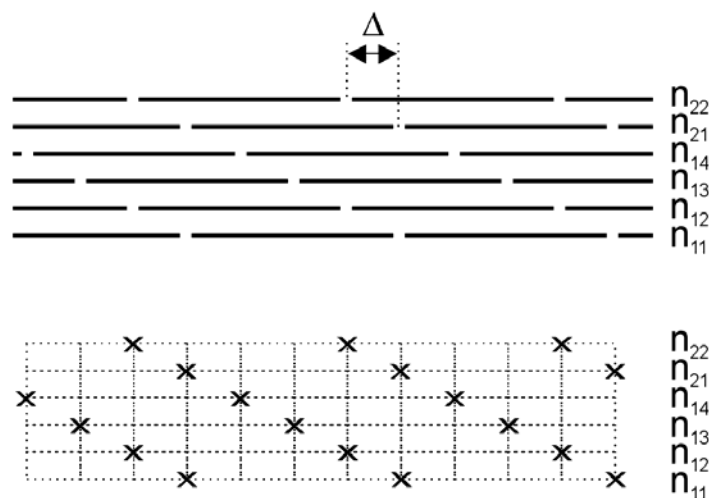
#### 6.4.4 Spannungskonzentrationen an Patch-Schnittkanten

Für die Ableitung von Formel 13 wurden auf Seite 115 zwei wesentliche Annahmen gemacht, die in einem realen Faserverbundwerkstoff nicht ohne weiteres haltbar sind. Einerseits wurden Biegemomente vernachlässigt und andererseits wurden Spannungskonzentrationen an den Enden eines Patches nicht berücksichtigt.

Die Größe der zu erwartenden Spannungskonzentrationen hängt hauptsächlich von der Anzahl endender Filamente in einem bestimmten Volumen ab. Geht man davon aus, dass die Spannungsfelder an den Filamentspitzen überlappen, dann lässt sich die Intensität der Summe der Spannungsfelder durch eine räumliche Verteilung der Filamentenden verringern. Flache, gespreizte Fasern mit möglichst geringen Titern erfüllen diese Forderung besser, als ungespreizte Rovings. Die Wahrscheinlichkeit für eine Rissauslösung sinkt wenn die interlaminaeren Spannungen verringert werden. Durch die in Kapitel 6.3.2 besprochene Laserschneidtechnik bietet sich auch noch die Möglichkeit einer Verschiebung der Filamentspitzen in die 3. Dimension, z. B. über eine halbrunde Schnittkante.

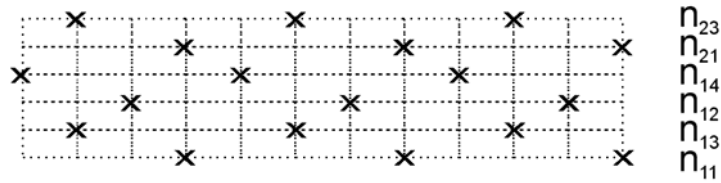
### 6.4.5 Überlappungsmuster für optimierte Festigkeit

In Kapitel 6.4.1 wurde besprochen, dass mit steigender Patchlänge die Zahl unterschiedlich positionierbarer Einzelschichten und damit letztendlich die Festigkeit des Verbundmaterials steigt. Der Versatz um mindestens die kritische Überlappungslänge soll dabei sicherstellen, dass die Schwachstellen sich gegenseitig nicht beeinflussen. In Realität fällt das Spannungsfeld an einer Störstelle jedoch exponentiell ab, d. h. es tendiert ab einer bestimmten Entfernung gegen Null, wird aber nie Null. Ein Riss wird daher immer auf dem kürzest möglichen Weg durch das Material geleitet. Abbildung 91 zeigt ein Beispiel dieser Problematik. Der Abstand  $\Delta$  entspricht der kritischen Überlappungslänge und die Patchlänge lässt 4 unterscheidbare Ebenen zu. Stapelt man diese 4 Ebenen nun entsprechend der dargestellten Abfolge, erkennt man, dass die Schnittlinien sich hintereinander anordnen. Ein interlaminarer Riss wird wahrscheinlich diagonal durch den Querschnitt wandern und es kommt zu einem Schubversagen ohne Faserbruch.



**Abbildung 91:** Seitenansicht eines Überlappungsmusters

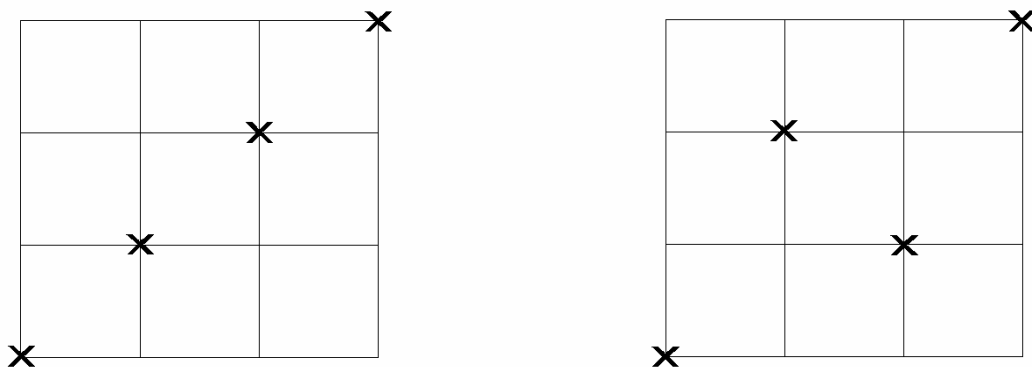
Das Material wird aber nur dann seine höchste Festigkeit zeigen, wenn es durch Faserbruch versagt. Ziel muss es daher sein, den Weg eines Risses möglichst zu behindern, ihn zur Umkehr seiner Bewegungsrichtung oder zum Faserbruch zu zwingen.



**Abbildung 92: Variation des Überlappungsmusters**

Abbildung 92 zeigt eine Variation des Überlappungsmusters aus Abbildung 91. Es wurden lediglich die Ebenen 2 und 3 miteinander vertauscht. Die Schnittstellen sind dadurch besser verteilt und der Rissfortschritt wird erschwert.

Für eine genauere Betrachtung der Problematik kann die Darstellung des Überlappungsmusters weiter vereinfacht werden. Ein Aufbau mit 4 unterscheidbaren Ebenen kann durch ein 4x4 Gitter vollständig beschrieben werden. Dieses Untergitter verhält sich analog zu einer Elementarzelle in einem Kristallgitter.



**Abbildung 93: Unabhängige Lösungen für ein 4x4-Überlappungsgitter**

Ein 4x4 Gitter hat 16 Plätze, die durch 4 Schnittstellen besetzt werden müssen. Rein mathematisch betrachtet, gibt es zunächst  $4^4$  Möglichkeiten (=256) für die Besetzung. Allerdings sind davon nur 4! Möglichkeiten (=24) sinnvolle Lösungen, weil in jede Spalte und jede Zeile nur jeweils eine Schnittlinie platziert werden sollte. In den anderen Lösungen können z. B. 2 Schnittlinien auf einer Senkrechten liegen, was mechanisch als Nachteil betrachtet werden kann. Die 4! Gittervarianten lassen sich durch Gitter-Translation, Rotation um  $180^\circ$  und Spiegelung an der Horizontalen und

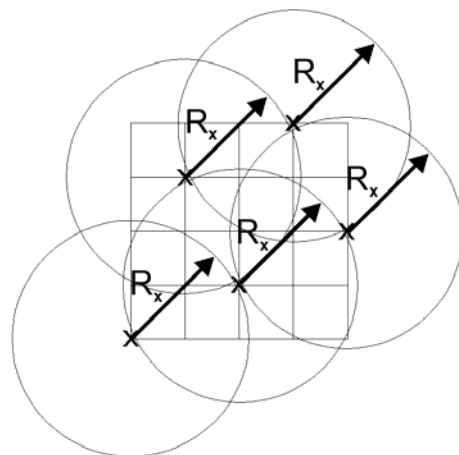
Vertikalen größtenteils ineinander überführen. Mechanisch gesehen verändern diese Symmetrioperationen nicht die Eigenschaften des Gitters. Letztendlich bleiben für ein 4x4 Gitter (siehe Abbildung 93) nur zwei unabhängige Lösungen übrig, die den Gittern in Abbildung 91 und Abbildung 92 entsprechen.

Für Gitter, in denen die Schnittlinien ein übergeordnetes gleichförmiges Muster bilden, lässt sich eine relativ einfache Aufbauregel finden. Z. B. kann das linke Gitter in Abbildung 93 erzeugt werden, wenn in jeder neuen Zeile die Schnittlinienposition um  $\Delta=1$  verschoben wird. Dies ist allerdings die einfachste Versatzvariante, die sich auf jedes beliebige Gitter anwenden lässt. Das rechte Gitter in Abbildung 93 ist nicht gleichförmig und lässt sich nicht in einer einfachen Regel erfassen. Für größere Gitter lassen sich verschiedene andere optimierte Lösungen finden. Außer für  $n$  gleich 6 und 9 können in Abbildung 94 alle Gitter nach der  $\Delta$ -Regel aufgebaut werden, wobei von Zeile zu Zeile um ein vielfaches der kritischen Überlappungslänge verschoben wird. Bei  $n$  gleich 6 wäre z. B. die einzige Lösung  $\Delta=1$ , was sich mechanisch schlechter verhalten würde, wie die dargestellte Lösung.

Für die Abhängigkeit eines Überlappungsmusters von der Anzahl unabhängiger Einzellagen konnte bisher keine allgemein gültige Regel gefunden werden. Die jeweiligen Lösungen mussten für den Einzelfall erarbeitet werden. Speziell für lange Patches ist es sinnvoll, die Lösungsfindung zu automatisieren. Um aus den  $n!$  Lösungsvorschlägen den Optimalen auszuwählen, könnte z. B. der Abstand der Schnittlinien zueinander als Kriterium genommen werden. Wenn alle Schnittlinien relativ zueinander den maximalen Abstand haben, ist die gegenseitige Beeinflussung der Spannungsfelder der Schnittkanten am niedrigsten.



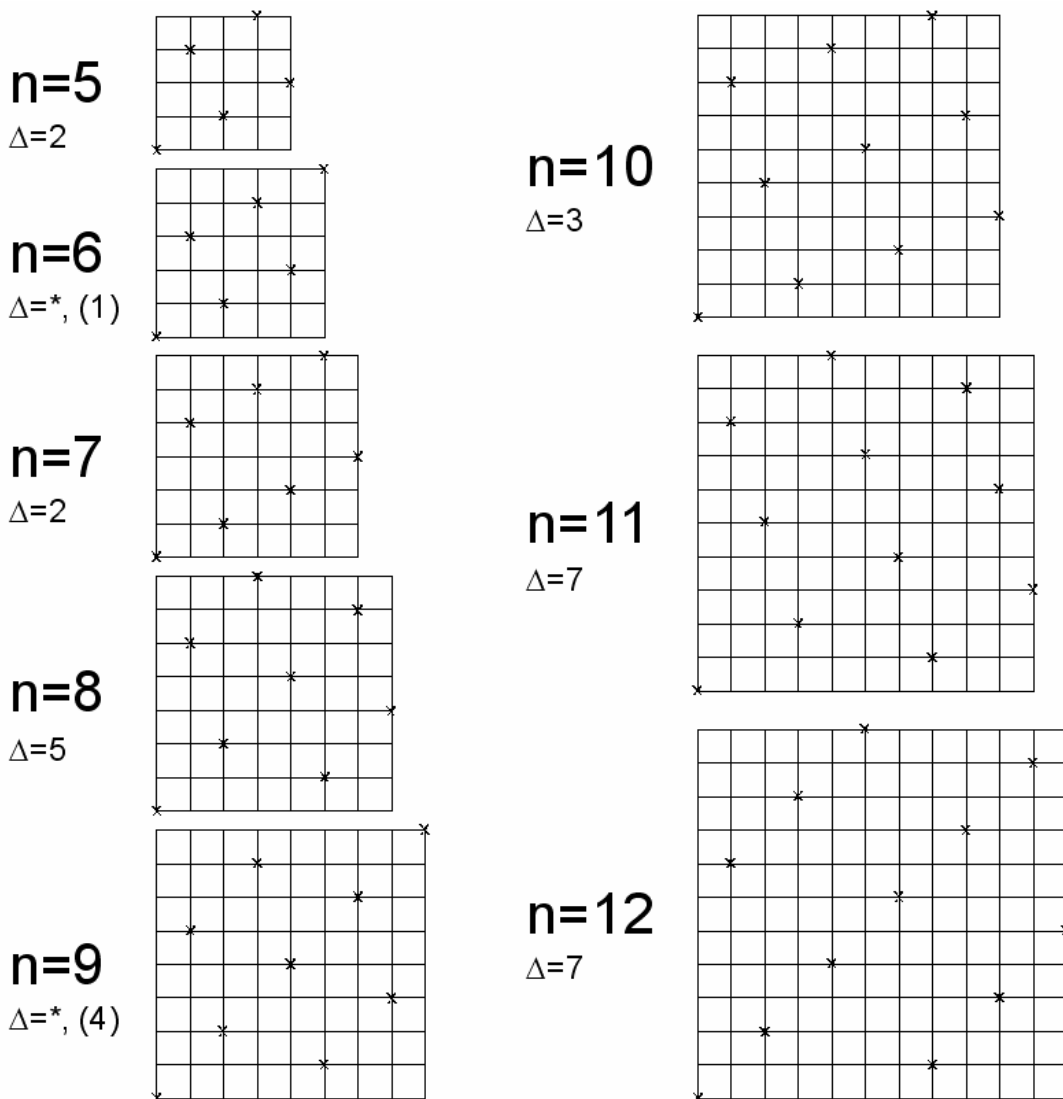
Eine graphische Lösung kann daher wie folgt aussehen:



$R$  = maximaler Radius um eine Schnittkante, der keine weitere Schnittkante beinhaltet.

$$\sum_{x=1}^{\infty} R_x \equiv \text{sehr groß}$$

**Formel 14:** Regel zu Findung eines optimalen Überlappungsmusters



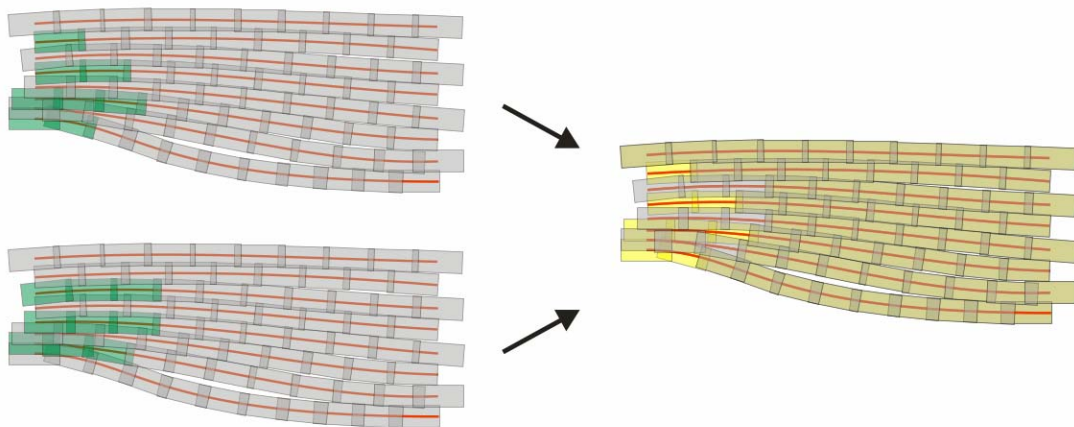
**Abbildung 94:** Optimierte Versatzgitter für 5 bis 12 unterscheidbare Einzellagen (\* keine Lösung nach der  $\Delta$ -Regel, in Klammern Alternativvorschlag nach  $\Delta$ -Regel).

Es sind auch Fälle denkbar, in denen das Grundgitter nicht symmetrisch ist. Besteht ein Laminat auf Grund seiner Solldicken z. B. nur aus 5 Lagen, die Patchlänge lässt aber 10 unterscheidbare Ebenen zu, dann ist es sinnvoll, den Versatzabstand größer als die kritische Überlappungslänge zu wählen. Im Beispiel bedeutet das, der Versatzabstand verdoppelt sich und das Überlappungsmuster für  $n=5$  kommt zur Anwendung.

#### **6.4.6 Überlappungsfehler bei gekrümmter Patchablage**

Bei der gekrümmten Faserablage wurde bisher vernachlässigt, dass Patches an den Stoßstellen nicht mehr ideal aneinander gelegt werden können. Entlang der Patchlegebahn kommt es dadurch zu Bereichen, in denen keine oder doppelte Fasern liegen. Diese fehlerhaften Bereiche sind nicht zu vermeiden und werden mit zunehmender Patchlänge oder kleineren Kurvenradien größer. Durch den Versatz der Einzellagen zueinander werden die Fehler über das Laminat verteilt, d. h. je mehr Einzellagen in einem Laminat verschoben werden können, desto homogener werden die Überlappungsfehler verteilt. Die Dickenschwankungen in der Einzelage werden im gesamten Laminat verschmiert.

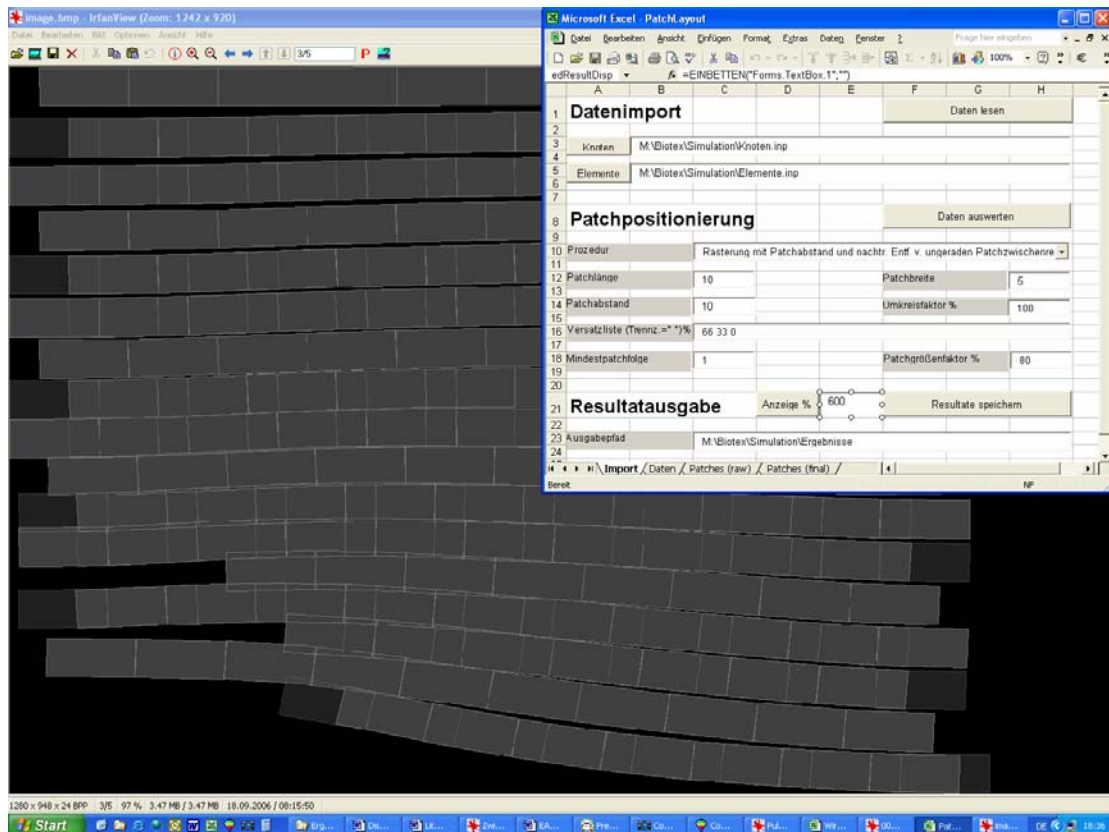
Möchte man kraftflussoptimierte Faserverläufe für Faserverbundwerkstoffe verwenden, dann gibt es noch eine weitere Hürde. Kraftflusslinien, denen der Faserverlauf folgen soll, ändern ihren Abstand zueinander. Da die Fasern jedoch einen konstanten Raum beanspruchen, müssen sie entweder im Bauteil enden oder es kommt zu zwangsläufigen Aufdickungen. Die Aufdickungen würden zu einer Lastumlagerung führen, die wiederum zu einem veränderten Spannungszustand führt. Dem kann nur dadurch entgegengewirkt werden, dass ein maximaler Schäftungswinkel nicht überschritten wird. Zur Einhaltung des Schäftungswinkels müssen Fasern flexibel an bestimmten Stellen zugegeben und an anderen weggenommen werden.



**Abbildung 95: Zusammenlaufende Patchreihen**

In Abbildung 95 sind mehrere zusammenlaufende Patchreihen dargestellt. Es muss zwischen den Patchreihen eine Überlappungskontrolle stattfinden. Überschreitet die Überlappung ein bestimmtes Maß (z. B. 50 %), dürfen keine weiteren Patches gelegt werden. Dieses Kriterium darf nur auf jede zweite Patchreihe angewendet werden, da sonst sehr große Lücken entstehen können. In der nächsten Lage muss die Lücke mit einer durchgehenden Patchlage abgedeckt werden und die neuen Lücken müssen auf Aufdickungen der unteren Lagen liegen. Über mehrere Einzellagen kann somit eine schrittweise Homogenisierung der gestörten Bereiche erfolgen.

Es wurde eine Software programmiert, die diese Gestaltungsrichtlinien berücksichtigt und die notwendigen Patchpositionen für jede Einzellage ausgibt. Die Variationen in den Einzellagen müssen dabei noch von Hand vorgenommen werden. In einem Betrachtungsprogramm können die angepassten Ebenen übereinander gelegt und auf Homogenität geprüft werden.

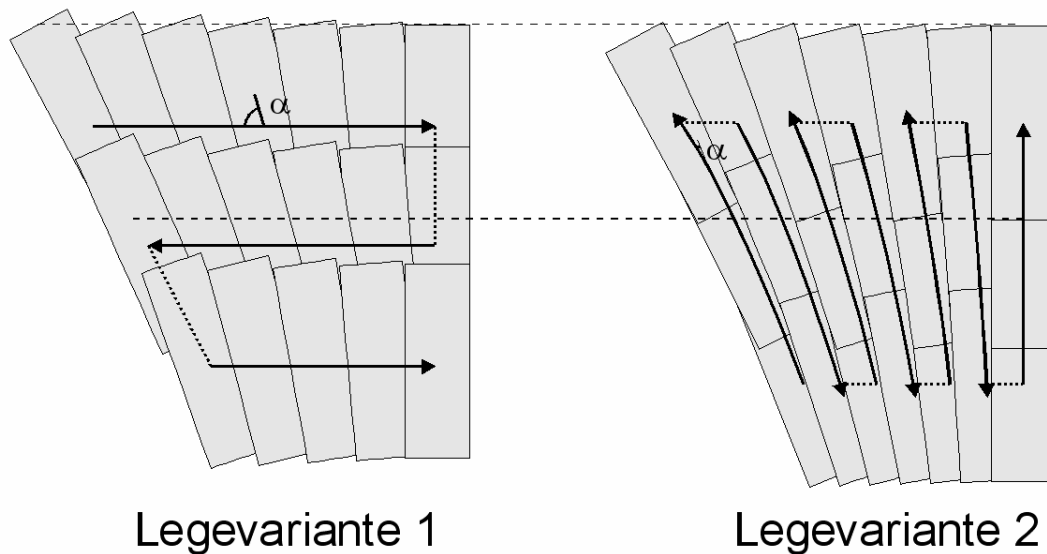


**Abbildung 96: Software zur Patchpositionierung bei gekrümmten Kraftverläufen [programmiert von J. Mittmann, 2006]**

Bestimmte kritische Bereiche werden bisher von keiner Software erfasst. Beispielsweise treten in der Umgebung von Löchern Bereiche mit undefinierter Krafrichtung auf. In einem Verbundbauteil könnte dieser Bereich mit Kurzfaserverfüllern ausgelegt werden.

### 6.4.7 Ablegemethoden für Patches

Neben der Methode, die Patches entlang der Kraftflusslinien mit konstantem Abstand zu legen (Abbildung 97, Legevariante 2), gibt es noch eine weitere Möglichkeit. Der Legeroboter kann sich an der Außengeometrie des Bauteils orientieren und die Oberfläche in möglichst kurzen meanderförmigen Bahnen abfahren. Dabei wird eine Legespur mit konstanter Breite und variablem Ablegewinkel erzeugt. Die Bahnen können überlappen und es entsteht ein fischschuppenartiges Legemuster. Wie unterschiedlich diese beiden Methoden sind und wie verschieden der notwendige Legekopf sein müsste, ist in Tabelle 3 dargestellt.



**Abbildung 97:    Roboterbahnen bei unterschiedlichen Legevarianten**

	Legevariante 1		Legevariante 2
variable Patchlänge/ variables Schneidwerk	ja		nein
einstellbarer Legewinkel $\alpha$ / drehbarer Legekopf	ja		nein
variable Bahngeschwindigkeit	ja	nein	nein
variabler Legetakt	nein	ja	nein
Ablegegeschwindigkeit	schnell		langsam
Komplexität des Roboterprogramms	niedrig		hoch

**Tabelle 3:        Vergleich unterschiedlicher Ablegemethoden**

Während bei der Legevariante 1 die Legeparameter weitgehend variabel sein müssen, können die meisten Parameter bei der Legevariante 2 konstant gehalten werden. Die Konstruktion eines Legekopfes vereinfacht sich dadurch. Allerdings ist die Erstellung eines Verfahrsprogramms komplizierter und die Ablegegeschwindigkeit geringer. Die Entscheidung, welche Legevariante verwendet wird, ist abhängig von der Art des verwendeten Roboters. Ein 6-Achs-Industrieroboter erlaubt z. B. einen virtuellen Tool-Center-Point mit konstanter Geschwindigkeit entlang einer komplexen Bahnkurve zu führen, während der Legekopf immer in Bewegungsrichtung zeigt. Die Patches müssen daher nicht extra gedreht werden. Wird

stattdessen ein 3-Achs-Portalroboter verwendet, ist die Einstellung eines Patchwinkels mit dem Roboter nicht möglich. Die Drehachse kann in diesem Fall in den Legekopf integriert werden (Legevariante 1). Je nach Beschaffenheit des Roboters und der zu produzierenden Preform kann der Legekopf vereinfacht werden. Werden z. B. nur Patches mit konstanter Schnittlänge benötigt, dann kann auf ein aufwändiges variables Schneidwerk verzichtet werden.

Zu allen theoretischen Betrachtungen müssen noch praktische Gesichtspunkte berücksichtigt werden. Die Technik kann nur dann erfolgreich sein, wenn ein Bauteil möglichst einfach und schnell realisiert werden kann. Die detaillierte Betrachtung einzelner Patchlagen bzw. die Erstellung komplexer Roboterprogramme ist einem Anwender kaum zuzumuten. Die Software muss sich auf ein notwendiges Maß an einzugebenden Informationen beschränken. Das Institut für Statik und Dynamik der Universität Stuttgart beschäftigt sich damit, eine Benutzerschnittstelle zur Lösung dieses Problems zu erzeugen. Letztendlich soll der Konstrukteur nur noch einen Gestaltungsvorschlag machen, der dann mit verschiedenen Methoden vom Computer automatisch optimiert wird.

## **6.5 Ablegevorrichtung**

Nachdem mit Kapitel 6.4 die Grundlagen für die Anordnung von Faserpatches zu einer dreidimensionalen Preform geschaffen sind, muss eine geeignete Legetechnik den Aufbauplan in die Realität umsetzen. Die Legevorrichtung muss die bebinderten und geschnittenen Faserpatches vom Vakuumfließband des Schneidwerks (Kapitel 6.3.1) übernehmen und in schnellem Takt auf eine Oberfläche platzieren.

### **6.5.1 Entwicklung eines Ablegestempels**

Zur Lösung dieser Aufgabe wurden industrielle Prozesse, wie z. B. das Etikettieren oder der Tampondruck betrachtet. Ein berührungsloser Transferprozess schied aus, da die Patches zur Bildung einer stabilen Preform auf die formgebende Oberfläche gepresst werden müssen. Ein Legestempel muss dabei sehr weich sein, um sich mit gleichmäßiger Kraft einer dreidimensionalen Oberfläche anpassen zu können. Eine weitere Forderung ist, dass kurz vor dem Ablegen eine bestimmte Wärmemenge zur Aktivierung des Binders zur Verfügung gestellt werden kann, d. h. dass die flexible Stempeloberfläche mit einer Heizung ausgestattet sein muss, die die mechanischen Eigenschaften des Stempelmaterials möglichst wenig beeinflusst. Ähnlich wie bei dem Vakuumfließband ist auch beim Legestempel eine flächige Fixierung der filigranen Faserpatches notwendig. Die Stempelfläche sollte demnach eine Ansaugfunktion haben.

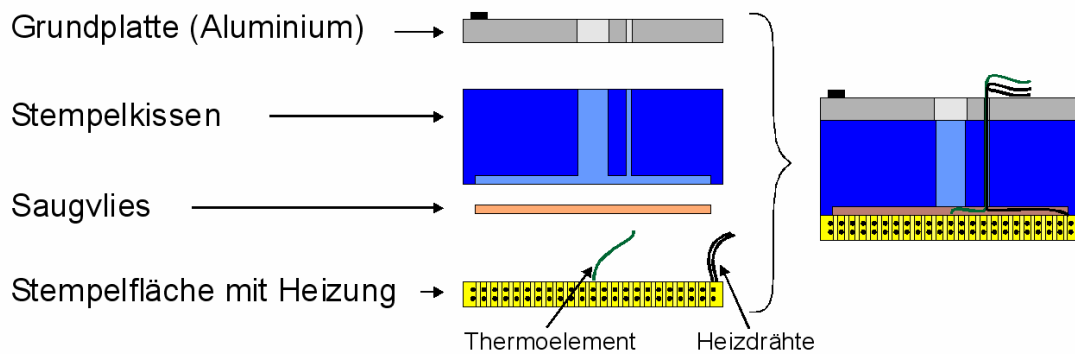
Für die Herstellung von Tampondruckstempeln existieren eine Reihe Spezialsilikone, die den andauernden mechanischen Wechselbelastungen lange Zeit widerstehen können. Für den Prototypen eines Legestempels wurde das Silikon M 4615 von Wacker ausgewählt, da es eine sehr hohe Reißfestigkeit besitzt und mit hohen Weichmacheranteilen versetzt werden kann. Da in den Stempel eine Heizung integriert werden sollte, wurden Versuche zur Temperaturstabilität des Stempelmaterials gemacht. Der Stempel sollte dabei Dauertemperaturen bis zu 200 °C ertragen können. Konventionelle Weichmacher auf Silikonölbasis neigten dabei zu erhöhter Diffusion und traten aus dem Silikonstempel aus. Mit dem Weichmacher MH 20 von Wacker konnte dieses Problem weitgehend gelöst werden, da er teilweise in das Silikon einvernetzt wird.

Um die Ablegefläche des Silikonstempels beheizen zu können wurden verschiedene Konzepte wie z. B. elektrische Heizungen, Flüssigkeitskreisläufe oder Heißluft geprüft. Die Variante der elektrischen Heizung war fertigungstechnisch am einfachsten umzusetzen und bot gleichzeitig die

Möglichkeit sehr hoher Heizleistungen mit exakter Temperatureinstellung. Versuche mit Heizdrähten unterschiedlicher Stärke zeigten jedoch, dass die niedrige Wärmeleitfähigkeit des Silikons große Probleme bereitete. Für einen ausreichenden Wärmefluss, musste die Temperatur des Heizdrahtes deutlich über 200 °C eingestellt werden, was zu Schäden im Silikon führte. Außerdem wurde die Flexibilität der Stempelfläche eingeschränkt und die Heizdrähte versagten unter mechanischer Dauerwechselbelastung schon nach kurzer Zeit. Es wurden weitere Versuche mit einem Kohlenstofffasergarn unternommen. Die hohe Flexibilität des Garns führte nicht mehr zu einer Versteifung der Stempeloberfläche und auch nach mehreren 100.000 Lastzyklen brach die Faser nicht. Die Wärmeleitfähigkeit des Silikons konnte durch Beimischung von Aluminiumpulver deutlich gesteigert werden. Bei einem Pulveranteil von 20 Gew. % besitzt die Stempelfläche eine ausreichende Wärmeleitfähigkeit, so dass das Heizelement und die Stempelfläche auf annähernd gleicher Temperatur gehalten werden können. Bei der Beimischung des Metallpulvers sind allerdings Kompromisse einzugehen. Mit steigender Pulvermenge wird die Flexibilität des Stempels eingeschränkt, es kommt leichter zu feinen Rissen und die elektrische Durchschlagsfestigkeit sinkt.

In die Aufnahme­fläche des Stempels wurden Ansaugkanäle integriert, die im Inneren des Stempels über eine Kammer zusammengeführt wurden. In die Kammer wurde ein Saugvlies eingelegt, um ein Kollabieren beim Aufdrücken des Stempels zu verhindern. Zur Herstellung des Stempels wurden zwei getrennte Formen gebaut. Eine Form diente zur Herstellung der Stempelfläche mit Heizung und einem Raster aus Saugkanälen, die andere diente zur Herstellung des Stempelkissens. Beide Teile wurden entsprechend Abbildung 98 mit einem speziellen Silikon­klebstoff zusammengeklebt.





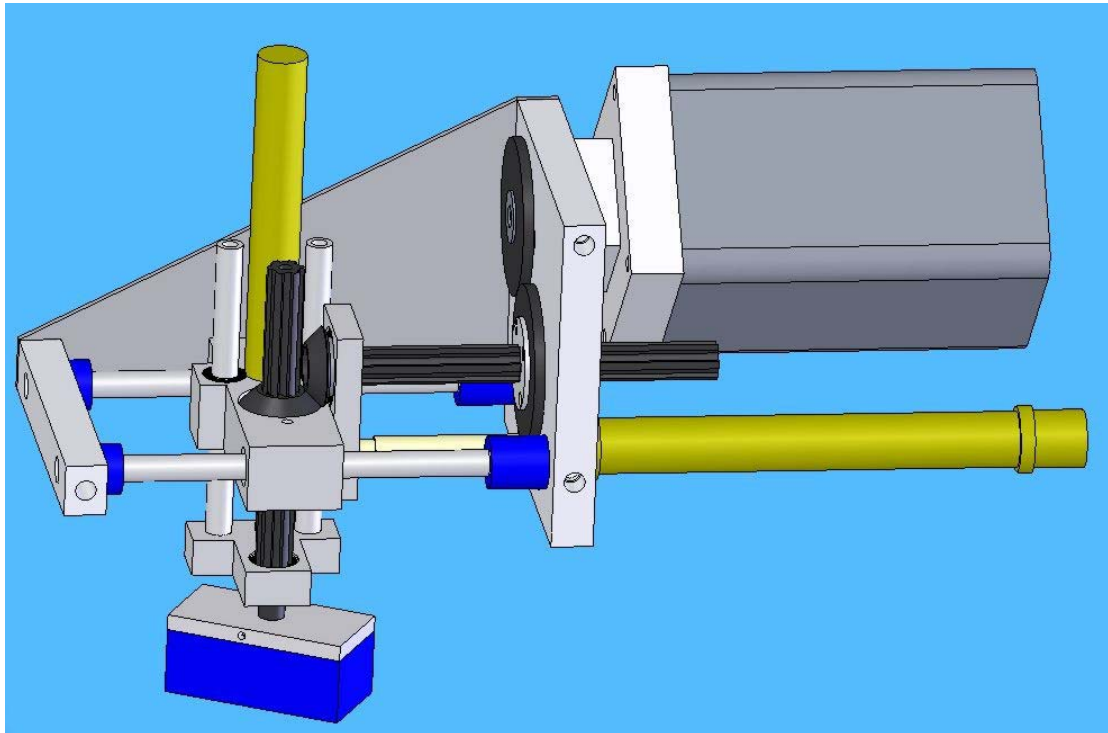
**Abbildung 98: Schematischer Aufbau des Legestempels im Querschnitt**

Bei den ersten Ablegeversuchen mit diesem Silikonstempel zeigte sich eine weitere Schwierigkeit. Die Oberfläche des Stempels lud sich statisch auf, wodurch die Faserpatches auch nach dem Abschalten des Saugluftstroms am Stempel haften blieben. Es wurden weitere Versuche mit antistatischen Silikon gemacht, wodurch eine deutliche Verbesserung eintrat. Diese Silikone haben durch einen höheren Anteil von Zuschlagsstoffen jedoch schlechtere mechanische Eigenschaften. Der beste Kompromiss zwischen mechanischen und elektrostatischen Eigenschaften war das Silikon Elastosil RT 402. Es wurde entschieden, nur die Stempelfläche aus diesem Silikon zu fertigen und den Grundkörper weiterhin aus Elastosil E 4615 herzustellen.

## 6.5.2 Ablegemechanik

Um mittels dieses Stempels Faserpatches vom Vakuumfließband zur Ablegestelle zu transportieren, wurde eine Mechanik entworfen, die einen schnellen Legetakt und einen einstellbaren Ablegewinkel erlaubte.

Wie in Kapitel 6.3.1 beschrieben, wird der Faserpatch berührungslos vom Vakuumfließband auf den Silikonstempel übergeben. Dazu löst die Simatic-Steuerung der Anlage nach einer eingestellten Verzögerungszeit in Abhängigkeit des Schnittbefehls einen Abblasimpuls der Saugkammer des Vakuumfließbandes aus. Der Patch wird über einen wenige Millimeter weiten Luftweg auf den saugenden Stempel übertragen. Danach beginnt der Bewegungsablauf der Legemechanik.



**Abbildung 99: Legevorrichtung**

Der waagrechte Pneumatikzylinder (Abbildung 99) kann den Silikonstempel von seiner Aufnahme position über die Ablegestelle verschieben und der senkrechte Zylinder presst ihn mit einstellbarem Druck auf die Oberfläche. Während des Verschiebevorgangs wird die Stempelfläche permanent auf einer einstellbaren Temperatur gehalten, damit der Binder seine Klebrigkeit aktivieren kann. Sobald der Faserpatch die Oberfläche berührt, kühlt der Binder ab und wird fest. Der Legestempel löst sich mit einem Abblasimpuls und fährt zurück in seine Ausgangsposition. Dabei sind die trennenden Eigenschaften des Silikons von Vorteil, weil kein Binder am Stempel verbleibt. Über ein Keilwellensystem kann die Drehbewegung eines Schrittmotors auf den Legestempel übertragen werden. Somit können auch Spuren aus schrägen Faserpatches erzeugt werden, ohne dass der gesamte Legekopf gedreht werden muss.

Um einen wirtschaftlichen Legeprozess zu erreichen wurde eine sehr hohe Taktrate von ca. 5 Legevorgänge pro Sekunde geplant. Man muss dabei berücksichtigen, dass vergleichbare Legeaufgaben bisher industriell nur mit ca. 1 Hz realisiert werden. Die hohe Legerate wird aber unbedingt benötigt, um die Anlage in einen Fertigungsprozess integrieren zu können. Bei einer

Patchlänge von 60 mm und unter Verwendung eines 24 k-Rovings kommt man zu einem theoretischen Faserdurchsatz von 28,8 g/Min. Möchte man beispielsweise einen Quadratmeter mit Faserpatches in der Dicke eines Biaxialgeleges (ca. 500 g/m<sup>2</sup>) belegen, so würde die Anlage dafür bei maximaler Geschwindigkeit ca. 17,4 Minuten benötigen. Es könnten auch mehrere Roboter an einer Oberfläche arbeiten, aber die Investitionskosten würden dadurch erheblich steigen. Die Taktrate des Legevorgangs könnte nur noch unter großem technischem Aufwand und unter Inkaufnahme eines höheren Verschleißes vergrößert werden.

Auf Grund der, im Vergleich zu klassischen Textiltechniken, relativ niedrigen Geschwindigkeit ist die FPP-Technik in dieser Form vorwiegend für die Verstärkung anderer Preformtypen, sowie für dünnwandige und komplexe Bauteile geeignet. So ist z. B. an die Verstärkung von Lochrändern auf Multiaxialgelegten oder Geweben zu denken. Für bestimmte Preformtypen werden weniger Freiheitsgrade an einer FPP-Anlage benötigt. Sollen z. B. nur Verstärkungsprofile hergestellt werden, dann können die einzelnen Baugruppen vereinfacht und zu einer Produktionslinie zusammengefasst werden. Dadurch können sowohl die Anlagenkosten gesenkt, als auch die Produktivität erhöht werden.

## **6.6 Bewertung der FPP-Technik**

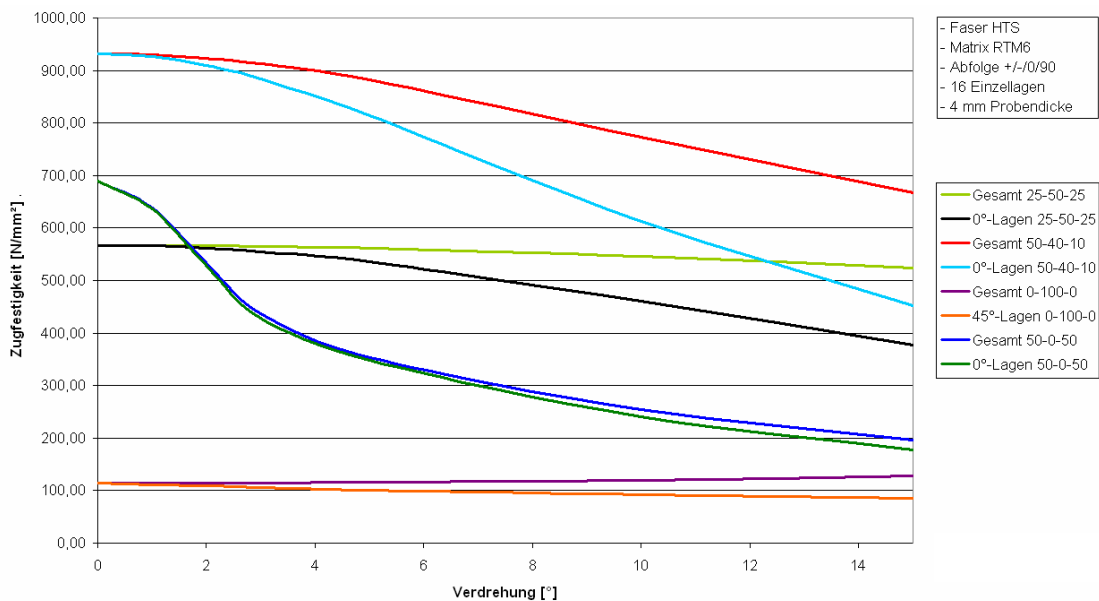
Um die Leistungsfähigkeit der FPP-Technik vergleichen zu können, wurde ein Versuchsprogramm mit Zug- und Druckproben durchgeführt. Die Versuche sollten darstellen, welche Vor- oder Nachteile durch die Verwendung von Binder, den Verzicht auf Vernähung und den Zuschnitt in Patchform zu erwarten sind. In Tabelle 4 ist dargestellt, wie die einzelnen Platten aufgebaut wurden.

	mit Binder	ohne Vernähung	Kurzfasern
vernähtes MAG	O	O	O
unvernähtes MAG	O	X	O
3D-TFP	X	O	O
FPP	X	X	X

**Tabelle 4: Versuchsprogramm zur Bestimmung der Einflussgrößen auf FPP-Lamine (X = vorhanden; O = nicht vorhanden)**

Für den Laminataufbau wurde eine quasiisotrope Stapelfolge gewählt, wie sie häufig für Multiaxialgelege Verwendung findet. Der Einfluss von Winkelfehlern bei der Faserablage und Ungenauigkeiten beim Probenzuschnitt ist bei quasiisotropen Probenmaterialien relativ gering. Die Ergebnisse der Prüfungen sollten daher möglichst unbelastet von versuchstechnischen Schwierigkeiten sein.

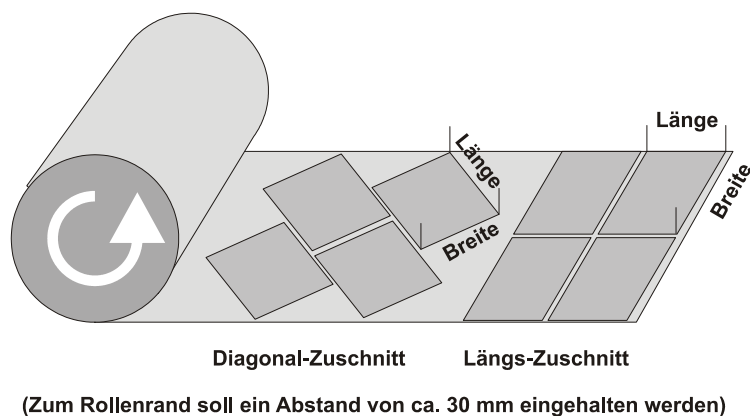
Abbildung 100 zeigt, wie sich Fehler beim Lagenaufbau und beim Zuschnitt von Probenplatten auf die Zugfestigkeit von Proben auswirken. Die Festigkeit verschiedener Laminataufbauten wurde mittels des Programms LAP (Version 3.0F) berechnet. Dabei wurde einerseits die Änderung des Kennwerts bei einer Verdrehung des gesamten Aufbaus und andererseits bei der Verdrehung einer einzelnen 0°-Lage überprüft.



**Abbildung 100: Einfluss von Winkelfehlern bei der Probenherstellung auf die Festigkeit der Proben**

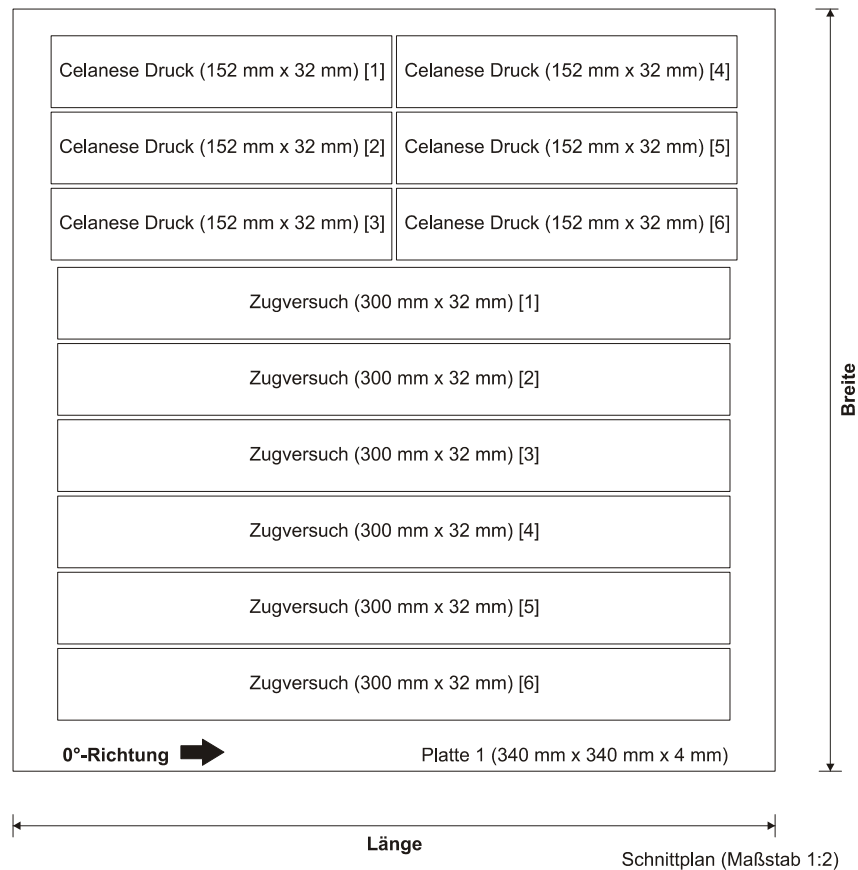
### 6.6.1 Vergleichsproben aus vernähtem Multiaxialgelege

Das Ausgangsmaterial für die erste Probenserie entspricht vom Aufbau her prinzipiell einem normalen Multiaxialgelege. Um dem Fasermaterial der FPP-Technik aber möglichst ähnlich zu sein, wurde ein Multiaxialgelege mit sehr niedrigem Flächengewicht und gespreizten Kohlenstofffasern benötigt. Die Firma Karl Mayer Malimo Textilmaschinenfabrik GmbH konnte ein solches Material auf einer neu entwickelten Multiaxialgelege-Maschine realisieren. Im Herstellungsprozess werden 12 k HTS-Fasern gespreizt und mit 50 %-Überlappung auf einer MAG-Maschine abgelegt. Danach durchläuft das Gelege eine Kettenwirkeinheit und wird mit einem PES-Nähfaden (50 dtex f 24 glatt) fixiert. Mayer Malimo lieferte ein  $\pm 45^\circ$ -Gelege, aus welchem quadratische Zuschnitte längs und diagonal entnommen wurden.



**Abbildung 101: Zuschnittentnahme aus der Gelegerolle mit Stapelfolge**

Diese Zuschnitte wurden entsprechend der quasiisotropen Stapelfolge abgelegt, mit RTM 6 Epoxidharz von Hexcel (Batch M 625133-4) im VA-Prozess (Abbildung 12) infiltriert und bei  $180^\circ\text{C}$  für zwei Stunden vernetzt. Anschließend wurde die Probenplatte entsprechend dem Zuschnittplan (Abbildung 102) in Probenform verarbeitet und geprüft.



**Abbildung 102: Zuschnittplan**

## 6.6.2 Vergleichsproben aus unvernähtem Multiaxialgelege

Die Realisierung eines quasiisotropen Laminates ohne jegliche Fixierung der Fasern in der Preform war eine besondere Herausforderung. Dieses Material entspricht theoretisch der Struktur von Prepreg und unterscheidet sich nur in der verwendeten Harzmatrix.

Die Firma Karl Mayer Malimo Textilmaschinenfabrik GmbH stellte ein spezielles  $-45^{\circ}/+45^{\circ}$ -Biaxialgelege aus gespreizten 12k-HTS-Rovings her, bei dem ein ca. 500 mm breiter Bereich in der Mitte der Gelegebahn unvernäht war. Dies wurde während des Produktionsprozesses durch Herausnahme der Wirknadeln erreicht. In einem ersten Versuch wurde dieses Material auf eine Standard-Transportrolle aufgewickelt. Beim Abwickeln zeigte sich allerdings, dass die unfixierten Faserlagen durch den Wickelprozess verschoben und beschädigt worden waren (siehe Abbildung 103).



**Abbildung 103: Durch Wickelvorgang und Transport beschädigtes Preformmaterial**

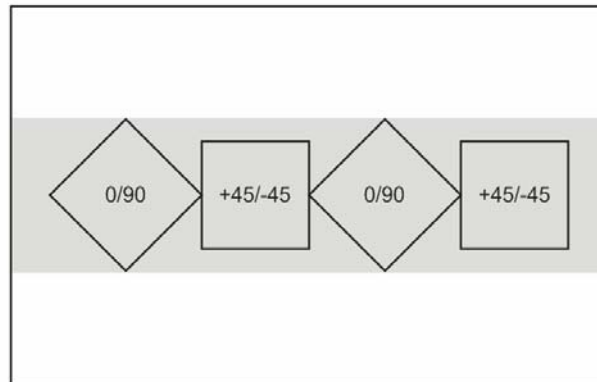
Da dies eventuell eine Verschlechterung der Prüfergebnisse zur Folge haben könnte, wurde eine weitere Charge hergestellt und flachliegend auf Holzplatten fixiert.



**Abbildung 104: Preformteppiche nach liegendem Transport**

Dabei wurde durch Kunststofffolien sichergestellt dass kein Holzstaub oder sonstige Verunreinigungen an die Gelege gelangen konnten. Aus dem

unvernähten Bereich der Gelegeteppiche wurden Zuschnitte in zwei verschiedenen Orientierungen entsprechend der Abbildung 105 genommen und quasiisotrop gestapelt.



Teppich mit unvernähter Spur (510 mm)  
Abmessungen: 1,27 m x 2 m

**Abbildung 105: Zuschnittplan für die Herstellung quasiisotroper Preforms**

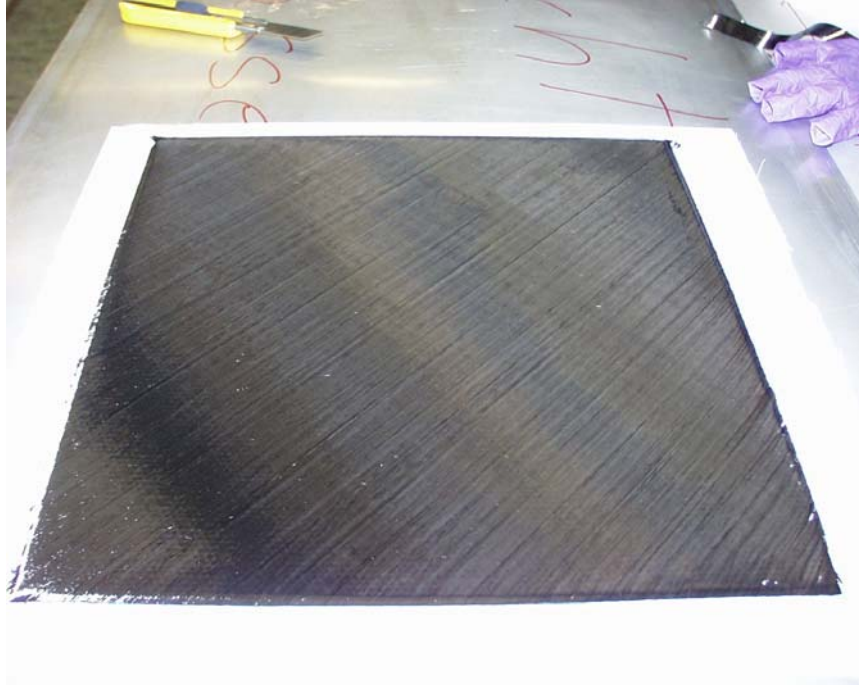
Die unfixierten Fasern waren sehr schwer zu handhaben. Aus diesem Grund musste eine Saug-Hebehilfe gebaut werden, die die losen Fasern mitsamt der Schutzfolie ansaugte und während des Zuschnitts festhielt. Integrierte Schneidleisten ermöglichten einen genauen und verzugsfreien Zuschnitt.



**Abbildung 106: Saug-Hebehilfe für den Zuschnitt der unfixierten Faserlagen**



Nach dem Entfernen der Schutzfolie konnte der Zuschnitt exakt platziert und abgelegt werden. Auf manuelle Korrekturen konnte weitgehend verzichtet werden.



**Abbildung 107: Preform aus unfixierten Faserlagen**

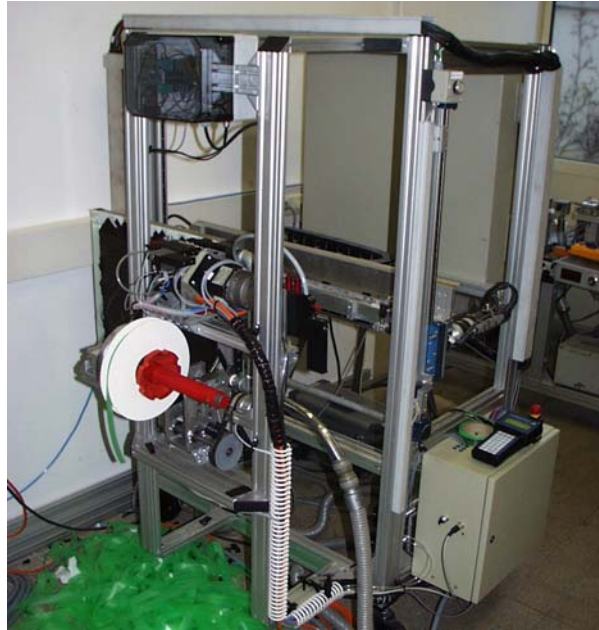
Einzelne Stellen des Materials wiesen Fertigungsfehler auf, bei denen die Rovings, wahrscheinlich durch einen übermäßigen Schlichteanteil, verklebt waren. Sie besaßen eine Eigenspannung, die unfixiert zu einer welligen Struktur führte. Dies ließ sich während des Stapelvorgangs nicht mehr korrigieren. Das Laminat wurde identisch zur den Platten aus vernähtem Multiaxialgelege aufgebaut, infiltriert und in Probenform verarbeitet.

### **6.6.3 Vergleichsproben aus 3D-TFP-Material**

Für die dritte Probenserie wurde ein unvernähtes, bebindertes Material benötigt. Dieses wurde von der Firma KSL Keilmann Sondermaschinenbau GmbH mit dem Prototypen einer 3D-Tailored-Fiber-Placement Maschine gefertigt. Die Anlage verarbeitete 24k HTS 5631 Rovings von Tenax zu 20 mm breit gespreizten Bändern. Diese wurden einseitig mit Vinnex LL 2319 Binder beschichtet und mittels einer geheizten Silikonwalze auf ein Trägerpapier aufgebügelt. Die einzelnen Rovingbahnen wurden lückenlos nebeneinander gelegt und schichtweise entsprechend dem Lagenplan der voran gegangenen Probenserien aufgebaut. Da das Flächengewicht der Einzellage mit dieser Methode geringer war (ca. 80 g/m<sup>2</sup>), als bei den von Mayer Malimo hergestellten Proben, wurden insgesamt 52 Einzellagen verwendet. Problematisch war, dass der Binder die Lagen nur ungenügend fixierte. Die Preform konnte nur liegend transportiert werden und war im unverpressten Zustand mit ca. 20 mm sehr dick. Sie wurde bei der EADS in Ottobrunn verarbeitet.

### **6.6.4 Proben aus FPP-Material**

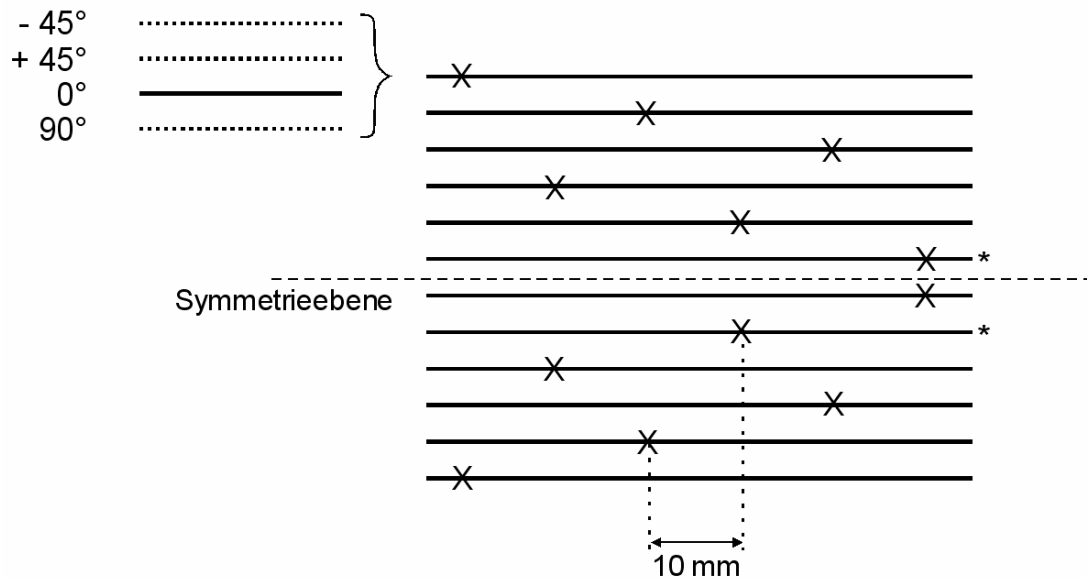
Das Probenmaterial für die vierte Probenserie wurde schließlich mit dem Prototypen der FPP-Anlage (siehe Abbildung 108) hergestellt. Da die Faserbandfertigung zum Zeitpunkt der Probenherstellung noch nicht betriebsbereit war, wurde auf ein vergleichbares, kommerziell verfügbares Faserbandmaterial zurückgegriffen. Die Firma Oxeon AB vertreibt unter der Produktbezeichnung TeXero gespreizte und einseitig bebinderte Faserbänder aus HTS 5631 Fasern. Es wurden 20 mm breite Bänder mit einem Flächengewicht von ca. 80 g/m<sup>2</sup> verwendet. Dies entspricht weitestgehend dem Fasermaterial der anderen Probenserien.



**Abbildung 108: Fiber-Patch-Preforming-Anlage während der Fertigung einer quasiisotropen Preform**

Die Faserbänder wurden mit dem Kupplungsschneidwerk in 60 mm lange Patches geschnitten, über das Vakuumfließband zur Legevorrichtung transportiert und dann mit dem Silikonstempel abgelegt. Der Silikonstempel wurde dabei auf 135 °C geheizt und nur ca. 0,2 Sekunden mit 1 bar auf die Oberfläche gepresst. Die Maschine legte eine 500 mm x 500 mm große Fläche ohne Überlappung mit Patches aus, wobei die Ablegetoleranz bei ca. +/- 3 mm lag.

Wie in Kapitel 6.4.5 besprochen, musste für die weiteren Lagen ein geeignetes Versatzmuster gewählt werden, um die bestmöglichen mechanischen Eigenschaften zu erhalten. Die Lagenabfolge wurde mit insgesamt 48 Einzellagen geplant, um eine Probendicke von ca. 4 mm zu erhalten, d. h. die Probe sollte 12 0°-Lagen beinhalten. Die Lagen sollten in ihrem Schnittmuster zur Mittelebene symmetrisch gelegt werden, wodurch nur 6 unterscheidbare 0°-Lagen übrig blieben. Die Schnittlinien konnten dabei um jeweils 10 mm versetzt angeordnet werden. Abbildung 109 zeigt schematisch die Anordnung der Schnittlinien in der FPP-Prüfprobe.



**Abbildung 109: Schnittmuster in der FPP-Prüfprobe (Schnitte mit X markiert, weggelassene Ebenen mit \* markiert)**

In den 45°- und 90°-Ebenen wurden die Schnitte in gleicher Weise angeordnet. Auf Grund von Materialknappheit beim Faserband wurde während der Probenherstellung entschieden auf 8 Einzellagen zu verzichten und die Probe insgesamt nur aus 40 Lagen aufzubauen.

Bei der Herstellung der FPP-Probe wurden weitere Rahmenbedingungen der Anlage getestet. Da die Methode für dreidimensional geformte Teile verwendet werden soll, muss sie unabhängig von der Schwerkraft sein, d. h. eine Preform muss lageunabhängig produziert werden können und muss während des gesamten Preformingprozesses mechanisch stabil sein. Aus diesem Grund wurde die Patch-Preform an einer senkrechten Fläche produziert. Die Fläche wurde zuvor mit einem Abreißgewebe überspannt, um später ein Ablösen der Preform für die Infiltration zu ermöglichen. Bei den ersten Stempelversuchen an einer so präparierten Fläche stellte sich heraus, dass die hohe Wärmeleitfähigkeit der Aluminiumgrundplatte unter dem Abreißgewebe Probleme bereitete. Der Silikonstempel kühlte bei Berührung der Oberfläche so schnell ab, dass der Binder nur ungenügend haftete. Durch einsetzen einer GFK-Platte zwischen dem Abreißgewebe und der Aluminiumplatte konnte der Wärmeverlust weitgehend reduziert werden und die Patches hafteten auf der Oberfläche.

Ein weiteres Problem waren die in Kapitel 6.5.1 erwähnten elektrischen Durchschläge des Silikonstempels. Um eine genügend hohe Heizleistung (ca. 200 Watt) mit dem Stempel zu erreichen wurde mit 230 V AC geheizt. Durch feine Risse in der Silikonoberfläche und den allgegenwärtigen Faserstaub kam es immer wieder zu Kurzschlüssen mit der Masse des Legeroboters. Kurzfristig konnten diese Probleme durch elektrische Isolation der Preform gelöst werden. Es wurde aber auch damit begonnen, eine Niedervolt-Variante des Legestempels zu entwickeln, um die elektrische Sicherheit der Anlage zu verbessern.

Nachdem die Preform fertig gestellt worden war, wurde sie von der Trägerplatte vorsichtig abgelöst und wie die Preforms aus den anderen Probenserien mit RTM 6 Harz in einem VAP Aufbau infiltriert.



**Abbildung 110: Infiltration der Fiber-Patch-Preform**

Während der Infiltration wurde der Harzfluss gemessen. Die Infiltrationsprotokolle der FPP-Probe zeigen ein normales Infiltrationsverhalten, wie es für andere Textile Preforms üblich ist.

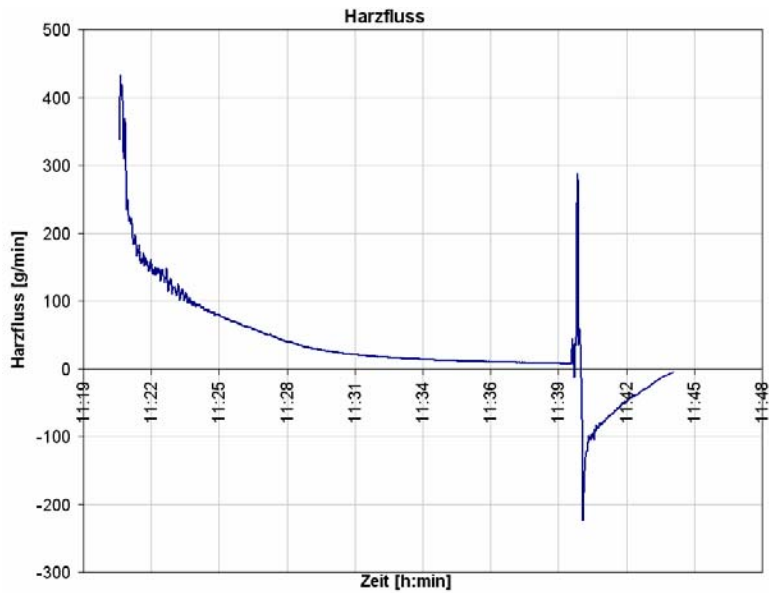


Abbildung 111: Infiltrationsdiagramm der FPP-Probe

## 6.7 Mechanische Prüfung

Die Probenplatten aus den vier Versuchsreihen wurden zunächst mittels Ultraschall auf Fehlerfreiheit untersucht.

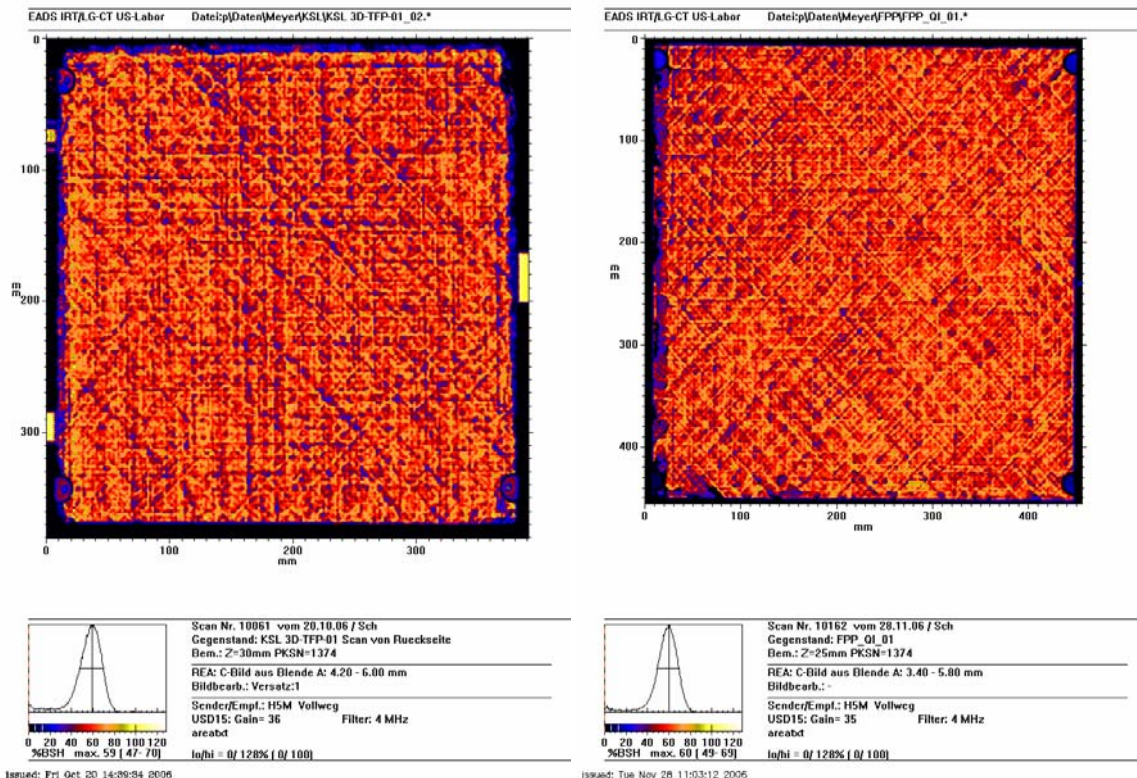


Abbildung 112: Ultraschall-Prüfprotokolle der 3D-TFP-Platte (links) und der FPP-Platte (rechts)

Erstaunlicherweise zeigten alle Probenplatten ähnliche Bilder, die mit Ultraschallbildern von normalen Multiaxialgelegeplatten vergleichbar waren. Insbesondere das Endlosfasermaterial der 3D-TFP-Platte und das Kurzfasermaterial der FPP-Platte zeigten keine Unterschiede sowohl in der grafischen Darstellung als auch im Ultraschall-Histogramm auf. D. h. die Störungen bzw. Schnittstellen bei der FPP-Technik können mittels Ultraschall nicht erkannt werden und es tritt keine Verschlechterung der akustischen Eigenschaften des Probenmaterials gegenüber den Endlosfasern auf. Die unruhige Struktur der Bilder lässt auf Dichteschwankungen in den Materialien schließen und scheint unabhängig von der gewählten Fertigungsmethode zu sein.

Nach dem Zuschnitt der Platten wurden die Proben nach AITM 1-0007 (Zugprüfung) und AITM 1-0008 MD (Druckprüfung) geprüft. Um die Kennwerte der mechanischen Prüfungen miteinander vergleichen zu können, mussten die jeweiligen Faservolumenanteile ermittelt werden.

<b>Preformtyp</b>	<b>Faservolumengehalt nach DIN EN 2564</b>
Malimo, vernäht	51,9
Malimo, unvernäht	58,4
3D-TFP	48,1
FPP	48,8

**Tabelle 5: Faservolumenanteile der verschiedenen Probenserien**

Tabelle 5 zeigt, dass der Faservolumenanteil bei dem unvernähten und unbedruckten Material mit 58,4 % am höchsten lag. Dort treten kaum Störungen in der Faserlage auf, die dem Harz einen größeren Raum im Verbundwerkstoff einräumen würden. Das vernähte Material hat den zweithöchsten Faservolumenanteil. Durch die Vernähung werden Filamentbündel eingeschnürt, es treten Lücken zwischen den Bündeln auf und die Dicke des Textils steigt, d. h. bei gleicher Filamentzahl im Querschnitt ist die vernähte Platte dicker und hat daher einen niedrigeren Faservolumenanteil. Die 3D-TFP- und die FPP-Platte haben die niedrigsten

Faservolumengehalte. Sowohl die KSL- als auch die Oxeon-Faserbänder haben Filamentbruch an den Oberflächen, der durch die Spreizung verursacht wurde. Diese querstehenden Filamente verhindern, dass sich zwei übereinander liegende Bänder zu einer dichtesten Packung anordnen können. Der größte Einfluss auf den Faservolumengehalt kann aber den Bindermaterialien zugeschrieben werden. Im Falle des Vinnex-Binders liegen zwischen den einzelnen Faserlagen kugelförmige Partikel mit einem Durchmesser bis zu 140 µm (siehe Abbildung 28), die bei der Infiltration formstabil bleiben, d. h. die Binderpartikel halten Zwischenräume offen, die nur mit Harz gefüllt werden können und der Faservolumengehalt sinkt. In zukünftigen Versuchen wird geprüft, ob sich der Faservolumengehalt durch eine Vorverdichtung der Preform bei 180 °C erhöhen lässt und ob die Preform dann noch infiltrierbar sein wird.

Die Ergebnisse der Zug- und Druckprüfungen wurden auf einen Faservolumengehalt von 50 % normiert.

Material	Zugfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]	Zug-E-Modul [kN/mm <sup>2</sup> ]
Malimo, vernäht	588,39 +/- 19,78	43,76 +/- 1,54
Malimo, unvernäht	563,24 +/- 10,82	39,85 +/- 1,26
3D-TFP	570,45 +/- 29,50	42,35 +/- 2,19
FPP	483,27 +/- 19,71	40,32 +/- 2,79

**Tabelle 6: Messergebnisse der Zugprüfungen**

Material	Druckfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]	Druck-E-Modul [kN/mm <sup>2</sup> ]
Malimo, vernäht	509,08 +/- 13,68	39,27 +/- 0,64
Malimo, unvernäht	461,32 +/- 31,90	38,68 +/- 1,68
3D-TFP	491,75 +/- 27,20	39,49 +/- 0,72
FPP	429,56 +/- 12,45	38,63 +/- 1,69

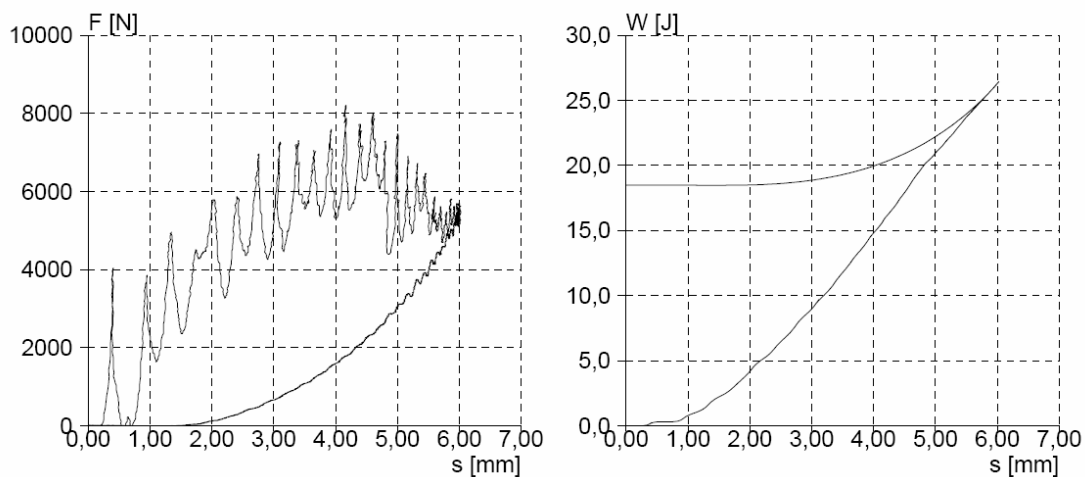
**Tabelle 7: Messergebnisse der Druckprüfungen**

Neben den Zug- und Druckprüfungen wurden auch Impactuntersuchungen bei Energien von 10 J, 20 J und 30 J durchgeführt. Dabei kam ein spezieller Prüfstand zum Einsatz, der Kraft, Weg und Zeit während eines Impacts



aufnehmen kann. Ein Piezo-Kraftaufnehmer ist dazu in die Aufnahme des Fallbolzens eingearbeitet und detektiert die Kraft, die dem Fallbolzen während des Eindringens in die Probenoberfläche entgegengesetzt wird. Der Bolzen ist an einem Fallschlitten befestigt, der mit verschiedenen Gewichten beladen werden kann und mit einem Heidenhain-Wegmesssystem ausgestattet ist. Dadurch kann neben der Kraft auch der Eindringweg des Fallbolzens in die Probenoberfläche gemessen werden. Beide Messsignale werden von einer Hochgeschwindigkeitsmesskarte aufgenommen und nach dem Impact gespeichert. Da der Fallschlitten an Schienen durch den Fallturm gleitet und dann auf die Probe trifft, geht ein Teil der Energie durch Reibung verloren. Dies wird durch die Steuerungssoftware des Prüfstandes korrigiert, indem die benötigte Fallhöhe um einen bestimmten Betrag erhöht wird. Die tatsächliche Impactenergie wird dann durch die Geschwindigkeit des Fallbolzens im Moment des Aufpralls berechnet.

Die Kraft- und Wegdaten ermöglichen, die aufgenommene Impactenergie zu berechnen. Dazu wird die Kraft über den Weg integriert und in einem neuen Diagramm als Arbeit über dem Weg aufgetragen.



**Abbildung 113: Kraft/Weg- und Arbeit/Weg-Diagramm einer 30 J-Impactprüfung an FPP-Material**

Abbildung 113 zeigt, dass das Kraftsignal von Schwingungen überlagert ist. Diese sind abhängig von der Probengeometrie, der Einspannung, dem Probenmaterial, der Fallbolzengeometrie und dem Impactgewicht. Der Fallbolzen wirkt mit seinem Kraftsensor wie ein Mikrofon, das alle

Schwingungen der Probenoberfläche aufnimmt. Da diese Schwingungen aber größtenteils harmonisch sind, werden sie durch die Integration ausgelöscht. In der Arbeit/Weg-Kurve laufen die Schwingungen dann auf der Kurve vor und zurück und sind nicht mehr sichtbar. Beide Diagramme erlauben eine Aussage über die aufgenommene Impactenergie und den elastisch zurück gefederten Anteil der Impactenergie. Während im Kraft/Weg-Diagramm die von der Kurve eingeschlossene Fläche der aufgenommenen Impactenergie entspricht, ist im Arbeit/Weg-Diagramm die im System vorhandene Energie zu jedem Wegpunkt ablesbar. Die Arbeit/Weg-Kurve erreicht nicht ganz den Betrag der aufgebrauchten Impactenergie, weil ein Teil der Energie während des Impacts in Wärme dissipiert wird. Die Differenz zwischen dem Maximum und dem Endpunkt der Kurve entspricht der elastisch zurückgefederten Energie, während die Differenz zwischen dem Endpunkt und dem Anfangspunkt die aufgenommene Impactenergie darstellt.

Neben der Auswertung der Impactprüfungen wurden die Schadensgrößen mittels Ultraschallmessung bestimmt und bei den Proben mit 20 J-Impacts die Restdruckfestigkeit (AITM 1-0010) bestimmt.

	normierte aufgebrachte Impactenergie [J]	normierte aufgenommene Impactenergie [J]	Schadensgröße [mm]	normierte Durchbiegung [mm]	normierte Restdruckfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]
Malimo, unvernäht	10	3,23 +/- 0,38	1050 +/- 50	2,74 +/- 0,03	---
	20	7,28 +/- 0,08	3845*	4,08 +/- 0,02	145,62*
	30	13,78 +/- 0,82	5262*	4,88 +/- 0,05	---
Malimo, vernäht	10	3,07 +/- 0,18	725 +/- 1	2,52 +/- 0,01	---
	20	6,46 +/- 0,16	1277 +/- 163	3,71 +/- 0,04	195,69 +/- 3,71
	30	15,61 +/- 0,18	1838 +/- 141	4,64 +/- 0,02	---
FPP	10	2,18 +/- 0,49	500 +/- 44	3,01 +/- 0,00	---
	20	9,52 +/- 0,37	800 +/- 63	4,71 +/- 0,02	198,35 +/- 8,96
	30	19,28 +/- 1,37	1078 +/- 120	6,29 +/- 0,44	---

**Tabelle 8: Messergebnisse der Impactprüfungen (Mittelwerte aus jeweils zwei Messungen, \* = Einzelmessung)**

## 6.8 Diskussion der Prüfergebnisse

In Abbildung 114 wurden die Zug- und Druckfestigkeiten gegenüber gestellt. Während bei den Zugfestigkeiten der ersten drei Probenreihen im Rahmen der Messgenauigkeit keine Unterschiede auszumachen sind, weicht die FPP-Probenreihe deutlich ab. Der Mittelwert der Zugfestigkeit liegt etwa bei 85 % der Zugfestigkeit der ungeschnittenen Materialien. Berücksichtigt man jedoch Formel 7 (siehe Kapitel 6.4.3), dann konnte man bei optimaler Faserlage nur eine Festigkeit von 80 % des UD-Kennwerts erwarten, weil von insgesamt 10 0°-Lagen nur maximal 8 an der schwächsten Stelle durchgehend waren. Der höhere Messwert lässt sich durch die Ableitungsgenauigkeit der FPP-Anlage erklären (siehe Kapitel 6.6.4). Die Patches wurden nur auf ca. +/- 3 mm genau positioniert, d. h. die Schnittlinien haben an der schwächsten Stelle mit hoher Wahrscheinlichkeit nicht genau übereinander gelegen und der Verbund konnte mehr Last tragen, als es bei einer exakten Positionierung möglich gewesen wäre.

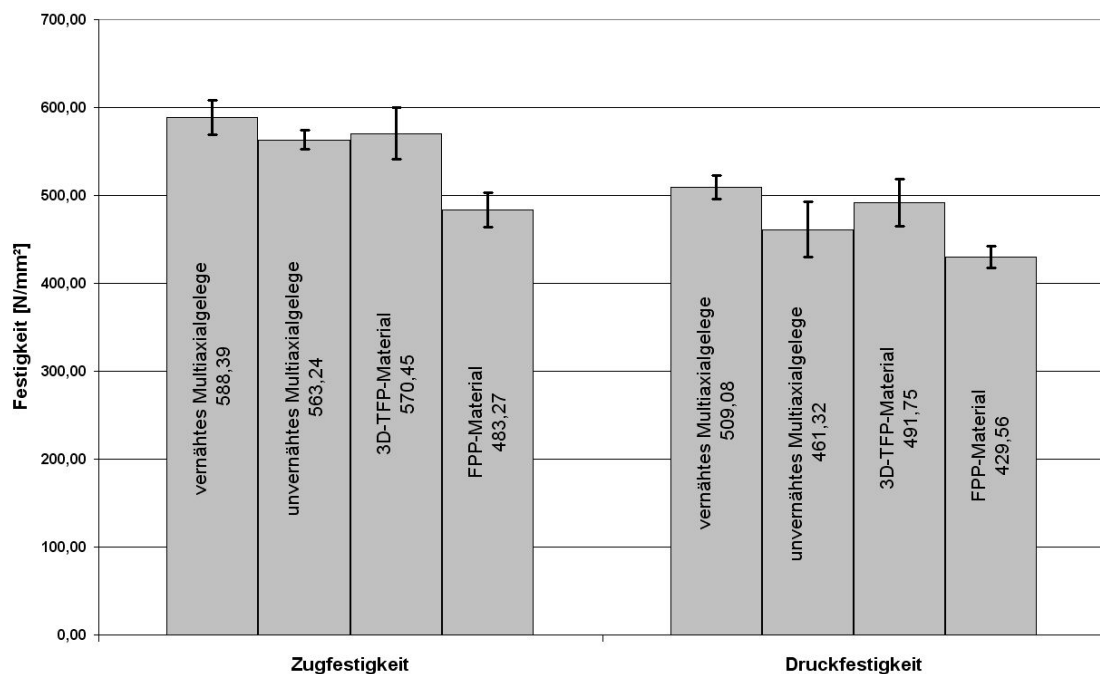


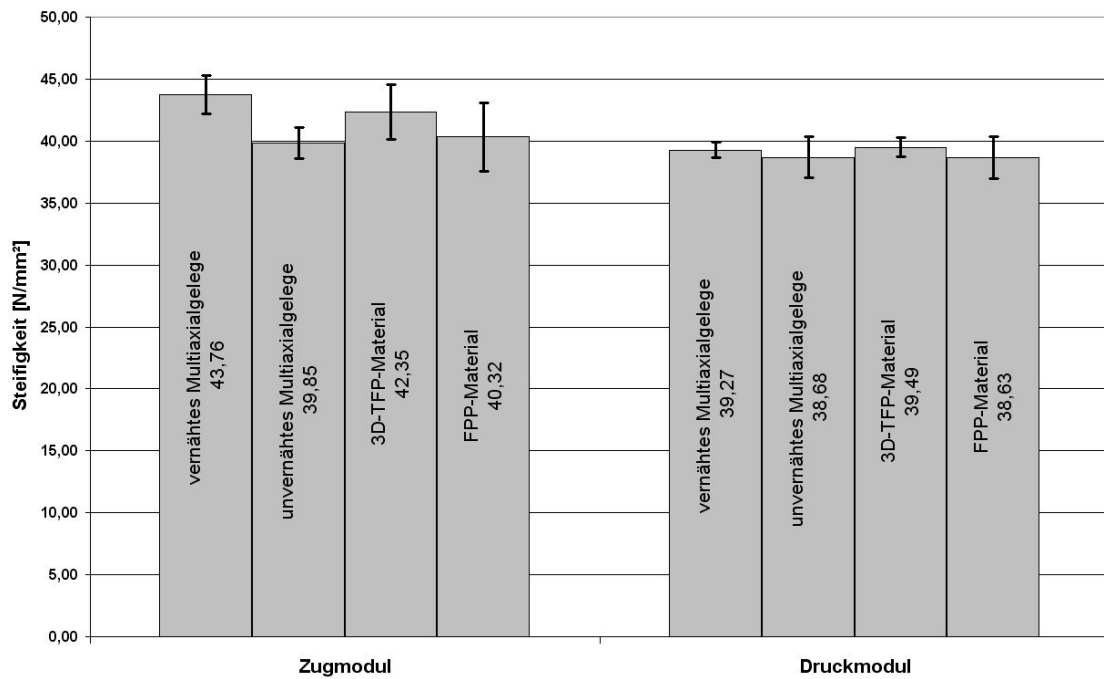
Abbildung 114: Zug- und Druckfestigkeiten der verschiedenen Probenreihen

Bei den Druckfestigkeiten zeigt sich ein ähnliches Bild. Die Messwerte der ersten drei Probenserien liegen sehr dicht beieinander. Bei dem Messwert des unvernähten MAG fällt auf, dass der Fehlerbereich größer als bei der Zugfestigkeit ist. Der Mittelwert der Messreihe wurde durch einzelne schwächere Proben nach unten verschoben. Möglicherweise wurde dieses Verhalten durch Lufteinschlüsse bei der Probenherstellung verursacht. Beim FPP-Material fällt wieder auf, dass der Messwert deutlich niedriger liegt als bei den anderen Probenserien. Der Unterschied beträgt etwa 13 %. Damit ähnelt das Verhalten den Beobachtungen bei der Zugfestigkeit.

Insgesamt scheint die Art der Faserfixierung kaum Auswirkungen auf die Festigkeitseigenschaften eines Laminates zu haben. Sowohl die Vernähung als auch die Binderfixierung führen zu ähnlichen Ergebnissen in der Zug- und Druckfestigkeit. Erstaunlich ist, dass beide Fixierungsvarianten im Rahmen der Messgenauigkeit sich nicht vom unfixierten Material unterscheiden bzw. dass deren Mittelwerte sogar geringfügig höher liegen. Eigentlich sollte das unfixierte Material die geringstmöglichen Störungen in der Faserlage und damit die höchstmögliche Festigkeit aufweisen. In Realität konnten die unfixierten Fasern jedoch leichter ihre Orientierung verlieren, als die vernähten oder bebinderten Probenmaterialien.

Die Messergebnisse zeigen, dass durch die Einbringung einer Drittpphase in den Verbundwerkstoff keine Festigkeitsverluste entstanden sind und dass die Materialkennwerte von Multiaxialgelege vergleichbar sind. Einzig der Unterschied Endlosfaser zu Patchform schlägt sich in der Festigkeit nieder.

Abbildung 115 zeigt den Vergleich der Steifigkeiten aller Probenserien. Bei den Zugmoduli fällt wieder die zweite Probenserie aus der Reihe. Ihr Messwert liegt geringfügig niedriger als beim vernähten MAG. Alle anderen Messwerte sind im Rahmen der Messgenauigkeit gleich.



**Abbildung 115: Zug- und Drucksteifigkeiten der verschiedenen Probenserien**

**Druckprüfung (AITM 1-0008 MD)**



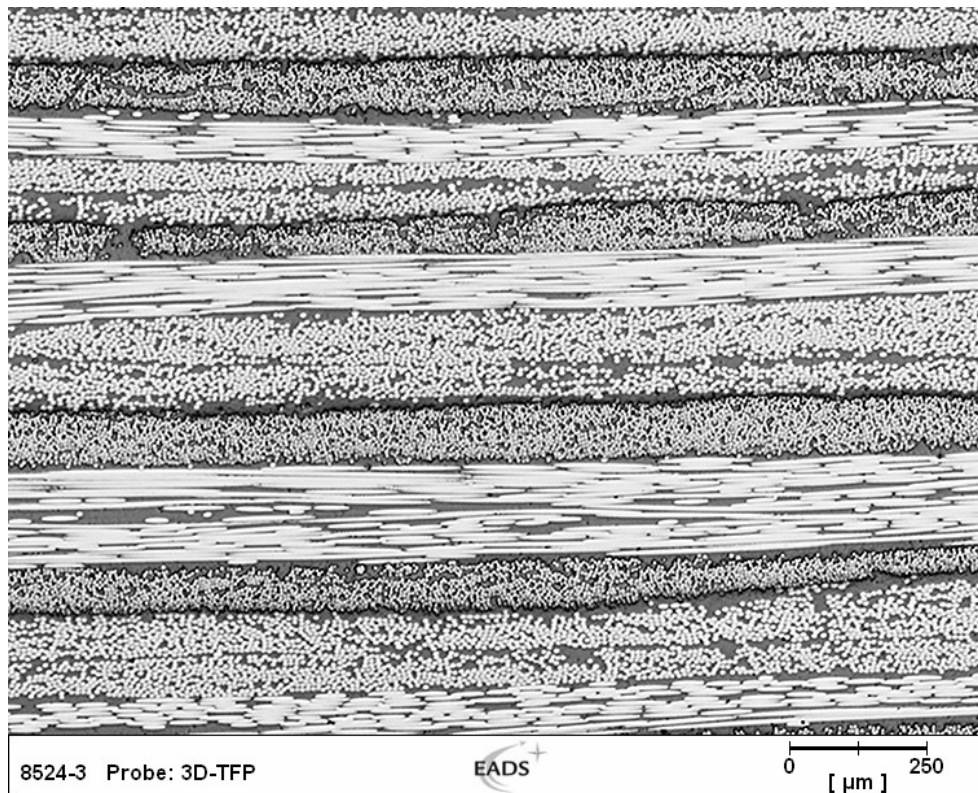
**Zugprüfung (AITM 1-0007)**



**Abbildung 116: Bruchbilder der FPP-Proben**

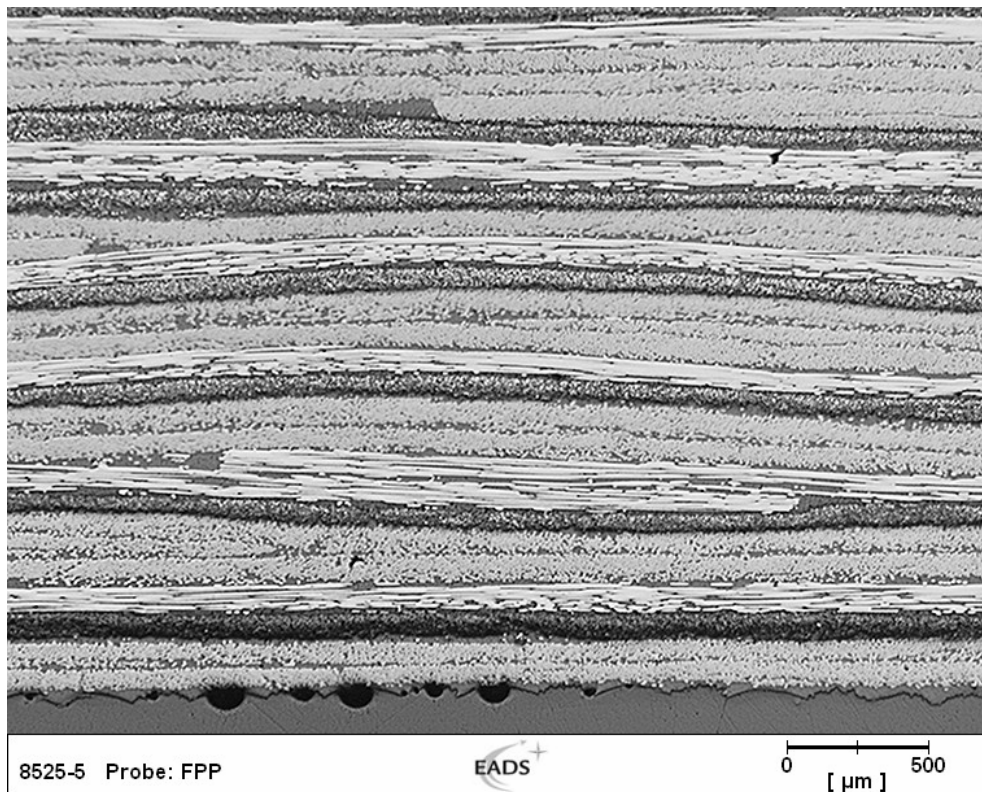
Abbildung 116 zeigt die Bruchbilder von FPP-Zug- und Druckproben. Man erkennt, dass die Brüche mittig im Prüfbereich erfolgt sind und durch eine Bruchebene verlaufen, d. h. es sind typische Faserbrüche aufgetreten, wie es auch bei Endlosfaserproben der Fall ist. Durch die Überlappungslänge und das Überlappungsmuster konnte ein Schubversagen wirksam verhindert werden.

An den Probenmaterialien wurden Querschliffe angefertigt, um den Aufbau der FFP-Proben nach der Infiltration beurteilen zu können. Auf den ersten Blick ähneln die FFP-Proben normalem Multiaxialgelege bzw. den binderfixierten Endlosfaserproben.



**Abbildung 117: Binderfixierte Endlosfaserprobe (3D-TFP-Probe)**

Abbildung 117 zeigt eine binderfixierte Probe. Auffällig sind die schmalen harzreichen Zonen zwischen den Einzellagen. Der Binder scheint wie gewünscht die Infiltrationswege offen gehalten zu haben. Jedoch ist dadurch ein niedriger Faservolumengehalt erreicht worden. In zukünftigen Experimenten wird versucht die Preforms vor der Infiltration in einem Vakuumentisch unter Temperatureinwirkung zu verpressen. Eventuell können die Binderpartikel dann abgeflacht werden und der Faservolumengehalt wird höher.



**Abbildung 118: FPP-Probe mit einer Überlappung von zwei 0°-Patches**

Betrachtet man die FPP-Proben genauer, dann erkennt man die Stoßkanten mit Überlappungen und Lücken. In Abbildung 118 erkennt man, wie eine Überlappung von zwei 0°-Patches durch die Vielzahl an Einzellagen ausgeglichen wird, so dass sie sich nicht auf die Oberfläche der Probe abbildet. Dadurch erklärt sich, dass die FPP-Probenplatte trotz der vielen Ablegeungenauigkeiten eine relativ glatte Oberfläche hatte.

Abbildung 119 zeigt die Schnittkante eines 0°-Patches im Verbund. Die Kante ist scharf begrenzt, d. h. die Fasern sind während der Infiltration durch die Harzfront nicht verschoben worden. Interessant ist auch, dass die 90°-Lage unter der 0°-Lage sich in die Harzansammlung in der Nähe der Schnittkante gedrückt hat. Bei Überlappungen zwischen 0°- und 45°-Lagen kann dies nicht auftreten, da die Fasern über die Schnittkantenstufe laufen. Eventuell haben 0/90-Aufbauten bzw. CAIO optimierten Preforms einen Vorteil gegenüber 0/45/90/-45-Aufbauten. Wenn zwei übereinander liegende Faserrichtungen senkrecht zueinander stehen, könnten sich die zwangsläufig auftretenden Harzansammlungen verkleinern lassen. Nachteilig ist jedoch, dass zwischen

solchen Lagen ein großer Steifigkeitssprung vorliegt. Bei Ebenenwechseln mit 45°-Sprüngen ist dieser Effekt geringer.

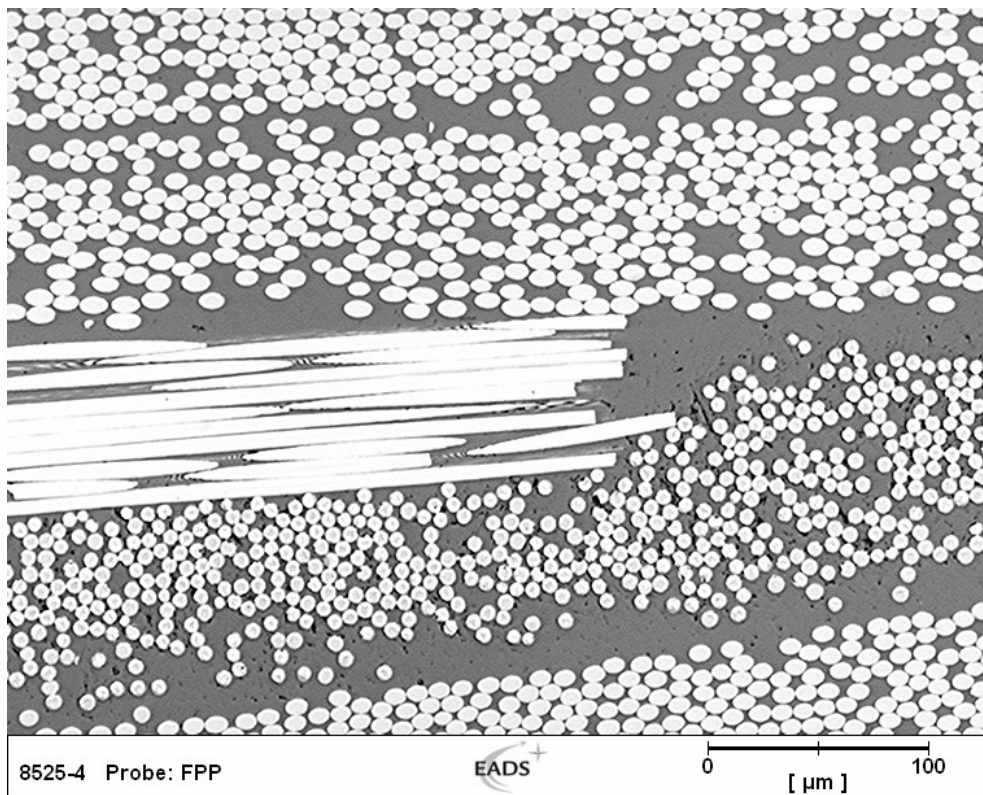


Abbildung 119: Schnittkante eines 0°-Patches in einer FFP-Probe

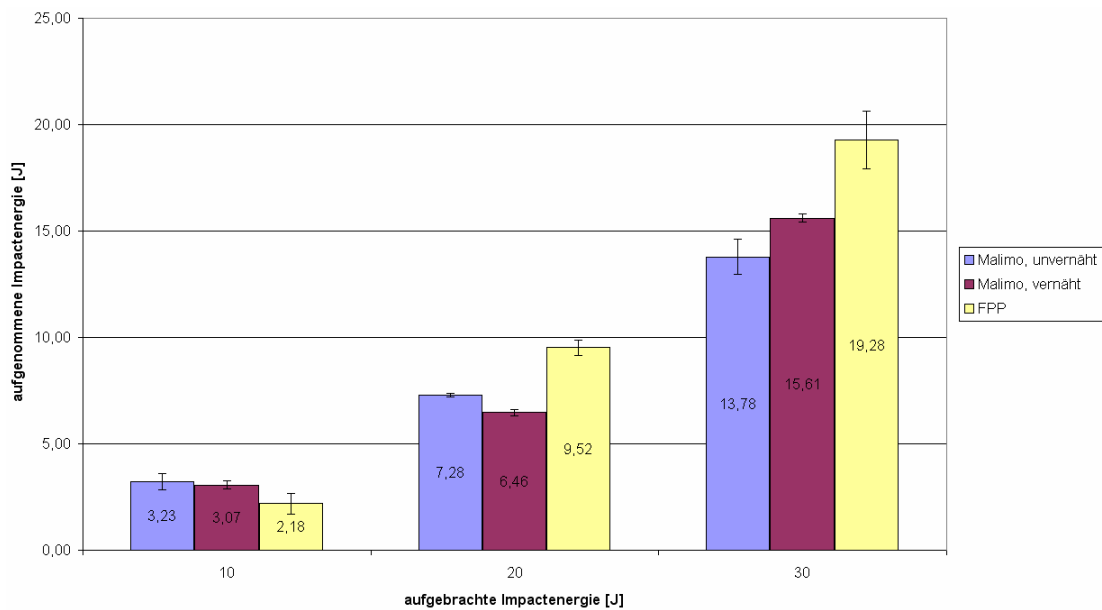
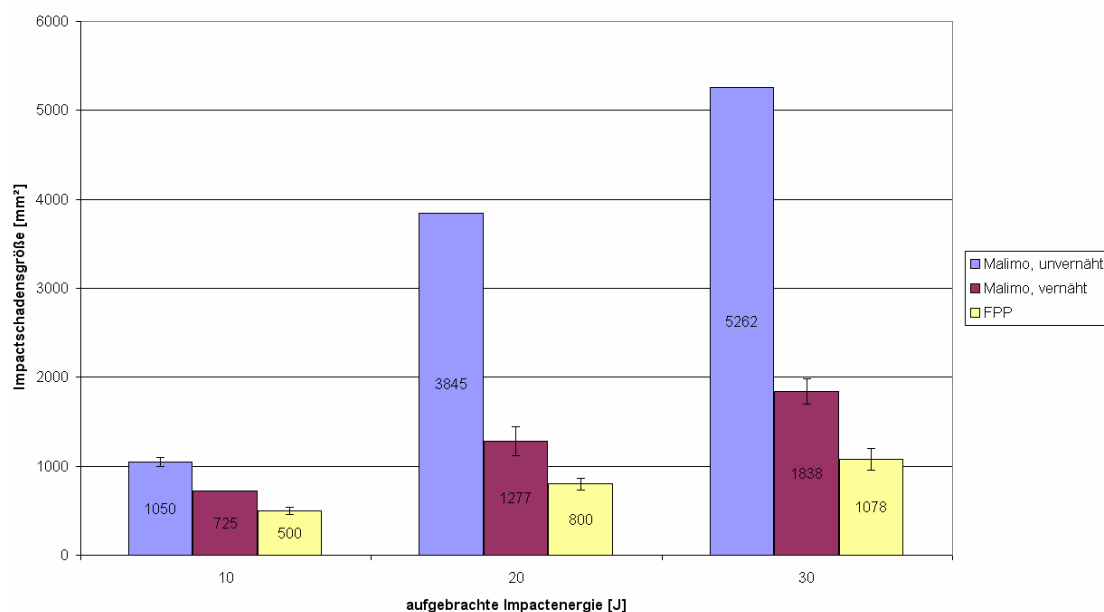


Abbildung 120: Normierte aufgenommene Impactenergie bei unterschiedlichen Impactenergiestufen (der Fehler ergibt sich aus der Mittelwertabweichung von jeweils zwei Einzelmessungen)



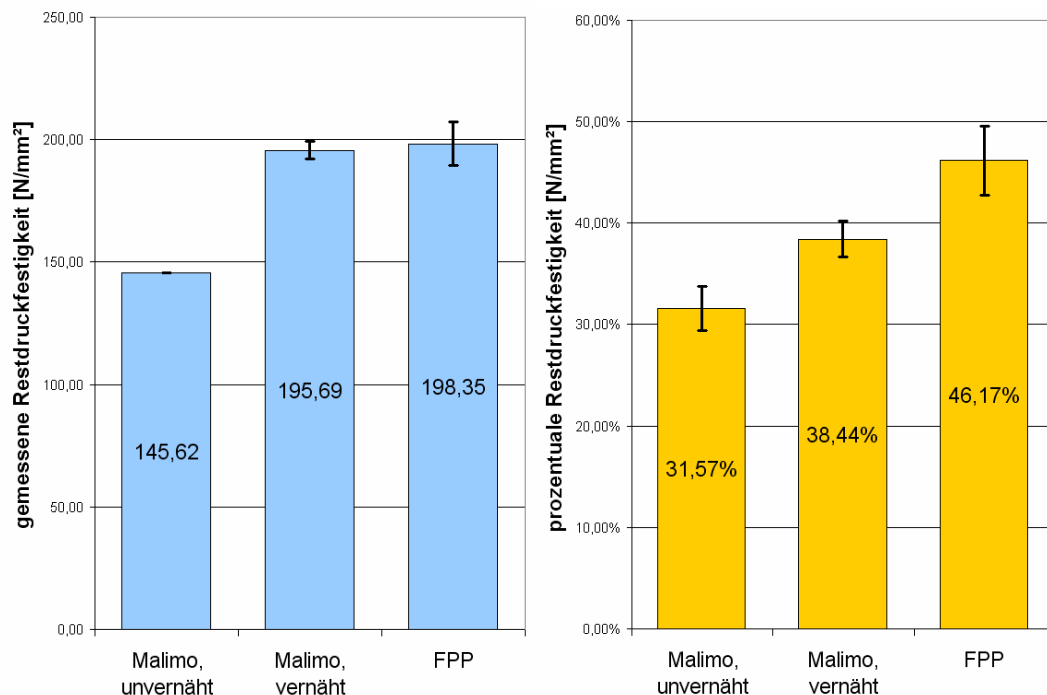
Zur Beurteilung des Impactverhaltens des FPP-Materials wurde die aufgenommene Impactenergie der aufgetragenen Impactenergie gegenübergestellt. Abbildung 120 zeigt, dass das FPP-Material mit zunehmender Impactenergie mehr Energie aufnimmt, als die Laminat aus Multiaxialgelege. Die Werte der aufgenommenen Impactenergie bei den vernähten und unvernähten Multiaxialgelegen liegen relativ dicht zusammen. Die Impactenergie wird hauptsächlich in Form der gebildeten Rissfläche aufgenommen, d. h. das FPP-Material muss bei 30 J die größte Rissfläche gebildet haben.



**Abbildung 121: Impactschadensgrößen in Abhängigkeit der Impactenergie (Mittelwerte aus zwei Messungen, \* = Einzelmessung)**

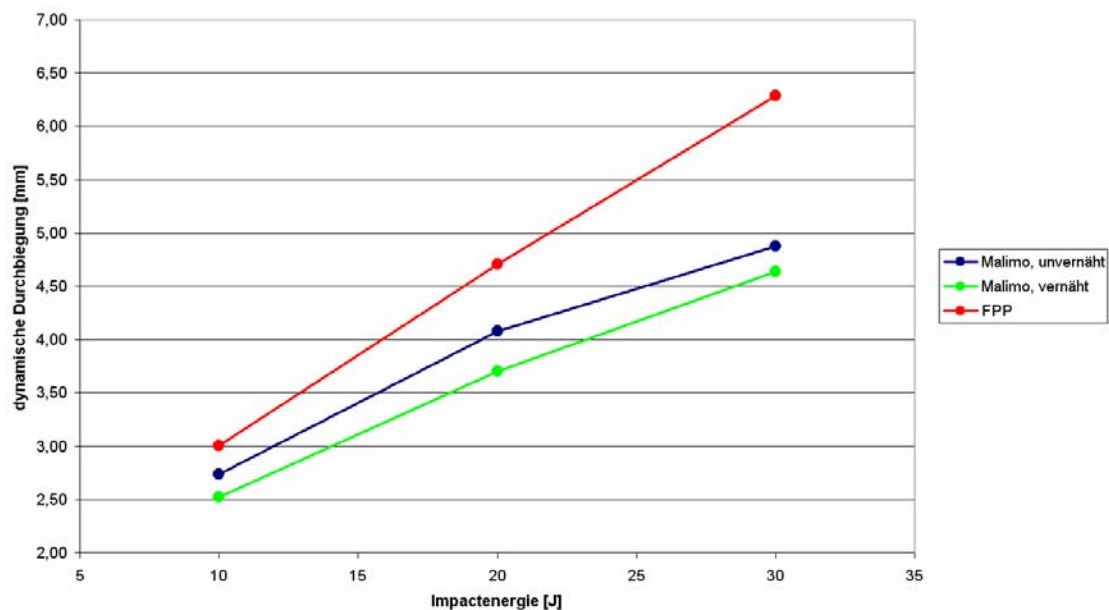
Abbildung 121 zeigt die mittels Ultraschall gemessenen Schadensgrößen. Dabei ist zu berücksichtigen, dass die Ultraschallmethode nur den Schatten einer Bruchfläche erkennen kann, d. h. die dreidimensionale Ausdehnung wird nicht erkannt. Mit den Informationen aus Abbildung 120 kann man aber auf die Geometrie des Schadens zurückschließen. Der Schaden im unvernähten Multiaxialgelege zeigt die größte Ausdehnung im Ultraschallbild, hat aber zu einer relativ geringen Energieaufnahme geführt und kann daher nicht über viele Ebenen verteilt sein. Es wird ein zweidimensionales Schadensbild mit einer großen interlaminaren Bruchfläche entstanden sein. Im vernähten Multiaxialgelege wurden die Risse durch die Nähfäden gestoppt

bzw. abgelenkt. Der Schaden kann sich daher über mehrere Laminatenebenen erstrecken und ist nicht in einer Delaminationsebene konzentriert. Das FPP-Material ist aus wesentlich dünneren Einzellagen aufgebaut (80 g/m<sup>2</sup> gegenüber 150 g/m<sup>2</sup> beim MAG) und die Lagen sind immer wieder durch die Schnittlinien der Patches unterbrochen. Dadurch kann ein Riss leicht von einer Ebene in die andere springen. Auf sehr begrenztem Raum wird so eine große Bruchfläche erzeugt und viel Energie aufgenommen.



**Abbildung 122: gemessene und prozentuale Restdruckfestigkeiten der Materialien nach einem 20 J-Impact**

Abbildung 122 zeigt die Ergebnisse aus der Prüfung der Restdruckfestigkeit. Da die Materialien schon im ungeschädigten Zustand eine unterschiedliche Druckfestigkeit haben, wurde auch die prozentuale Restdruckfestigkeit aufgetragen. Der große Delaminationsschaden der unvernähten Multiaxialgelegeprobe wirkt sich negativ auf die Restdruckfestigkeit aus. Durch die Vernähung erhöht sich der Wert um ca. 7%. Die FPP-Probe zeigt die höchste prozentuale Restdruckfestigkeit und liegt noch einmal um ca. 8 % höher als das vernähte MAG. Es zeigt sich, dass die Restdruckfestigkeiten mit der zweidimensionalen Ausdehnung des Schadens gekoppelt sind. Je kleiner die größte Delaminationsebene ist, desto höher ist die Restdruckfestigkeit. Die FPP-Probe hat gleichzeitig die höchste Energieaufnahme und die höchste Restdruckfestigkeit.

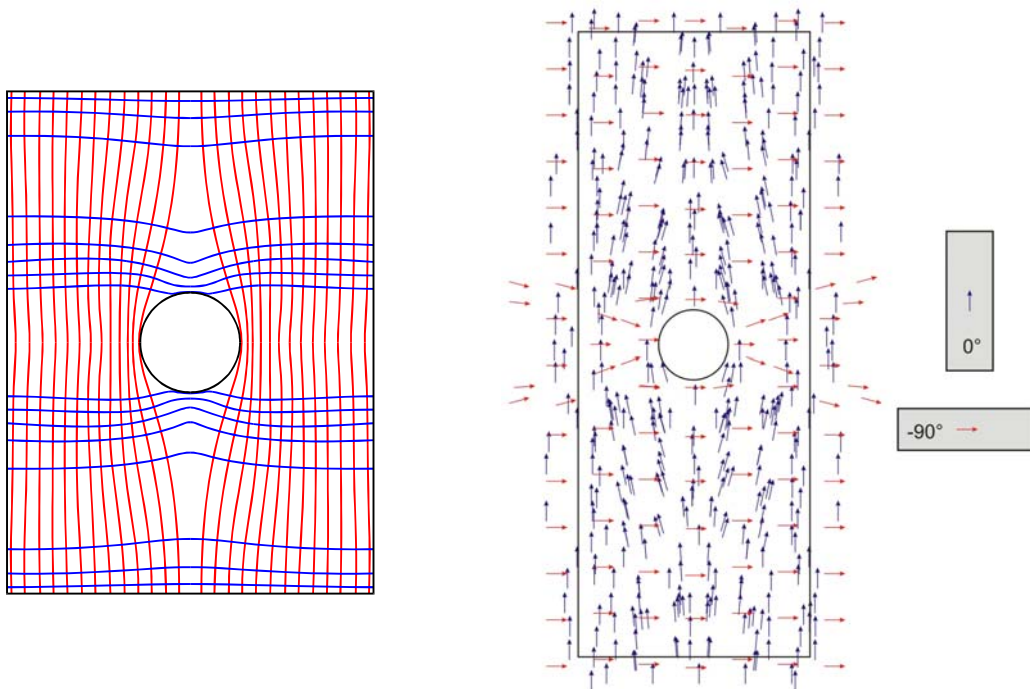


**Abbildung 123: Maximale dynamische Durchbiegung während der Impactbelastung (Mittelwerte aus zwei Messungen)**

In Abbildung 123 ist die maximale dynamische Durchbiegung während der Impactbelastung aufgetragen. Es zeigt sich, dass das FPP-Material die größte Durchbiegung erreicht, während das vernähte MAG die geringste Durchbiegung hat. Je fester die Einzellagen eines Laminates aneinander gekoppelt sind, desto biegesteifer wird die Platte. Die Vernähung des MAG sorgt für eine starke Kopplung der Laminatlagen, während beim FPP-Material die Lagen durch den Binder weicher aneinander gebunden sind. Die Zug- und Drucksteifigkeiten in der Laminebene sind dadurch allerdings kaum beeinflusst (vergleiche Abbildung 115).

## 6.9 CAIO auf dem Prüfstand

Nachdem die grundlegenden mechanischen Eigenschaften des FFP-Materials mit quasiisotropen Laminaten ermittelt wurden, wurde in einem weiteren Versuch die kraftflussgerechte Verlegung von Faserpatches getestet. Als Prüfgeometrie diente eine Platte mit Loch unter einachsiger Zug. Das Loch hatte einen Durchmesser von 30 mm und die Probenbreite betrug 100 mm.

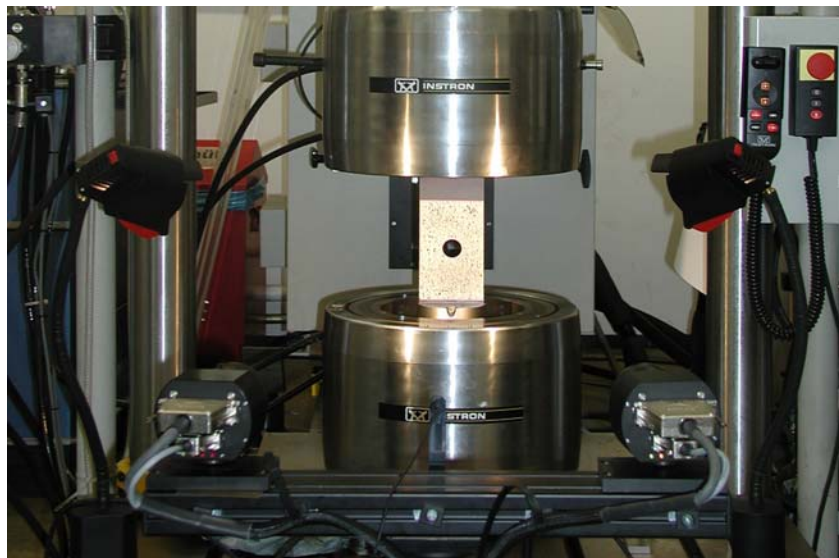


**Abbildung 124: Platte mit Loch unter einachsiger Zug mit CAIO-Faserstruktur (links) und Übersetzung dieser Faserstruktur in ein Patchmuster (rechts)**

Abbildung 124 (links) lässt erkennen, dass die optimierte Faserstruktur nicht zu einer homogenen Probenoberfläche führen kann, da Bereiche mit niedrigerer Faserdichte im VAP zwangsläufig dünner werden müssen. Eine inhomogene Dickenverteilung würde zu einer Lastumlagerung und zu einem dreiachsigen Spannungszustand führen, welcher wiederum nicht bei der CAIO-Berechnung vorgesehen war. Die Platte muss deshalb an dünnen Stellen mit zusätzlichen Fasern ausgestattet werden, die für die tragende Struktur nur eine untergeordnete Rolle spielen. Des Weiteren sind die Patches auf Grund ihrer Länge nicht in der Lage, die CAIO-Struktur genau abzubilden, d. h. für den Patchlegeplan ist eine Abstraktion notwendig.

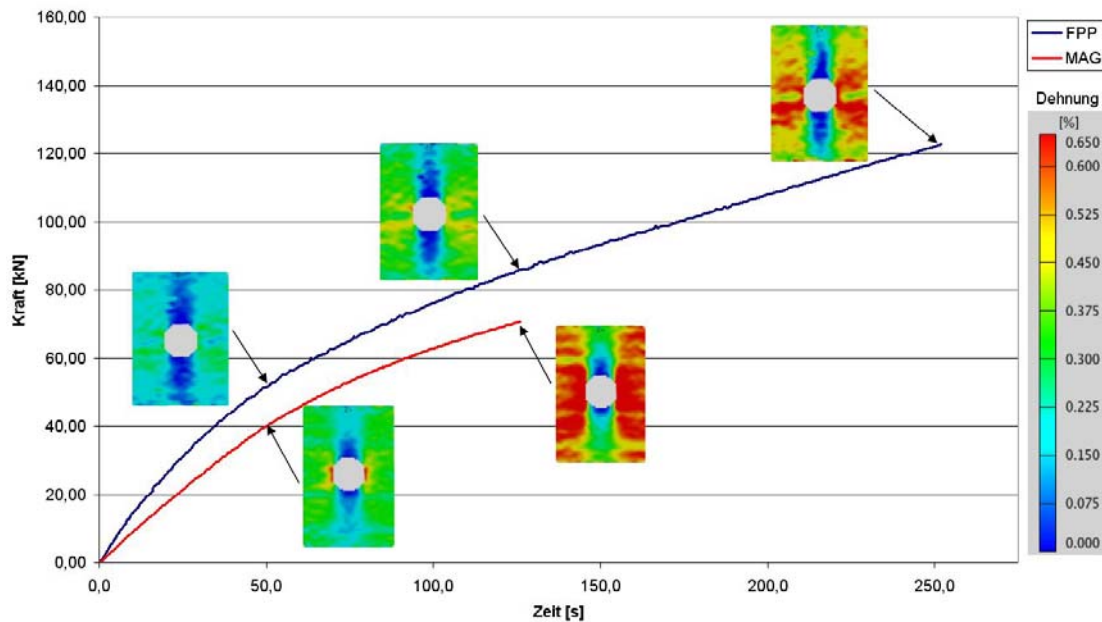
Zusätzlich müssen auch noch die Gestaltungsregeln aus Kapitel 6.4 beachtet werden. Um eine Probendicke von ca. 3 mm zu erreichen wurde ein Lagenaufbau mit insgesamt 30 Einzellagen gewählt, wovon 24 in 0°-Richtung und 6 in 90°-Richtung gelegt wurden. Abbildung 124 (rechts) zeigt die Patchmittelpunkte und Ausrichtungen in vektorieller Darstellung. Als Versatzgitter für die 0°-Lagen kam  $n = 12$  (vergleiche Abbildung 94) zum Einsatz.

Für einen direkten Vergleich wurde eine Platte aus 0/90-Standard-Biaxialgelege angefertigt  $[(0^\circ/90^\circ)_{4S}]$ . Beide Aufbauten wurden im VAP mit RTM 6 infiltriert. Anschließend wurden die Platten auf das Probenformat zugeschnitten und jeweils ein Loch gefräst.



**Abbildung 125: ARAMIS-Messaufbau für die Zugprüfung der Platte mit Loch**

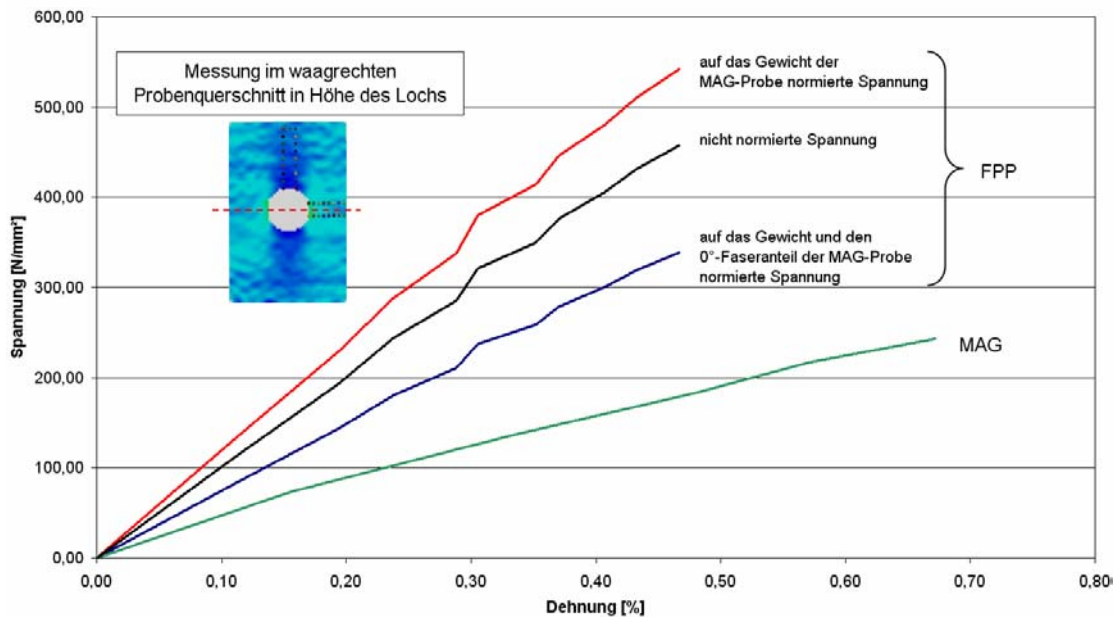
Die Dehnung der Probe wurde während der Zugbelastung mit einem optischen Verformungs-Messsystem aufgenommen. Das so genannte ARAMIS-System arbeitet mit zwei Videokameras, die Verschiebungen eines Punktmusters auf der Probenoberfläche beobachten. Durch den Vergleich der aufgenommenen Bilder untereinander, können Verschiebungen im Bereich weniger Mikrometer wahrgenommen werden. Diese werden von einer Software anschließend graphisch dargestellt. Es ist zudem möglich virtuelle Dehnmessstreifen in diese Bilder zu legen und somit die Dehnung der Probe in frei wählbaren Bereichen zu messen.



**Abbildung 126: Kraft-Zeit-Diagramm der Zugprüfungen mit Dehnungsdarstellung des ARAMIS-Systems**

Abbildung 126 zeigt das Ergebnis der Zugprüfung. Die MAG-Platte zeigt schon nach 50 Sekunden Dehnungslokalisationen am Lochrand. Bei 125 Sekunden sind diese Dehnungen bereits so groß, dass die Fasern brechen und die Platte versagt. Die FPP-Platte zeigt dagegen bei 50 Sekunden noch einen relativ homogenen Dehnungszustand. Zu dem Zeitpunkt an dem die MAG-Platte bereits versagt hat sind die Dehnungen am Lochrand immer noch niedrig. Erst bei der doppelten Prüfzeit versagt die FPP-Probe und hat immer noch nicht den Dehnungszustand der MAG-Probe erreicht. Die Bruchkraft liegt mit 122,6 [kN] bei der FPP-Probe deutlich höher als die 70,77 [kN] bei der MAG-Probe.

Da die Laminataufbauten der beiden Platten sich stark voneinander unterscheiden und auch die Dicken der Platten nicht gleich waren (FPP = 3,6 mm, MAG = 4,2 mm), wird die Kraft in Spannung umgerechnet und mit der mittleren Dehnung in der Bruchregion korreliert. Die mittlere Dehnung wurde über 8 virtuelle DMS im Querschnitt der Probe in Höhe des Lochs gemessen.

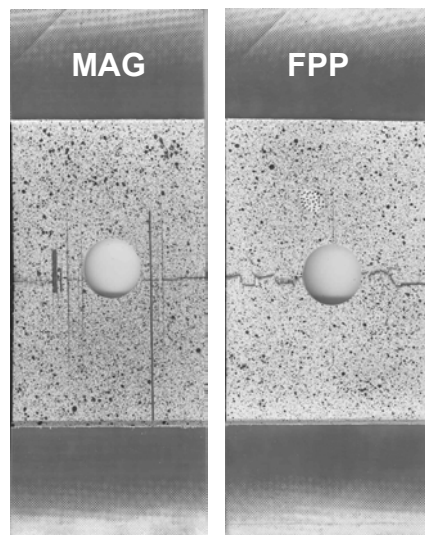


**Abbildung 127: Spannungs-Dehnungs-Diagramm der Lochplatten mit unterschiedlichen Normierungen**

Abbildung 127 zeigt, dass die lokale Bruchdehnung der FPP-Platte in Höhe des Lochs geringer ist, als bei der MAG-Platte, obwohl die Gesamtdehnung deutlich größer war. Die Dehnungen sind bei der optimierten Platte gleichmäßiger verteilt, so dass der kritische Bereich in Lochhöhe niedriger belastet wird. Die mittlere Bruchspannung der FPP-Platte in Höhe des Lochs lag mit 458 N/mm<sup>2</sup> fast doppelt so hoch wie die Bruchspannung der MAG-Platte mit 243 N/mm<sup>2</sup>. Dabei ist nicht berücksichtigt, dass das Flächengewicht der Platten unterschiedlich war. Normiert man das Gewicht der FPP-Probe auf das Gewicht der MAG-Probe, dann erhöht sich die Bruchspannung auf 542 N/mm<sup>2</sup>. Durch den unterschiedlichen Lagenaufbau hatte die FPP-Probe einen höheren Anteil an 0°-Faserlagen. Um den Einfluss der kraftflussgerechten Verlegung herauszuarbeiten, werden die 90°-Lagen vernachlässigt und der 0°-Faseranteil der FPP-Probe wird von 80 % auf 50 % reduziert, so dass rechnerisch die gleiche Anzahl 0°-Lagen vorhanden ist. Dadurch reduziert sich die Bruchfestigkeit auf 339 N/mm<sup>2</sup>, was immer noch einer Verbesserung um ca. 40 % gegenüber nicht ausgerichteten Fasern entspricht. Es ist zu berücksichtigen, dass die doppelte Normierung fehlerbehaftet ist und dass der prozentuale Wert für die Verbesserung durch die kraftflussgerechte Verlegung der Fasern nur einen Hinweis für die Leistungsfähigkeit der Methode gibt. Trotzdem zeigt das Experiment einen

deutlichen Vorteil gegenüber konventionellen Faserarchitekturen. Man darf dabei allerdings nicht vergessen, dass die FPP-Struktur nur auf einen Lastfall hin optimiert wurde. Bei einer Belastung in 90°-Richtung würde sich die MAG-Platte gleich verhalten, während die FPP-Probe den geänderten Lastfall nicht tragen könnte.

Einen interessanten Nebeneffekt zeigen die Bruchmuster der Proben nach der Prüfung. Während die MAG-Probe mit einer fast geraden Bruchlinie versagte und anschließend sehr biegeweich war, brach die FPP-Probe mit einer gezackten Linie. Im Querschnitt der FPP-Probe zeigt sich ebenfalls ein gezacktes Bruchmuster. Dadurch ist die Probe auch nach dem Bruch noch relativ biegesteif und zugfest. Das Bruchmuster sorgt für eine große Reibfläche und Verzahnung zwischen den Bruchhälften.



**Abbildung 128: Platten mit Loch nach der Zugprüfung**



## 7 Fertigungsstudie

Die FPP-Technik ist besonders für dünnwandige Bauteile mit komplexer Geometrie geeignet. Ebenso bietet sich die Verstärkung klassischer textiler Preforms an, weil durch den Einsatz geringer Fasermengen an hochbelasteten Stellen Spannungsspitzen abgebaut werden können. Viel versprechende Anwendungsgebiete sind z. B. die Verstärkung von Lochausschnitten, die Produktion von gekrümmten Verstärkungsprofilen und komplexe Bauteile wie Fenstertrichter.

Um zunächst einmal die Wirtschaftlichkeit der FPP-Technik abschätzen und Prozessparameter berechnen zu können, müssen einige Beziehungen aufgestellt werden. Besonders wichtige Kenngrößen sind der Faserdurchsatz und die Legezeit für eine bestimmte Preform. Der Faserdurchsatz ergibt sich beispielsweise durch das Gewicht eines einzelnen Patches und dem entsprechenden Legetakt. Das Patchgewicht lässt sich wiederum aus dem Titer des verwendeten Faserbandes und der Patchlänge bestimmen.

$$\text{Faserdurchsatz} = \text{Patchgewicht} \cdot \text{Legetakt} = \text{Fasertiter} \cdot \text{Patchlänge} \cdot \text{Legetakt}$$

### Formel 15: Faserdurchsatz

Die Legezeit für eine bestimmte Preform ergibt sich aus der Masse der Preform dividiert durch den Faserdurchsatz.

$$\text{Legezeit} = \frac{\text{Preformmasse}}{\text{Faserdurchsatz}} = \frac{\text{Preformmasse}}{\text{Fasertiter} \cdot \text{Patchlänge} \cdot \text{Legetakt}}$$

### Formel 16: Legezeit in Abhängigkeit der Preformmasse

Um die Legezeit auch anhand der geometrischen Abmessungen eines Bauteils bestimmen zu können, muss der Faservolumengehalt und das Laminatvolumen berücksichtigt werden.

$$\text{FVG} = \frac{\text{Faservolumen}}{\text{Laminatvolumen}} = \frac{\text{Preformmasse}}{\text{Faserdichte} \cdot \text{Laminatvolumen}}$$

### Formel 17: Faservolumengehalt

Löst man diese Beziehung nach der Preformmasse auf und setzt sie in die Formel für die Legezeit ein, dann kann man folgendes schreiben:

$$\text{Legezeit} = \frac{\text{FVG} \cdot \text{Faserdichte} \cdot \text{Laminatvolumen}}{\text{Fasertiter} \cdot \text{Patchlänge} \cdot \text{Legetakt}}$$

**Formel 18: Legezeit in Abhängigkeit des Laminatvolumens**

Bei einfachen Laminatgeometrien, wie z. B. einer ebenen Platte mit gleichmäßiger Dicke, kann man das Laminatvolumen durch die Plattenfläche multipliziert mit der Plattendicke ersetzen. Aus Formel 18 kann man erkennen, dass die Legezeit linear von der Größe der Preform abhängt und dass der Fasertiter, die Patchlänge und der Legetakt den gleichen Einfluss auf die Fertigungszeit haben. Eine Verdopplung der Patchlänge kann beispielsweise die Legezeit halbieren. In Kapitel 6.4 wurde aber schon gezeigt, dass die Patchlänge nicht frei definierbar ist und sich aus der Faserarchitektur der Preform ergibt. Der Legetakt ist stark abhängig vom Aufbau der FPP-Anlage und deren Freiheitsgrade. Grundsätzlich gilt, dass der maximale Legetakt der Beste ist, so lange die mechanische Belastung der Maschine nicht zu erhöhten Ausfallzeiten führt.

Der Fasertiter ist ebenfalls nicht frei wählbar, weil eine Erhöhung der Filamentzahl bei gleicher Patchfläche eine Erhöhung der Patchdicke bedeutet. Die Nachteile durch dicke Schichten wurden bereits in Kapitel 6.1.2 beschrieben. Hält man die Patchdicke konstant, dann muss sich die Spreizbreite erhöhen, weil die Patchlänge ebenfalls festgelegt ist. Die Breite eines Patches kann aber nicht beliebig erweitert werden, da außerhalb der Mittellinie einer Legebahn Winkelabweichungen auftreten und der Fehler an den Überlappungsstellen vergrößert wird. Deshalb können sehr breite Patches gekrümmten Krafftflusspfaden schlechter folgen. Die Größe der Patches hat noch eine unangenehme Auswirkung, da sie die Größe bzw. Masse des Legestempels bestimmt. Eine höhere Stempelmasse führt zu einer niedrigeren Taktrate, da die träge Masse der schnellen Bewegungsachsen erhöht wird.

Eine weitere interessante Größe ist die Zahl der Patchlagen. Sie lässt sich aus der Zahl aller Patches geteilt durch die Zahl der Patches pro Einzellege bestimmen.

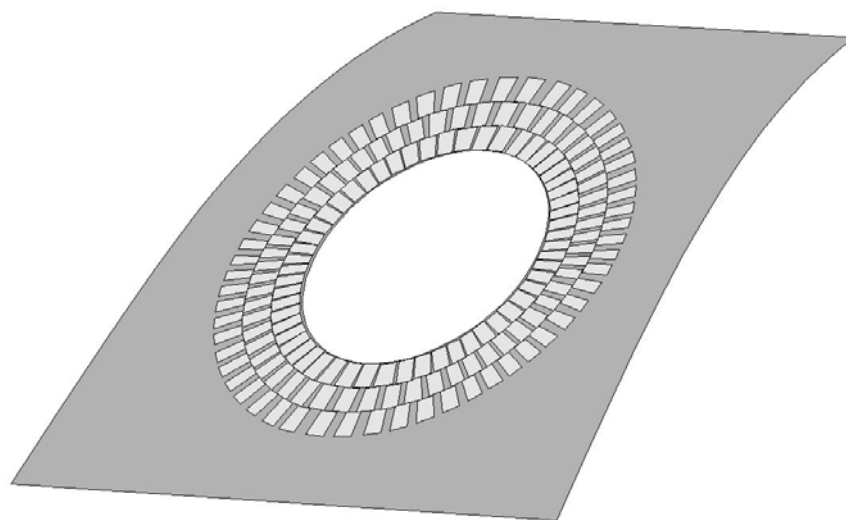
$$\text{Zahl der Lagen} = \frac{\text{Zahl aller Patches}}{\text{Zahl pro Einzellege}} = \frac{\text{Legezeit} \cdot \text{Legetakt}}{\left( \frac{\text{Laminatfläche}}{\text{Patchlänge} \cdot \text{Spreizbreite}} \right)}$$

$$\text{Zahl der Lagen} = \frac{\text{FVG} \cdot \text{Faserdichte} \cdot \text{Spreizbreite} \cdot \text{Laminatdicke}}{\text{Fasertiter}}$$

**Formel 19: Berechnung der Lagenzahl für ebene Platten mit gleichmäßiger Dicke**

Eine Verdopplung der Spreizbreite hat die gleichen Auswirkungen auf die Gesamtzahl der Lagen wie eine Halbierung des Fasertiters.

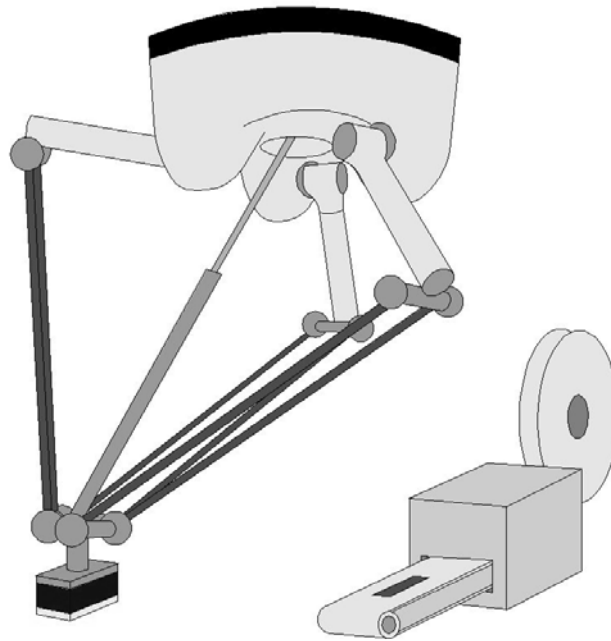
Anhand von verschiedenen Beispielen soll nun die Leistungsfähigkeit der FPP-Technik bestimmt werden. Lochverstärkungen können eindrucksvoll demonstrieren, wie Patches gezielt und schnell in ein Basismaterial eingebracht werden können. In einer leicht gekrümmten Oberfläche mit einem Krümmungsradius von 4 m befindet sich ein Ausschnitt für einen Mannlochdeckel. Der Ausschnitt soll elliptisch mit einer Länge von 0,6 m und einer Breite von 0,4 m sein. Verstärkende Patchlagen sollen rund um das Loch mit einer Breite von 20 cm aufgebracht werden.



**Abbildung 129: Skizze einer Patchverstärkung um einen elliptischen Lochausschnitt in einem schwach gekrümmten, dicken Laminat aus Multiaxialgelege**

Das Basismaterial soll ein 10 mm dickes Laminat aus Standard-Biaxialgelegen sein, welches auf Grund vieler verschiedener Belastungsfälle quasiisotrop aufgebaut wird. Bei einer angenommenen Gelegedicke von 0,5 mm ergeben sich ca. 20 Zuschnitte für das Basislaminat. Die Patchverstärkung wird zweckmäßig in die Ebenen zwischen den Gelegelagen eingebracht, da sie sich dort nicht einfach ablösen kann. Wenn das Material ohne Berücksichtigung von Schäftungswinkeln rund um das Loch um 30% aufgedickt werden soll, muss die Patchverstärkung insgesamt 3 mm Material aufbauen. Die Fläche der Verstärkung berechnet sich vereinfacht aus der Differenz der Außenumrandungsellipse und der Innenumrandungsellipse. Damit ergibt sich eine Fläche der Patchverstärkung von 0,75 m<sup>2</sup>. Es sollen 20 mm breite und 60 mm lange Patches aus 24 k-Kohlenstofffasern verwendet werden, d. h. der Fasertiter beträgt etwa 1.600 tex. Der Faservolumengehalt soll bei 60 % liegen, was einem in der Luftfahrt üblichen Wert entspricht.

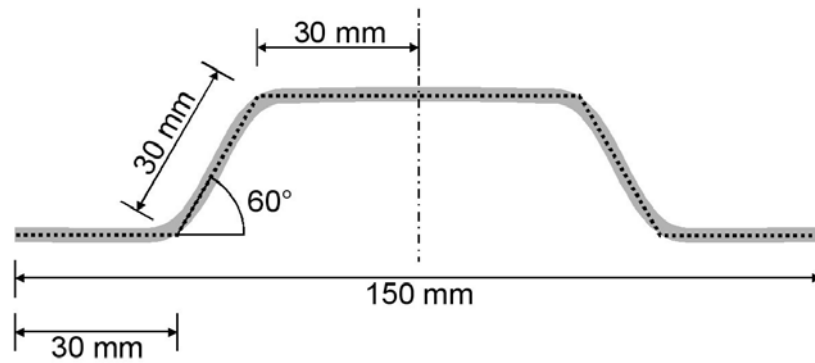
Nun stellt sich noch die Frage nach einem realistischen Legetakt. Für die Lochverstärkung ist eine FPP-Maschine in der Art der Prototypenanlage ungeeignet, weil diese Anlage am besten Patchbahnen mit einem bestimmten Winkel ablegt. Für die Lochverstärkung muss eine andere Legemechanik verwendet werden, da jeder Patch mit einer speziellen Position und einem anderen Winkel gesetzt werden muss. Eine so genannte Delta-Kinematik ist in der Lage ein leichtes Werkzeug in einem annähernd zylindrischen Bearbeitungsraum mit hoher Geschwindigkeit exakt zu positionieren. Die Komponenten und Prinzipien der Prototypenanlage werden bis auf den Legemechanismus alle auf diesen Anlagentyp übertragen. Eine realistische Taktrate liegt bei 1-2 Hz (für die Rechnung 1,5 Hz).



**Abbildung 130: Delta-Kinematik als Legevorrichtung in einer FFP-Anlage**

Damit stehen nun alle notwendigen Daten für die Berechnung der Legezeit zur Verfügung. Insgesamt kommt man auf eine Legezeit von 4,6 Stunden für 20 Patchlagen mit den genannten geometrischen Abmessungen, d. h. jede einzelne Verstärkungslage benötigt ca. 14 Minuten um auf einen Gelegezuschnitt aufgestempelt zu werden. Diese Zeit addiert sich aber nicht einfach zur normalen Preformingzeit, weil die Patchlagen auf dem Lagenstapel gestempelt werden können, während ein neuer Gelegezuschnitt in einer Schneidanlage angefertigt wird.

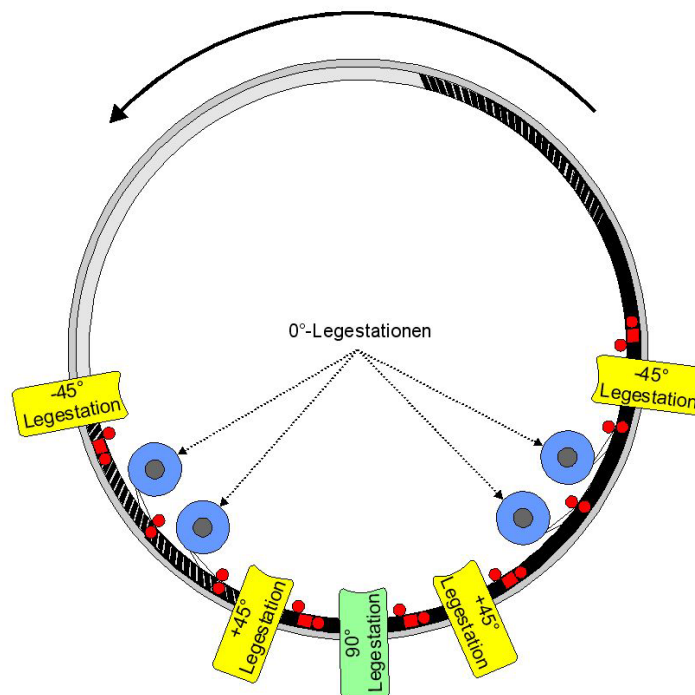
Als zweites Beispiel soll ein gekrümmtes Verstärkungsprofil betrachtet werden. Das Profil soll einen Krümmungsradius von 3 m und eine Länge von 5 m haben. Die Querschnittsgeometrie ist in Abbildung 131 dargestellt und die Dicke soll 4 mm betragen. Die gesamte Oberfläche der Preform beträgt etwa 0,9 m<sup>2</sup>. Das Bauteil soll diesmal ohne Basislaminat nur aus Patches aufgebaut werden. Da Verstärkungsfasern hauptsächlich in Profilrichtung benötigt werden, wird der Anteil der 0°-Lagen gegenüber den 90°-Lagen erhöht. Ca. 44% der Fasern verlaufen in 0°-Richtung, ebenso viele in +/-45°-Richtung und ca. 11% in 90°-Richtung.



Aufbau:  $(-45^\circ/0^\circ/0^\circ/+45^\circ/90^\circ/+45^\circ/0^\circ/0^\circ/-45^\circ)_5$

**Abbildung 131: Verstärkungsprofilquerschnitt mit Lagenaufbau**

Da nur wenige Ablegewinkel realisiert werden müssen, bietet sich auch hier eine Sonderanlage an, um möglichst hohe Produktionsgeschwindigkeiten zu erreichen.



**Abbildung 132: FPP-Anlage für die Produktion von gekrümmten Verstärkungsprofilen**

Abbildung 132 zeigt den ungewöhnlichen Aufbau dieser FPP-Anlage. Die Länge der Patches kann anhand der Profilgeometrie festgelegt werden, d. h. es treten keine Schnittlinien innerhalb der Preform auf. Die 90°-Patches werden 180 mm lang mit einer 90° Schnittlinie angefertigt und die 45°-Patches 255 mm lang mit einer 45° Schnittlinie. Ein ringförmiges Werkzeug dient der Aufnahme der Patches und bewegt sich durch mehrere Bearbeitungsstationen. Vier 0°-Stationen sind in der Anlage eingebaut und

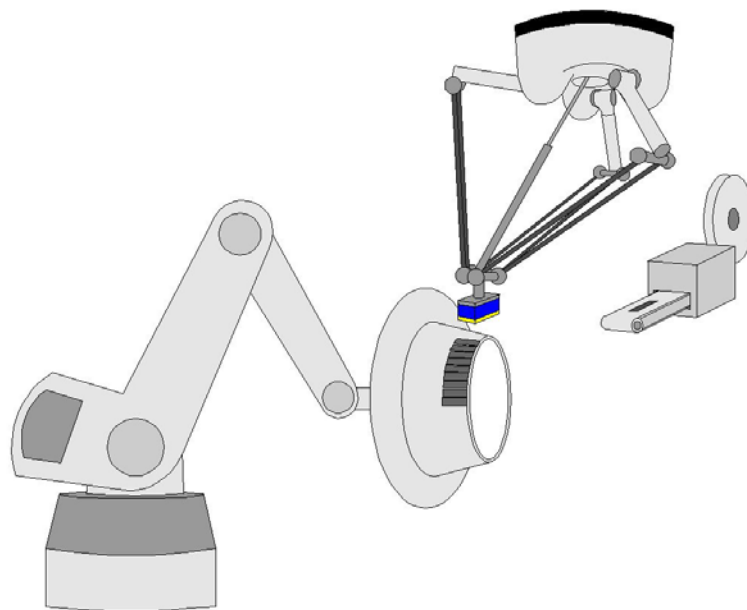
rollen bebinderte Faserbänder mit einer heißen Silikonwalze auf das Werkzeug. Jeweils zwei +45°- und zwei -45°-Stationen sind mit speziellen 45°-Schneidwerken mit konstanter Schnittlänge ausgestattet. Diese Patches werden mittig von einem heißen Silikonstempel auf das Werkzeug gepresst, so dass die Seiten noch nicht fixiert sind und frei bewegt werden können. In einem nachfolgenden Schritt werden die Seiten von heißen Silikonwalzen aufgebügelt. Die Aufbringung der 90°-Zuschnitte geschieht analog in einer eigenen Bearbeitungsstation.

Um die Geschwindigkeit einer solchen Anlage berechnen zu können, müssen verschiedene Annahmen getroffen werden. Es sollen wieder 24k-Faserbänder mit 20 mm Spreizbreite zum Einsatz kommen. Bei 45 Lagen kann der gewählte Aufbau mit einer Dicke von ca. 3,4 mm bei 60% Faservolumengehalt realisiert werden. Die Gesamtgeschwindigkeit der Anlage bemisst sich alleine an der 90°-Legeeinheit, da alle Stationen simultan arbeiten und dort der geringste Vorschub erreicht wird. Die Taktrate für eine Legeeinheit liegt deutlich höher als im zuvor genannten Beispiel, da die Bewegungsmechanik einfacher und leichter ist. Es wird ein Legetakt von 5 Hz angenommen. Das ringförmige Werkzeug muss 5 Umdrehungen machen, um jeweils vier Preforms in einem Arbeitsgang zu erzeugen. Danach wird der Ring zur Weiterverarbeitung der Preform aus der Anlage genommen und durch einen anderen Ring ersetzt. Der Vorschub des Rings im Preformingprozess ergibt sich aus der Faserbandbreite und dem Legetakt der 90°-Station, d. h. er dreht sich mit 100 mm/s und die 5 Umdrehungen sind nach weniger als 16 Minuten vollendet. Da vier Preforms in dieser Zeit erzeugt wurden, ergibt sich eine Produktionszeit von ca. 4 Minuten für eine Preform. Eine positive Zusatzoption bei dieser Methode ist, dass die Preform direkt auf dem Produktionswerkzeug infiltriert werden kann.



**Abbildung 133: Beispiel für eine Fenstertrichter-Preform**

Ein drittes Beispiel betrifft ein relativ komplexes Bauteil, das aber nicht strukturell belastet wird. Der so genannte Fenstertrichter (siehe Abbildung 133) befindet sich an der Innenseite der Passagierfenster in einem Flugzeug und ist stark dreidimensional geformt. Dieses Bauteil kann mit keiner der bisher vorgestellten Anlagen realisiert werden, da durch die stark gekrümmte Oberfläche nur ein beschränkter Zugang zum Werkzeug besteht. Auch in diesem Fall werden die Patches ohne Basisstruktur auf das Formwerkzeug gelegt.



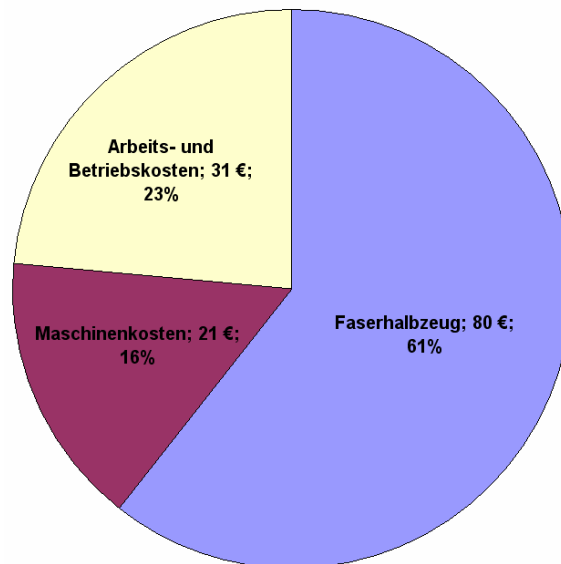
**Abbildung 134: FPP-Anlage für stark dreidimensional geformte Bauteile**



Eine Delta-Kinematik übernimmt wieder die Aufgabe, die Patches zu positionieren und zusätzlich wird das Formwerkzeug von einem 6-Achs-Industrieroboter gehalten. Dadurch kann das Werkzeug in eine günstige Position gedreht werden, wenn die Zugänglichkeit für die Delta-Kinematik eingeschränkt ist oder der Winkel der Oberfläche zum Legestempel zu steil wird. Da dieses Bauteil keine großen Lasten zu tragen hat, kann es sehr dünnwandig und mit niedrigem Faservolumengehalt gestaltet werden. Es muss allerdings auch verschiedene Lastfälle abdecken und wird daher mit örtlicher Quasiisotropie und homogener Dicke gestaltet. Um die Geschwindigkeitsrechnung zu vereinfachen wird ein Preformgesamtgewicht von 400 g in Formel 16 eingesetzt. Der Legetakt wird nur noch mit 1 Hz angenommen, da die Positionierung des 6-Achs-Roboters zusätzliche Zeit in Anspruch nimmt. Es werden wieder 24 k-Faserbänder und 60 mm lange Patches verwendet. Damit ergibt sich eine Produktionszeit von 1,2 Stunden pro Trichterpreform. Unter Berücksichtigung von Werkzeugwechselzeiten können dann im Dauerbetrieb ca. 16 Trichterpreforms pro Anlage und Tag hergestellt werden. Berücksichtigt man weitere Ausfallzeiten der Maschine durch Stempelwechsel und unvorhergesehene Defekte, dann kann man etwa 300 Produktionstage, d. h. 4.800 Trichterpreforms im Jahr annehmen. Eine Abschätzung der Anlagenkosten beläuft sich auf etwa 250.000 EUR und die Amortisationszeit wird mit 3 Jahren angesetzt. Wenn zusätzlich 50.000 EUR für Ersatzteile wie Legestempel und sonstige Leistungen berücksichtigt werden, dann müssen 300.000 EUR auf 14.400 Trichterpreforms umgelegt werden. Die Produktionskosten ohne Fasermaterial- und Arbeitskosten betragen daher ca. 21 EUR pro Preform.

Um die durch die Arbeitszeit entstehenden Kosten abzuschätzen, wird ein Stundenlohn von 80 EUR inkl. Betriebsnebenkosten angenommen. In einem 3-Schicht-Betrieb fallen dann ca. 2.500 EUR Arbeitskosten (inkl. Nachtzuschlag) pro Tag an. Ein Arbeiter kann allerdings mehr als eine Maschine gleichzeitig überwachen. Bei einem Parallelbetrieb von 5 FPP-Anlagen und Überwachung durch einen Arbeiter reduzieren sich die Arbeitskosten auf ca. 31 EUR pro Preform.

Die Materialkosten lassen sich leichter abschätzen. Momentan kosten 20 mm breit gespreizte und bebinderte Faserbänder ca. 200 EUR/kg (Preisstand Oxeon 2007). Für eine einzelne Preform ergeben sich daher Faserhalbzeugkosten von ca. 80 EUR.



**Abbildung 135: Kostenabschätzung für die Herstellung einer Fenstertrichterpreform mit der FFP-Methode**

Abbildung 135 lässt erkennen, dass momentan die Faserhalbzeugkosten den größten Anteil an den Preformkosten haben. Dies ist hauptsächlich durch die niedrige Geschwindigkeit der Bandfertigung bedingt. Weiterentwicklungen bei der Bandfertigung und der Ausbau der Produktionskapazitäten lassen zukünftig mit einer Reduktion der Halbzeugkosten rechnen. Im Vergleich zu anderen Preform-Fertigungsmethoden (MAG, Gewebe, Geflechte) wird bei der FFP-Technik sehr materialsparend gearbeitet, d. h. es entstehen keine unnötigen Kosten durch Verschnitt.

## 8 Zusammenfassung

Ausgehend von dem Ziel, die Faserspritztechnik für mechanisch anspruchsvollere Anwendungen verfügbar zu machen, wurden Versuche unternommen, Kohlenstofffasern in Form trockener Preforms zu spritzen. Diese Preforms sollten ohne Faltenbildung und mit möglichst geringem Faserabfall hergestellt werden können. Die Faserlänge sollte variierbar und die Faserorientierung einstellbar sein. Mit der Entwicklung des so genannten Kegelschneidwerks war es möglich, Kohlenstofffaserrovings mit hoher Geschwindigkeit zu schneiden und die Schnittlänge zwischen 20 und 80 mm im laufenden Betrieb einzustellen. Versuche, die so geschnittenen Fasern mit dem Pulverbinder Vinnex LL 2319 an einer Oberfläche anhaften zu lassen, waren nicht erfolgreich. Verschiedene Varianten das Binderpulver in den Prozess einzubringen scheiterten an der Staubexplosionsneigung und der niedrigen Wärmekapazität des Pulvers, welche eine genaue Temperatureinstellung in der kurzen Applikationszeit unmöglich machte. Neben der Binderproblematik war es nicht möglich, geschnittene Faserstücke gerichtet auf eine Oberfläche aufzubringen.

Unabhängig von den technischen Problemen bei der Realisierung dieser speziellen Faserspritztechnik wurden Infiltrationsversuche mit Preforms aus geschnittenen Fasern gemacht. Es zeigte sich, dass das dünnflüssige Polymer in den inhomogenen Preforms sowohl im RTM- als auch im VAP-Verfahren zu unkalkulierbaren Fließfronten führte, die Restluft einschlossen. Die RTM-Proben hatten lokal unterschiedliche Faservolumenanteile und die VAP-Proben eine stark wellige Oberfläche. Für die mechanische Prüfung wurden die VAP-Proben plan gefräst. Dabei zeigte sich, dass lokale Anisotropien der Preform in Verbindung mit dem heiß härtenden Harzsystem zu starken inneren Verspannungen des Materials führte. Die Festigkeiten des Materials lagen mit 35 % im Vergleich zu z. B. quasiisotrop aufgebauten MAG-Laminaten sehr niedrig. Eine gute Formtreue war nicht möglich, mechanische Kennwerte mussten die Inhomogenitäten des Materials berücksichtigen und die Infiltration bereitete schon bei einfachen

Geometrien Probleme. Zusätzlich zu der Binderproblematik führten diese Erkenntnisse schließlich zu einer Neuausrichtung des Arbeitsziels. Ursprünglich stand die kostengünstige Produktion von trockenen Kohlenstoffaserverforms im Vordergrund. Für die weitere Arbeit wurde die Materialqualität der Preforms hervorgehoben.

Mit der Fiber-Patch-Preforming Technologie wurde eine vollkommen neue Methode für die Fertigung von Kohlenstoffaserverforms entwickelt. Prinzipiell gliedert sich die Methode in folgende Arbeitsschritte auf:

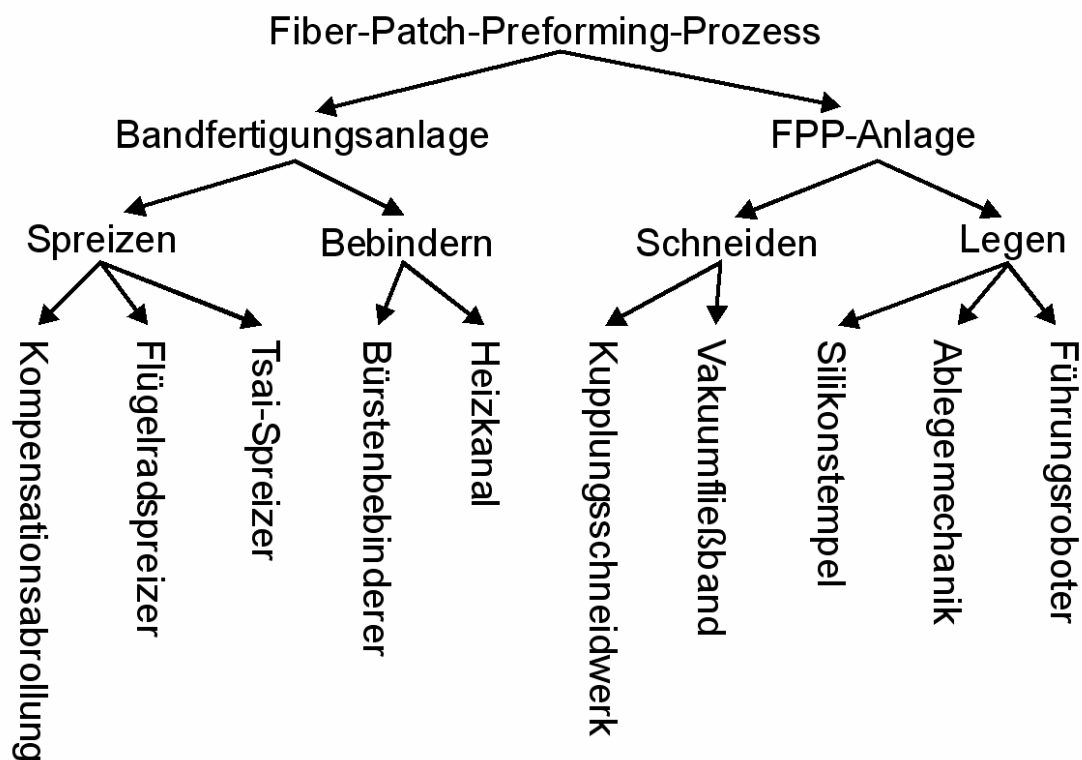


Abbildung 136: Prinzipschema der FPP-Methode

Die Bandfertigung wurde nach einer Reihe von Erkenntnissen mit verschiedenen Bebindevarianten in einen separaten Prozess transferiert. Für die Bandfertigung wurde eine so genannte Kompensationsabrollung entwickelt, die zu einer wesentlichen Verkleinerung der Anlage im Vergleich zu industriell üblichen Maschinen geführt hat. Die Abrollung war wichtig für die nachfolgende Spreizeinrichtung, da sie den Roving verdrehungs- und schwingungsfrei anlieferte. Für die Spreizung wurde ein so genannter Flügelradspreizer entwickelt, der rein mechanisch die

Filamente des Kohlenstofffaserrovings auseinander trieb. In Verbindung mit bekannten Spreizprinzipien wie z. B. der Fukui-Methode konnte eine sehr gute Spreizqualität erreicht werden. Mittels eines neu konstruierten Bürstenbebindeers konnten sehr geringe Pulvermengen homogen, einseitig auf das gespreizte Faserband aufgestreut werden. In einem nachfolgenden Heizkanal konnte der Binder definiert auf die Oberfläche angesintert werden. Danach wurde das Band auf Rollen aufgewickelt und für die Verwendung in der FPP-Anlage zwischengelagert.

Gespreizte Faserbänder konnten mit dem ersten Prototypen der FPP-Anlage zu Prüfplatten verarbeitet werden. Dazu wurden die Bänder mit dem so genannten Kupplungsschneidwerk in definiert lange Stücke geschnitten. Die Schnittlänge wurde per Computer eingestellt und war online frei variierbar. Für ein alternatives Schneidwerkskonzept mit einem Laser wurden umfassende Untersuchungen durchgeführt. Es zeigte sich, dass Nd:YAG-Laser besonders geeignet waren, um komplexe Schnitte an Kohlenstofffasern zu machen. Dabei kam der Laserschneidtechnik die geringe Materialdicke der gespreizten Kohlenstofffasern entgegen. Obwohl diese Zuschnittmethode viele Vorteile bezüglich des Verschleißes und der Variabilität hatte, wurde für den Prototypen der FPP-Anlage die Entscheidung zu Gunsten der kostengünstigeren mechanischen Variante getroffen.

Im Anschluss an das Faserschneidwerk wurden die Patches mit einem Vakuumfließband vereinzelt und berührungslos an eine Legevorrichtung übergeben. Das Herzstück der Legevorrichtung war ein neu entwickelter Ablegestempel. Aus verschiedenen Spezialsilikonem wurde ein sehr weicher und trotzdem mechanisch und thermisch stabiler Träger gebaut. Im Inneren des Stempels waren Ansaug- und Abblaskanäle integriert, die den leichten und filigranen Faserpatch aufnehmen und definiert ablegen konnten. In die Kontaktfläche war eine Kohlenstofffaserheizung integriert, die den Binder der Patches aufschmelzen konnte. Die Legevorrichtung wurde so konstruiert, dass sie in schnellem Takt die Faserstücke zu einer Preform zusammensetzen konnte. Dabei war der Winkel des Ablegekopfes über ein Keilwellensystem frei einstellbar.

In mehreren Versuchsreihen wurde das so erzeugte Material mit Multiaxialgelege verglichen. Um einen möglichen Einfluss der Fixierungsart auf die Materialfestigkeit festzustellen wurden zwei weitere Materialien in den Vergleich mit einbezogen. Eine komplett unfixierte Preform wurde mit einer Multiaxiallegemaschine erzeugt und eine binderfixierte Preform wurde mit einer neuen Tailored-Fiber-Placement Maschine aufgebaut. Der Vergleich dieser Materialien zeigte, dass die Art der Fixierung keinen messbaren Unterschied der Festigkeit zur Folge hatte. Nur die Patchform des FPP-Materials hatte einen Einfluss auf die Festigkeit. Bei dem in den Versuchen gewählten Aufbau konnte das FPP-Material eine Festigkeit von ca. 85 % des Endlosfasermaterials erreichen. Die Steifigkeit war bei allen Materialien im Rahmen der Messgenauigkeit ähnlich. Impactuntersuchungen zeigten eine positive Wirkung der Patchstruktur auf die Schadensgröße und die Restdruckfestigkeit. Zusätzlich zu einer erhöhten Energieaufnahme blieb die Ausdehnung des Schadens relativ klein.

In Kapitel 6.4 wurden verschiedene theoretische Ansätze gemacht, die Festigkeit der FPP-Materialien anhand der Fertigungsbedingungen vorherzusagen. Für das in den Experimenten verwendete Material wurde eine Festigkeit von 80 % des Endlosfasermaterials vorhergesagt. Die Abweichung von 5 % lässt sich mit der Ableitungsgenauigkeit der Prototyp-Anlage erklären. Leichte Ablegefehler wirken sich positiv auf die Festigkeit aus, da sie zu einer zusätzlichen Rissablenkung führen. Neben den Festigkeitsbetrachtungen wurden Gestaltungsrichtlinien für die Patchablage aufgestellt.

In Kapitel 6.9 wurde eine mittels CAIO berechnete Faserstruktur mit einem konventionellen Aufbau aus Multiaxialgelege verglichen. Die CAIO-Struktur zeigte bei dem gewählten Lastfall bei gleichem Gewicht eine mehr als doppelt so hohe Bruchfestigkeit. Durch die kraftflussgerechte Verlegung der Faserpatches konnte eine Homogenisierung des Spannungszustandes erreicht werden.

Eine Fertigungsstudie in Kapitel 7 zeigte am Beispiel von drei ausgewählten Strukturen (Lochverstärkung, Verstärkungsprofil, Fenstertrichter), wie die

FPP-Methode für die Herstellung von verschiedenen Preformtypen genutzt werden kann und wie die möglichen Faserdurchsätze oder Legezeiten berechnet werden können. Für einen 400 g schweren Fenstertrichter ergab sich eine Produktionskapazität von ca. 4.800 Bauteilen pro Jahr und Anlage. Eine Kostenabschätzung zeigte, dass die Maschinenkosten mit 21 EUR pro Preform nur knapp ein Viertel der Materialkosten betragen. Durch die verschnittfreie Produktion und den hohen Automatisierungsgrad scheint ein wirtschaftlicher Einsatz der Methode möglich zu sein.

## **9 Ausblick**

Die FPP-Technologie ist noch sehr neu und muss weiter erforscht und optimiert werden. Es steht eine Reihe von Maschinenkomponenten zur Verfügung, die für spezielle Aufgaben beliebig angepasst und kombiniert werden können. Anhand von bestimmten Versuchsbauteilen muss zukünftig die Wirtschaftlichkeit der Methode nachgewiesen werden. Weiterhin muss gezeigt werden, ob eine vollautomatische Fertigung realisiert werden kann. Bauteile mit relativ kleinen Dimensionen wie z. B. Fenstertrichter oder Spalttöpfe sind für die Anwendung dieser Technik besonders interessant und werden zukünftig auf ihre Fertigbarkeit geprüft. Für die Produktion von Verstärkungselementen wie Spanten und Stringer sind Fertigungskonzepte in der Planung, die nicht auf alle Freiheitsgrade der FPP-Technik angewiesen sind. Weiterhin wird an einen Einsatz in Kombination mit anderen Preforming-Methoden gedacht. So kann ein FPP-Roboter z. B. Löcher und Ausschnitte auf einer Multiaxialgelege-Preform gezielt mit zusätzlichen Fasern und optimierten Ablagemustern verstärken.

Neben diesen anwendungsnahen Zielen wird weiterhin an der Verbesserung der Einzelkomponenten gearbeitet. Es ist beabsichtigt, die Ablegegenauigkeit auf +/- 0,2 mm und die Taktrate auf 2 Hz zu erhöhen. Dies soll mittels einer Delta-Kinematik-Legevorrichtung geschehen.



**Abbildung 137: Delta-Kinematik-Roboter in der Solarzellenproduktion [MANZ]**

Dieser Robotertyp weist extrem hohe Geschwindigkeiten in Verbindung mit hoher Präzision auf. Der Legekopf wird dann nur noch aus dem Silikonstempel bestehen und die Patches sensorgestützt von einer örtlich fixierten Schneideinheit aufnehmen. Die Einstellung der räumlichen Position und des Drehwinkels der Patches ist dabei weitgehend frei.

Zusätzlich wird an Softwarelösungen für die automatische Generierung von Patcharchitekturen gearbeitet. In Kombination mit neuen FPP-Maschinen kann dann mit relativ geringem Aufwand und in sehr kurzer Zeit ein Bauteil von der Idee bis zum Prototyp erzeugt werden. Entwicklungen bei Rapid-Prototyping-Anlagen haben gezeigt, dass sogar Kleinserienfertigungen auf diesem Weg möglich sind, wenn die Maschinen in entsprechender Stückzahl hergestellt werden und damit kostengünstiger werden.



## 10 Literaturverzeichnis

- [APL06] Aplicator Systems AB, "P4 Technology", Internetinformation
- [ATK01] P.W. Atkins „Physikalische Chemie“, Wiley-VCH Verlag, 2001
- [BAD79] M.G. Bader, T.W. Chou, J.J. Quigley "On the Strength of Discontinuous Fibre Composites with Polymeric", New Dev. Appl. Composites, Proc. Symp. 1978 (publ. 1979), 127-138
- [BAU91] A. Baumgartner, S. Burkhardt, C. Mattheck "The Kill Option: A Powerful Method to Prepare Engineering Low-Weight Design Proposals", Proceedings of the Int. Conf. of Materials 6 (ICM6), Kyoto, Japan, July 28 – Aug. 2nd, 1991
- [BIO05] BMBF Verbundprojekt "Biotex – Bionische Gestaltung und textile Fertigungsverfahren zur kostengünstigen Herstellung optimierter Faserverbundstrukturen", Projektantrag, 2005
- [BOH96] M. Bohnet "Heißgasentstaubung mit Zyklonen", VDI Berichte Nr. 1290, 1996
- [BRO98] L. Brooke, "Making composites cost-effective – ACC P4 Process", Automotive Industries, 1998
- [CRO97] P.J. Crothers, K. Drechsler, D. Feltin, I. Herzberg, T. Kruckenberg "Tailored Fibre Placement to minimise Stress Concentrations" Composites Part A 28A, 619-625, Elsevier, 1997
- [DAI98] DaimlerChrysler "Verfahren zur Halbzeug- und Endbearbeitung von faserverstärkten Kunststoffen", Technischer Bericht: FT4/T2-1998-002
- [DAW06] D. Dawson, "Rapid Fiber Preforming on a Large Scale", Composites Technology, 2006

- [ELI81] H.G. Elias „Makromoleküle“, 4. Auflage, Hüthig & Wepf Verlag, 1981
- [FLE94] T. Flemming "Vergleich der mechanischen Eigenschaften und des Umformverhaltens zwischen gerichteten kurz- und langfaserverstärkten Thermoplasten", Dissertation, TU München, 1994
- [FLE95] M.Flemming, G.Ziegmann, S.Roth "Faserverbundbauweisen – Fasern und Matrices", Springer-Verlag, 1995
- [FLE99] M.Flemming, G.Ziegmann, S.Roth "Faserverbundbauweisen – Fertigungsverfahren mit duroplastischer Matrix", Springer-Verlag, 1999
- [GÖT00] K. Götz "Die innere Optimierung der Bäume als Vorbild für technische Faserverbunde – eine lokale Approximation", Dissertation, Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, 2000
- [GRI20] A.A. Griffith: Philos. Trans. Roy. Soc. 221A, 1920, 163-198
- [HAL03] R. Hale, K. Schueler, K. Lim „Object-oriented Design and Analysis Tools for Fiber Steered Composites“, Journal of Advanced Materials, Volume 38, No. 2, 2006
- [HAL69] J.C. Halpin "Stiffness and Expansion Estimates for Oriented Short Fiber Composites", Journal of Materials, Vol. 3, 1969, 732-734
- [HAR02] H. Hart, L.E. Craine, D.J. Hart „Organische Chemie“, 2. Auflage, Wiley-VCH Verlag, 2002
- [HOL95] A.F. Holleman, E. Wiberg „Lehrbuch der Anorganischen Chemie“, 101. Auflage, deGruyter Verlag, 1995
- [KAR06] I. Karb, S. Carosella, O. Rüter, K. Drechsler, „Design and Performance of Composite Structures made by Tailored Fiber Placement Technology“, Sampe 2006

- [KÖN89] W. König, C. Schmitz-Justen, F. Trasser „Laserstrahlschneiden zum Besäumen und Entgraten von faserverstärkten Kunststoffen“ Fraunhofer-Institut für Produktionstechnologie, 1989
- [LOR06] J.Lorincz, „Composites Fly Ligther, Stronger“, Manufacturing Engineering, 2006
- [LOW74] A.Lowe, “Carbon”, 12, 335, 1974
- [MAT00] P. Mattheij, K. Gliesche, D. Feltin, “3D reinforced stitched carbon/epoxy laminates made by tailored fibre placement”, Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 31, 2000, 571–581
- [MAT97] C. Mattheck „Design in der Natur – Der Baum als Lehrmeister“, Rombach Verlag, 1997
- [MBB82] MBB Konstruktionsrichtlinie KR1026A-0, 1982, Band 2.1
- [MIL01] A. Mills, “Automation of carbon fiber preform manufacture for affordable aerospace applications” Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 32, 2001, 955–962
- [NIE00] B. Nieschwietz „Charakterisierung des Einflusses von Laserschneidverfahren auf die Infiltrationseigenschaften von Kohlefasergelegen“, DaimlerChrysler Aerospace, Studienarbeit, 2000
- [OCH70] Och "Berechnung der Elastizitätskonstanten und der Zugfestigkeit" MBB Technische Niederschrift, D129, 1970, 1-40
- [REU99] J.D. Reuschel „Untersuchung der Faseranordnung natürlicher Faserverbunde und Übertragung der Ergebnisse auf technische Bauteile mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode“ Forschungszentrum Karlsruhe, Wissenschaftliche Berichte FZKA 6276, 1999

- [RUG07] R&G "Handbuch Faserverbundwerkstoffe" Edition 8, 2007
- [STR90] Struck „Schneiden und abtragen von Faserverbundwerkstoffen mit Excimer-Laser“, Messerschmitt-Bölkow-Blohm GmbH, Statusbericht 1990
- [TIE05] B. Tiede "Makromolekulare Chemie: Eine Einführung", Wiley-VCH, 2005
- [TOS00] M.W. Tosh, D.W. Kelly "On the design, manufacture and testing of trajectorial fibre steering for carbon fibre composite laminates", Composites: Part A 31 (2000), 1047-1060, 2000
- [TSA05] S.W. Tsai „Thin Ply Technology for More Effective & Optimum Design“, Aeronautics Forum JEC, 2005
- [TUC99] C.L. Tucker, E. Liang "Stiffness predictions for unidirectional short-fiber composites: review and evaluation" Composites Science and Technology 1999, Vol. 59, 655-71
- [WEI03] J.C. Weidner "Rapid Fiber Preform Processing", NCC, Composite Manufacturing and Repair, 2003

### **Patentschriften:**

- [Patent DE 10061028] A. Gessler, „Herstellung von TFP-Preforms mit schmelzbaren Nähfäden“, 2002
- [Patent DE 3310983] T. Berendt, H. Leyh "Verfahren und Vorrichtung zum Aufsprühen von Pulver auf Gegenstände", 1983
- [Patent US 2,057,548] R.N. Wallach "Method of Preventing the Adherence of Stacked Sheets", 1934
- [Patent US 2,394,657] T.J. Beregh "Apparatus for Preventing Offset", 1942

- [Patent US 2,489,846] A.J. Ammerall "Flocking Apparatus", 1946
- [Patent US 2,613,633] W.R. Dreesen "Wax Powder Applicator and Offset Eliminator", 1950
- [Patent US 3,513,810] A.E. Jackson "Formation of Coatings", 1970
- [Patent US 3,795,944] C.G. Daniels "Pneumatic Spreading of Filaments", 1974
- [Patent US 4,081,904] D.D. Krohn, S.W. Culbertson "Roving Cutter", 1978
- [Patent US 4,770,117] R.D. Hetherington, J.E. Cavanaugh "Fiberglass Reinforce Product Spray Gun with Roving Cutter Steering Mechanism", 1988
- [Patent US 4,994,303] R.W. Calkins "Fiber Impregnation Process", 1991
- [Patent US 5,042,122] S. Iyer, L.T. Drzal "Method and System for Spreading a Tow of Fibers", 1991
- [Patent US 5,057,338] R.M. Baucom, J.J. Shoha, J.M. Marchello "Process for Application of Powder Particles to Filamentary Materials", 1991
- [Patent US 5,101,542] N. Nakagawa, Y. Ohsora "Fiber Separator for Producing Fiber Reinforced Metallic or Resin Body", 1992
- [Patent US 5,200,620] J.M. Peritt, R. Everett, A. Edelstein "Electrostatic Fiber Spreader Including a Corona Discharge Device"
- [Patent US 6,032,342] K. Kawabe, S. Tomoda "Multi-Filament Split-Yarn Sheet and Method and Device for the Manufacture Thereof", 2000

- [Patent US 6,049,956] J.L. Lifke, L.D. Busselle, D.J. Finley, B.W. Gordon "Method and Apparatus for Spreading Fiber Bundles", 2000
- [Patent WO 03/018297] J. Filsinger, T. Lippert, F. Stadler, S. Utecht „Method and Device for Producing Fiber-Reinforced Components by an Injection Method“, 2003
- [Patent WO 99/55943] R.G. Krueger "Apparatus and Method for Spreading Fibrous Tows into Linear Arrays of Generally Uniform Density and Products Made Thereby", 1999
- [Reichspatent Nr. 715801] R. Kern "Verfahren und Vorrichtung zur Auflockerung von nachbehandelten und getrockneten Kunstfaserbändern", 1938

# Lebenslauf

Oliver Meyer  
 Rathausstraße 1  
 85521 Ottobrunn  
 Tel.: 089 / 94469152  
 E-Mail: oliver.meyer.muenchen@gmx.de



geboren am 15.02.1978 in Weilburg Eltern: Bernd Meyer (Bankkaufmann) Ingeborg Meyer (Bürokauffrau)			
<b>Schulbildung</b>	1984 bis 1988	Lahntal Schule	Limburg
	Grundschule		
<b>Schulbildung</b>	1988 bis 1997	Tilemann Schule	Limburg
	Altsprachliches Gymnasium		
<b>Wehrdienstzeit</b>	07/1997 bis 09/1997	Freiherr vom Stein Kaserne	Diez
	Grundausbildung		
	09/1997 bis 04/1998	Schloß Oranienstein	Diez
Stabsdienstsoldat und Kraftfahrer B			
<b>Ausbildung</b>	10/1998 bis 04/2003	Universität Stuttgart	Stuttgart
	<b>Studium Werkstoffwissenschaft</b>		
	in 9 Semestern mit dem Titel „Diplomingenieur“ abgeschlossen		
	zusätzliche Tätigkeiten während des Studiums:		
	11/2000 bis 07/2001	Institut für Metallkunde	Stuttgart
	<b>Wissenschaftliche Hilfskraft</b>		
	Tätigkeit in der Metallographie mit 60 Stunden pro Monat		
04/2001 bis 03/2002	ITV Denkendorf	Stuttgart	
Wahlfach Medizinische Verfahrenstechnik			
09/2002 bis 04/2003	MPI für Metallforschung	Stuttgart	
<b>Diplomarbeit „Laserpyrolyse von präkeramischen Polymeren“</b>			
10/2003 bis 10/2006	EADS Deutschland GmbH	Ottobrunn	
<b>Doktorand in der Faserverbundforschung</b>			
<b>Aktuelle Tätigkeit</b>	seit 10/2006	EADS Deutschland GmbH	Ottobrunn
	<b>Wissenschaftlicher Mitarbeiter in der Zentralforschung der EADS</b>		

Ottobrunn, den 21. Januar 2007

# 11 Anhang

Abbildung 66 mit Fehlerbereich:

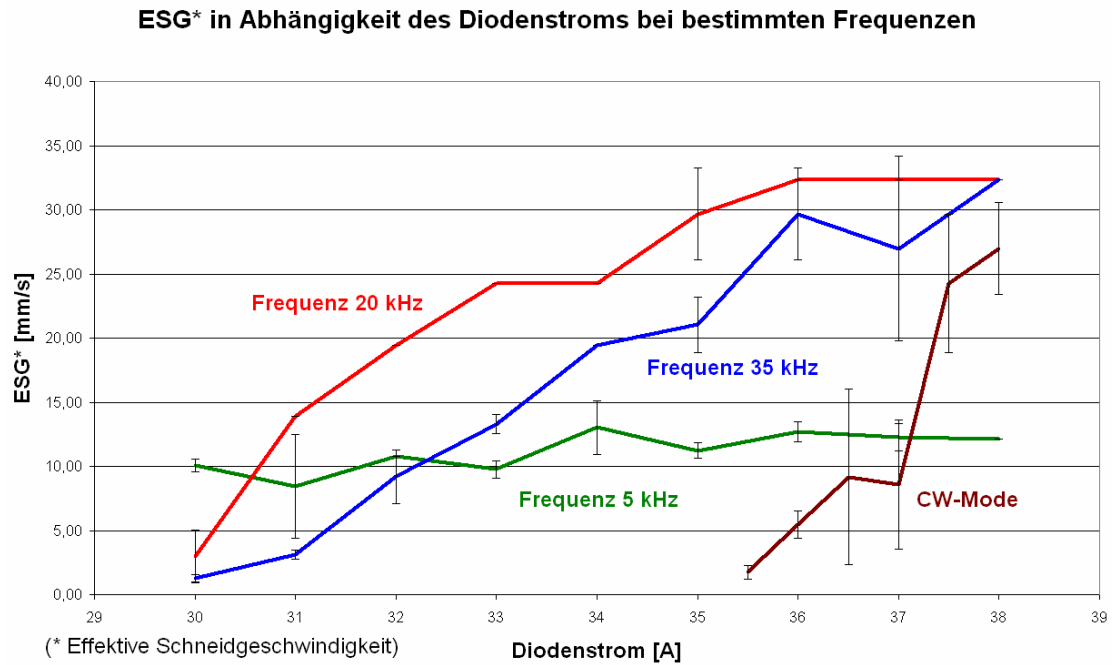


Abbildung 67 mit Fehlerbereich:

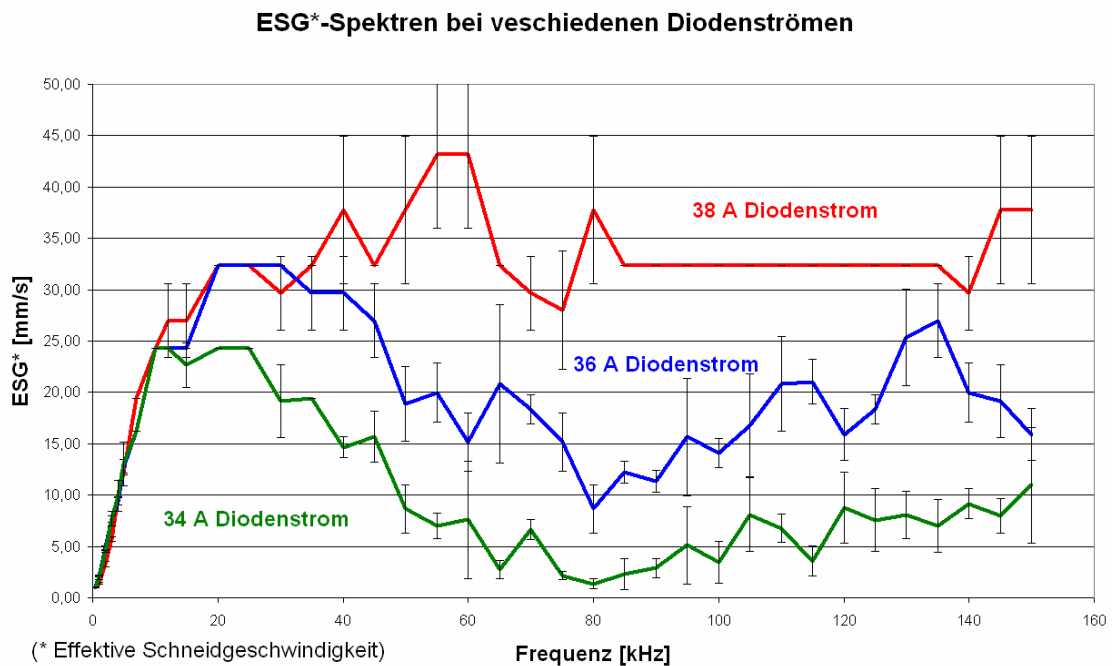




Abbildung 68 mit Fehlerbereich:

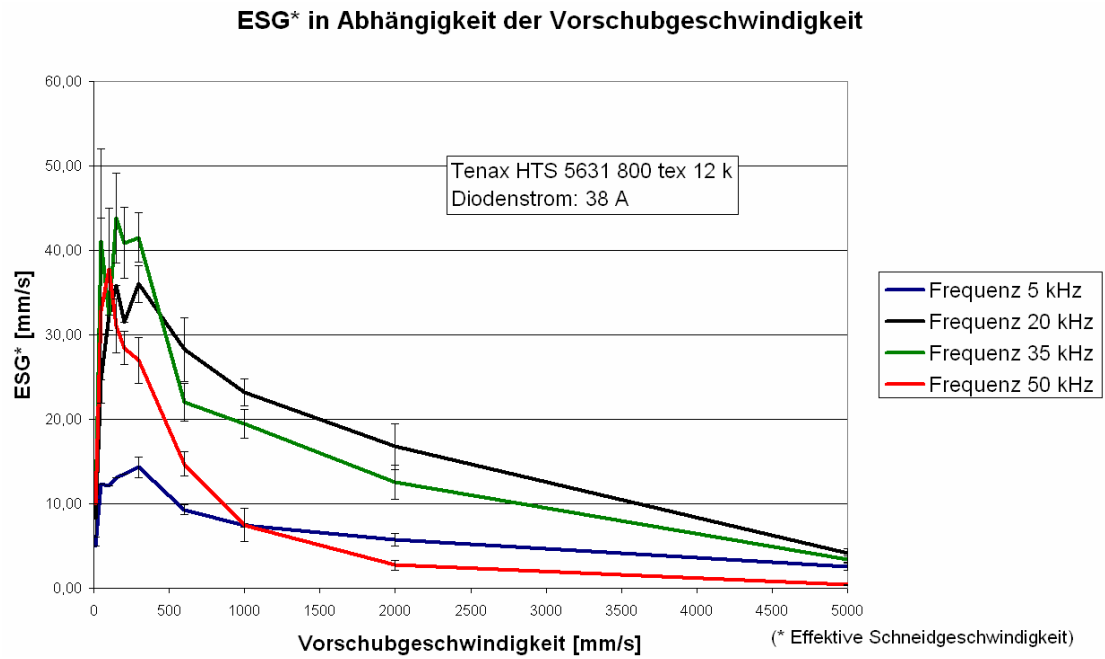


Abbildung 69 mit Fehlerbereich:

