

# **BEITRAG ZUR GESTALTUNG UND AUSLEGUNG VON 3D-VERSTÄRKTEN FASERVERBUNDSCHLAUFEN**

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. Tamas Havar

aus Stuttgart

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. Klaus Drechsler

Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Helmut Rapp

Tag der mündlichen Prüfung: 14.05.2007

Institut für Flugzeugbau  
der Universität Stuttgart

2007

Gewidmet meinem Vater, Sandor Havar

## Danksagung

Ich danke meinem Herrn und Gott Jesus Christus, der mir die Kraft und Möglichkeit gegeben hat diese Dissertation anzufertigen. Erst Er gibt meinem Leben einen Sinn und hat mich noch nie verlassen.

Ich danke meiner Frau, die mich in der ganzen Zeit sehr unterstützt und mir den Freiraum für diese Arbeit gegeben hat. Ihre Hilfe und ihr Zuspruch haben mich in vielen Situationen wieder nach vorne blicken lassen.

Ich danke meinen Eltern, die mich von Anfang an in meinem privaten und beruflichen Werdegang unterstützt haben und mir immer zur Seite standen. Ich danke meiner Schwester und meinem Schwager für die Unterstützung bei der Zusammenstellung dieser Arbeit.

Ein sehr großer Dank gilt auch meinem „Doktorvater“, Hr. Prof. Dr.-Ing. Klaus Drechsler, der sich meiner Arbeit angenommen und zielgerichtet geleitet hat. Ebenfalls möchte ich Hr. Prof. Dr.-Ing. Helmut Rapp danken, der mit seinem Rat wesentlich zum Erfolg der Arbeit beigetragen hat.

Mein besonderer Dank gilt Hr. Prof. Dr.-Ing. Horoschenkoff, der mich von Anfang an in der Promotion und auch bei den weiterführenden Arbeiten unterstützt hat.

Ich danke Hr. Erwin Wittmann, der mich bei den Versuchen unterstützt hat und ohne dessen Hilfe viele dieser Versuche nicht hätten stattfinden können. Ich danke ebenfalls Hr. Dr. Jürgen Brandt, Hr. Marinus Schouten, Hr. Markus Siemetzki und Hr. Dr. Peter Middendorf für die Möglichkeit, diese Arbeit bei der EADS Forschung durchführen zu können und für die Ratschläge, wenn ich vor größeren Problemen stand. Besonders möchte ich auch Hr. Brian Bautz, Hr. Peter Scheid, Hr. Björn van den Brocke und Hr. Manuel Herkt danken, die immer ein offenes Ohr für meine Probleme hatten und mir mit guten Tipps weiter halfen. Ich danke der ganzen EADS Forschung und besonders der Abteilung Composite Technologies für ihre Unterstützung.

## Kurzfassung

Zukünftige Verkehrsflugzeuge haben das Ziel wirtschaftlicher und leistungsfähiger zu werden. Zur Verbesserung der Leistungsfähigkeit wurde eine so genannte Miniature Trailing Edge Device (kurz: Mini-TED) entwickelt. Die Mini-TED ist eine Spreizklappe aus einem Kohlenstofffaserverbund (CFK), die an die Unterseite der Flügel-Hinterkante mittels integraler Scharnierschlaufen aus CFK angebunden wird. Die hierbei auftretenden Belastungen wirken auf die CFK Scharnier-Schlaufen in unterschiedlichen Richtungen. Hierbei handelt es sich zum einen um schlaufentypische Belastungen, wie reine Zuglasten in Schlaufenrichtung ( $0^\circ$  Lastrichtung). Zum Anderen treten schlaufenuntypische Lasten auf, die senkrecht zur Schlaufe wirken (Querzuglasten mit  $90^\circ$  Lastrichtung) und dadurch zum frühzeitigen Versagen führen. Dabei beträgt die Querzugfestigkeit ca. 10% der Zugfestigkeit. Als weiteres Beispiel wurde ein Querlenker aus der Automobilindustrie untersucht. Aufgrund von Reiblasten in den Augen treten hier ebenfalls Lasten senkrecht zur Schlaufe auf. Mittels Verstärkungen in der dritten Richtung von Faserverbundschlaufen soll primär die Festigkeit gegenüber Querzuglasten verbessert werden.

In der vorliegenden Arbeit wurden drei unterschiedliche Schlaufentopologien betrachtet. Die erste Schlaufentopologie ist eine Parallel-Schlaufe, die sich dadurch kennzeichnet, dass die Schlaufenlagen gerade in das Bauteil laufen und dabei meist ein Mittellaminat mit einschließen. Die Taillierten-Schlaufe zeichnet sich durch eine Zusammenführung der Schlaufenlagen hinter dem Bolzen aus. Die Halbtaillierten-Schlaufe ist eine Mischung der beiden vorherigen Varianten. Die äußeren Schlaufenlagen verlaufen gerade ins Bauteil, während die inneren Schlaufenlagen hinter dem Bolzen zusammengefügt werden.

Mittels nichtlinearer FEM Analysen wurden die verschiedenen Schlaufentopologien bei unterschiedlicher Belasten untersucht und die internen Lastverteilung berechnet. Hierbei hat sich gezeigt, dass ein Erstversagen bei allen Schlaufentopologien und Belastungen auf die interlaminare Schäl- und Scherbelastung der Zwischenschicht zwischen Schlaufenlagen und Mittellaminat zurückzuführen ist.

Es wurden interlaminare Schäl- und Scherversuche von 3D-verstärkten Proben durchgeführt. Die Probengeometrie wurde an die Parallel-Schlaufe angelehnt um eine direkte Übertragbarkeit der Versuche zu gewährleisten. Des Weiteren wurden 3D-Verstärkungen mit unterschiedlichem Nahtwinkel und Stichabstand untersucht. Die Versuche haben gezeigt, dass die interlaminare Schälfestigkeit enorm gesteigert

werden kann. Gleichzeitig konnte die interlaminare Scherfestigkeit kaum verbessert werden bzw. bei Nähten unter  $90^\circ$  zeigte sich sogar eine leichte Schwächung.

Die Auswirkung der 3D-Verstärkung auf die verschiedenen Schlaufentopologien wurde in statischen Versuchen untersucht. Die Versuche mit 3D-Verstärkungen zeigten, dass das Erstversagen bei reiner Zuglast unter  $0^\circ$  nur bei der Taillierten-Schlaufe verbessert werden kann und bei den anderen Schlaufentopologien eher zu einer Verschlechterung führt. Bei gemischter Belastung unter  $45^\circ$  konnte eine leichte Verbesserung des Erstversagens infolge einer 3D-Verstärkung aufgezeigt werden. Die Verbesserung der Restversagens konnte jedoch erheblich gesteigert werden, da die 3D-Verstärkung die fortschreitende Delamination behindern. Die größte Verbesserung der Festigkeiten zeigte sich bei der Querkzugbelastung unter  $90^\circ$ . Hierbei zeigte sich eine deutliche Steigerung des Erst- und Restversagens. Die Versuche haben ebenfalls gezeigt, dass eine Implementierung eines Innenrings in die Schlaufe das Erst- und Restversagen zusätzlich erheblich verbessern kann, da hierdurch die Anbindung der Schlaufenlagen an das Mittellaminat im kritischen Bereich zusätzlich verstärkt wird.

Die Ermüdungsfestigkeit wurde in Lebensdauerversuchen untersucht. Hierbei hat sich gezeigt, dass mittels einer 3D-Verstärkung die Ermüdungsfestigkeit bei  $0^\circ$  Zuglasten deutlich verbessert werden kann. Bei Zuglasten in  $90^\circ$  Lastichtung konnte die Ermüdungsfestigkeit durch eine 3D-Verstärkung mit zusätzlichen Innenring sogar über die statische Festigkeit der unverstärkten Probe hinaus verbessert werden.

Das Schädigungsverhalten der 3D-verstärkten interlaminaren Schäl- und Scherversuche so wie der Parallel-Schlaufe, wurde in nicht linearen FEM Analysen mit numerischen Degradationsmodellen nachgebildet. Die angewandten Versagensmechanismen unterschieden sich für eine Schädigung in einer unidirektionalen (UD) Schicht und einer Delamination zwischen zwei UD-Schichten. Diese wurden mittels Unterprogrammen in das nicht lineare FEM Tool „Marc-Mentat“ der Firma MSC Software integriert. Es hat sich gezeigt, dass das Schadensverhalten sehr gut nachgebildet werden kann. Die Abweichung zwischen den berechneten und den experimentell ermittelten Versagenslasten war moderat.

Zuletzt wurden anhand der Ergebnisse aus den durchgeführten Arbeiten Gestaltungsrichtlinien für Faserverbundschlaufen abgeleitet.

Die experimentellen und numerischen Untersuchungen der vorliegenden Arbeit haben gezeigt, dass die Festigkeiten von FVK Schlaufen durch gezieltes Einbringen von 3D-Verstärkungen erheblich verbessert werden kann.

## Abstract

Future Aircrafts are aiming to be more economic with an increase in performance. A Miniature Trailing Edge Device (Mini-TED) was developed to increase the aerodynamic efficiency. The Mini-TED is a carbon reinforced fiber plastic (CFRP) split flap that is mounted with CFRP hinges designed as force introduction loops to the lower edge of the wing trailing edge. The loading of the hinges varies at different hinge positions. On one hand tension loads ( $0^\circ$  loading) occur on the CFRP hinges, which are typical loop loading. On the other hand, there are loadings perpendicular to the hinge loop ( $90^\circ$  loading), which is an untypical loop loading. These  $90^\circ$  loadings lead to a failure of the hinge loops at low forces. The loop strength under  $90^\circ$  loading is about 10% of the loop strength at  $0^\circ$  loading. The second example of a force introduction loop used in this thesis is a transverse link from the automobile industry. These transverse links are loaded with tension in  $0^\circ$  and additionally in  $90^\circ$  direction due to friction in the bearings. The primary aim of this work is to improve the strength of force introduction loops loaded in  $90^\circ$  direction.

This thesis focuses on different force introduction loop topologies. The first topology is a Parallel-Loop. The Parallel-Loop consists of loop plies, which continue straight behind the bolt. Between the loop plies is a middle laminate. The Waisted-Loop has loop plies that are combined behind the bolt. Therefore the “middle laminate” is outside the loop plies. The Partly-Waisted-Loop is a mixture of the Parallel-Loop and the Waisted-Loop. The outer loop plies continue straight behind the bolt, while the inner loop plies are combined. The “middle laminate” is between the inner and outer loop plies.

Non linear FEM analyses were performed for the different loop topologies and with loads in  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  and  $90^\circ$  direction. The numerical calculations have shown that the interlaminar peel and shear load between the loop plies and the middle laminate lead to a first ply failure for all loop topologies and loadings.

The effects of 3D-reinforcement on the interlaminar properties were investigated with interlaminar peel and shear tests. The design of the specimen was adapted to the Parallel-Loops for a good transfer of the test results. The experiments have shown that the interlaminar peel strength can drastically be improved by 3D- reinforcements, while the interlaminar shear strength was barely enhanced.

The effect of 3D-reinforcements on force introduction loops was investigated with static coupon test. The tests with  $0^\circ$  tension loading have shown that an improvement of first ply failure was only visible for the Waisted-Loop while the strength for first

ply failure was lightly decreased for all other loops. At static loading in 45° direction, the 3D-reinforcement of hinge loops showed a light increase for first ply failure, but a large improvement of the static strength. The best results for an improvement could be seen at the static test with 90° tension loads. Here, first ply failure and static strength of the 3D-reinforced loop was significantly increased. The tests have also shown that an additional inner ring inside the loop leads to a major improvement for all investigated loadings.

The fatigue strength of hinge loops was investigated with dynamic coupon tests for 0° and 90° loading. The 0° tension tests have shown, that the fatigue strength can considerably be improved by 3D-reinforcements with an additional inner ring. This increase was even more visible at the fatigue test with 90° loading. The fatigue strength of 3D-reinforced loops with an additional inner ring was even higher than the static strength for first ply failure of non reinforced loops.

The damage behavior of the interlaminar peel and shear tests as well as of a Parallel-Loop was investigated with non linear FEM analysis including additional degradation models. The degradation models had different analysis methods for failure within UD-layers and delaminations in between two different layers. These degradation models were integrated with subroutines in the non linear FEM software “Marc-Mentat” from MSC Software. The calculations showed a good compliance with the damage behavior of the tests. The deviation of the static strength between the experiments and the calculations was moderate.

Finally, the results from the experiments and calculations were transferred into design rules for force introduction loops.

In summary, this piece of work has shown, by experimental investigations and FEM analysis, that the performance of FRP load introduction loops can significantly be improved by 3D- reinforcement.

## Inhaltsangabe

Danksagung.....	3
Kurzfassung .....	4
Abstract .....	6
Inhaltsangabe .....	8
Nomenklatur .....	10
Abkürzungen.....	12
1. Einleitung.....	13
1.1. Stand der Technik .....	13
1.2. Motivation.....	17
2. Theoretische Grundlagen .....	18
2.1. Faserverbundwerkstoffe.....	18
2.2. Übersicht von FVK Verbindungen .....	37
2.3. Faserverbundschlaufen .....	38
3. Numerische Untersuchung von unverstärkten FVK Schlaufen .....	48
3.1. Einfluss der Kraftübertragung auf die Schlaufe.....	48
3.2. Untersuchung von verschiedenen Mini-TED Schlaufentopologien .....	55
3.3. Festigkeitsanalyse von Mini-TED Schlaufen .....	60
4. 3D-Verstärkung quer zum Laminat .....	73
4.1. Verstärkungsmöglichkeiten in dritter Richtung bei FVK Bauteilen.....	73
4.2. Beispiele aus der Industrie .....	76
4.3. Verstärkung der interlaminaren Schälfestigkeit.....	78
4.4. Verbesserung der interlaminaren Scherfestigkeit .....	79
4.5. Berechnung von 3D-Verstärkungen .....	81
5. Experimentelle Untersuchung der interlaminaren Festigkeit .....	84
5.1. Untersuchung der interlaminaren Schälfestigkeit.....	84
5.2. Experimentelle Untersuchung der interlaminaren Scherfestigkeit .....	90
6. Experimentelle Untersuchung von 3D-verstärkten Schlaufen.....	95
6.1. Fertigung von Mini-TED Schlaufen .....	95
6.2. Experimentelle Untersuchung 3D-verstärkter Mini-TED Schlaufen .....	100
6.3. Vergleich der Versuche mit 3D FEM Rechnungen .....	105
6.4. Untersuchung von optimal 3D-verstärkten Mini-TED Schlaufen mit Schadenanalyse .....	108
6.5. Fertigung von 3D-verstärkten Querlenker Schlaufen .....	124
6.6. Experimentelle Untersuchung von 3D-verstärkten Querlenker Schlaufen .....	128
7. Numerische Degradationsmodelle .....	136
7.1. Numerisches Schädigungsmodell .....	136
7.2. Numerisches Degradationsmodell des interlaminaren Schälversuchs.....	143
7.3. Numerisches Degradationsmodell des interlaminaren Scherversuchs.....	148



---

7.4.	Numerische Degradationsmodelle von Mini-TED Schlaufen .....	152
8.	Gestaltungsrichtlinien für FVK Schlaufen.....	158
8.1.	Berechnung von FVK Schlaufen .....	158
8.2.	Belastungen der Schlaufe.....	159
8.3.	Verstärkungsmöglichkeiten .....	160
8.4.	Fertigung .....	162
9.	Zusammenfassung und Ausblick .....	164
9.1.	Zusammenfassung.....	164
9.2.	Ausblick .....	166
10.	Literaturverzeichnis .....	167
11.	Anhang .....	172
11.1.	Ergebnisse der 2D Schlaufenberechnung .....	172
11.2.	Experimentelle Untersuchungen der interlaminaren GFK Festigkeiten	175
11.3.	Experimentelle Untersuchungen von 3D-verstärkten GFK Mini-TED Schlaufen	176
11.4.	Fortran77 Code .....	177
12.	Lebenslauf.....	188

## Nomenklatur

### Lateinische Formelzeichen

a	Fiktiver Abstand a eines GAP Elements
A	Konstante des Tsai-Wu Kriteriums
b	Breite
B	Konstante des Tsai-Wu Kriteriums
c	Konstante der Degradations nach Puck
$C_{ijkl}$	Kennwerte des Elastizitätstensors
d	Degradationszahl für Delaminationselemente
E	Elastizitätsmodul
$E_v$	Ersatzsteifigkeit nach Schürmann
$E_{II}$	Steifigkeit in Faserrichtung
$E_{\perp}$	Steifigkeit senkrecht zur Faserrichtung
$f_w$	Bruchfunktion für Faserbruch nach Puck
F	Bruchfunktion bzw. Anstrengung im Bauteil
$G_{IC}$	Energiefreisetzungsrate in Bezug auf interlaminares Schälversuch
$G_{IIC}$	Energiefreisetzungsrate in Bezug auf interlaminares Scherversuch
k	Steifigkeit des Degradationselements
$L_o$	Elementdicke des Delaminationselements nach Pickett
m	Steigungsparameter für das Einfache Parabolische Kriterium
$N_t$	Kritische Versagenskraft der Delaminationselemente in Normalenrichtung
$p_{\perp II}$	Steigungsparameter nach Puck
P	Druck
$p_i$	Innendruck
R	Radius
$R_{\perp II}$	Schubfestigkeit nach Puck
$r_a$	Außenradius der Schlaufe
$r_i$	Innenradius der Schlaufe
$R_i$	Festigkeit in Richtung i
$S_1$	Kritische Versagenskraft der Delaminationselemente in Schubrichtung
t	Wandstärke von Strangschlaufen
$t_1, t_{shear}$	Traktion von Delaminationselementen
$X_c$	Zugfestigkeit der numerischen Degradation in Faserrichtung
$X_t$	Druckfestigkeit der numerischen Degradation in Faserrichtung
T	Traktion von Delaminationselementen
T	Traktion von Delaminationselementen

### Griechische Formelzeichen

$\alpha$	Exponent der Mixed Mode Belastung
$\beta$	Verhältnis von Schub- zur Normalspannung von Delaminationselementen
$\delta_i^f$	Kritische Deformation des Delaminationselements für das Gesamtversagen
$\delta_i^0$	Kritische Deformation des Delaminationselements für die erste Schädigung
$\gamma$	Drillung
$\varepsilon$	Dehnung
$\varepsilon_{ff}$	Anstrengung in Faserrichtung
$\delta$	Deformation von Delaminationselementen
$\eta$	Interlaminare Degradation nach Puck
$\eta_r$	Reibungsparameter für interlaminare Degradation
$\nu$	Querkontraktionszahl
$\Theta$	Bruchwinkel
$\rho$	Winkelverhältnis von Normal- zur Schubspannung nach Puck
$\sigma_i$	Spannung in Richtung i
$\sigma_1, \sigma_{1D}$	Faserspannung nach Puck
$\sigma_N$	Normalspannung senkrecht zur Bruchebene
$\sigma_t$	Tangentialspannung von Strangschlaufen
$\sigma_r$	Radialspannung von Strangschlaufen
$\sigma_l$	Längsspannung von Strangschlaufen
$\tau$	Schubspannung
$\tau_{NT}$	Schubspannung senkrecht zur Faserrichtung in Bruchebene
$\tau_{NL}$	Schubspannung in Faserrichtung in Bruchebene
$\nu$	Querkontraktionszahl
$\xi$	Konstante der Degradation nach Puck

## Abkürzungen

3D	3 dimensional
ALUMOPLA	Aluminium Moulds for Plastic Processing Industry
AWIATOR	Aircraft Wing with Advanced Technology Operation
CFK	Kohle Faser Kunststoff
EPK	Einfaches Parabolische Kriterium
EAM	Erweitertes Ausgangsmodell
GFK	Glas-Faser-Kunststoff
FB	Faser Bruch
FVK	Faserverbund-Kunststoff
FEM	Finite Elemente Methode
Interlaminar	Zwischen den Laminatenebenen
Intralaminar	In der Laminatenebene
MAG	Multiaxialgelege
Mini-TED	Mini-Trailing-Edge-Device
PKP	Parabolisches Kriterium nach Puck
Pro-HMS	Prozesskette Hochauftrieb mit multifunktionalen Steuerklappen
RBE	Rigid Body Element
sym	Symmetrie
Transversal	Senkrecht zur UD-Schicht
VAP	Vacuum Assisted Process
ZFB	Zwischenfaserbruch

# 1. Einleitung

## 1.1. Stand der Technik

Das Bestreben der heutigen Luftfahrt ökonomischer zu fliegen, führt zu einem dazu, die Aerodynamik des Flugzeuges zu verbessern und zum anderem, die Strukturmasse zu reduzieren um somit eine höhere Nutzlast zu erreichen.

Heute ist es nicht mehr das Ziel, die Aerodynamik des Flügels nur für einen Flugzustand zu optimieren, sondern mittels adaptiver Systeme den aerodynamischen Wirkungsgrad in allen Flugbereichen zu verbessern. Hierzu wurde in dem deutschen Förderprojekt Pro-HMS (Prozesskette Hochauftrieb mit multifunktionalen Steuerflächen) ein adaptives Spreizklappensystem namens Mini-TED entwickelt [26, 27] und in dem europäischen Projekt AWIATOR (Aircraft Wing with advanced Technology Operation) in einen Airbus A340 integriert und im Flugversuch erfolgreich getestet [56]. Die Mini-TED basiert auf der aerodynamischen Wirkungsweise einer Gurney Flap [28, 29, 30], die früher im Motorsport eingesetzt wurde. Die Gurney Flap ist eine kleine Klappe mit ca. 1% bis 2% Flügeltiefe, die senkrecht an der Unterseite am Ende des Profils angebracht ist. Die Gurney Flap wurde mittels einer drehbar gelagerten Spreizklappe aus Faserverbund-kunststoff (FVK) an der Landeklappe realisiert und ist dadurch für verschiedene Flugzustände nutzbar (siehe Abbildung 1).

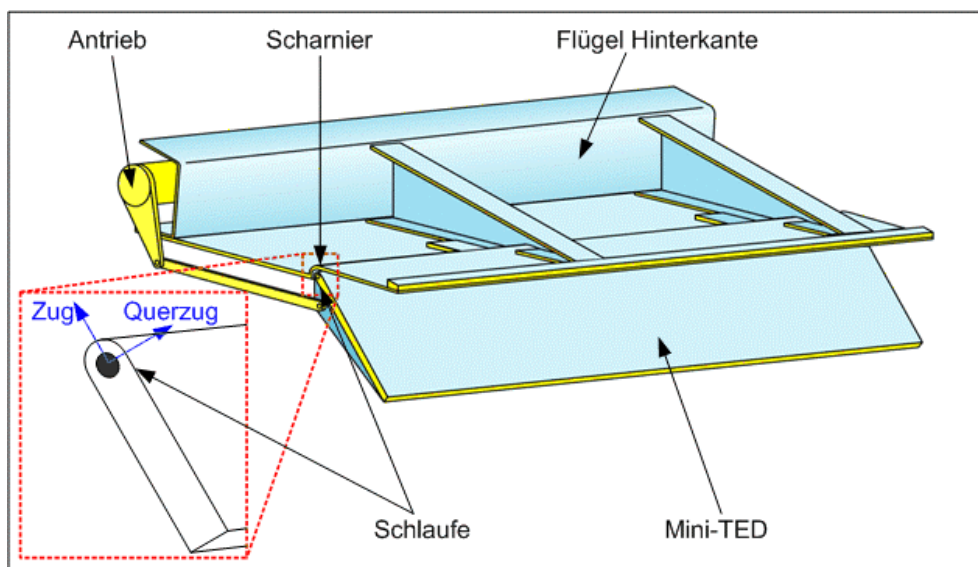
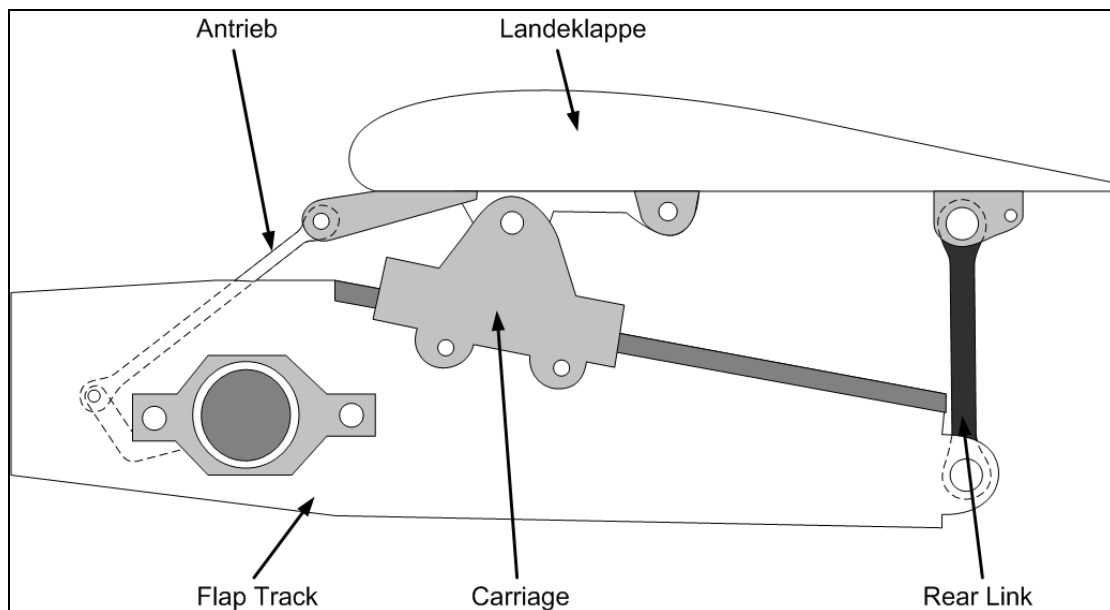


Abbildung 1: Flügelhinterkante mit Mini-TED

Die Mini-TED bildet im vorderen Bereich eine Schlaufe, die als Scharnier für die Anbindung an der Landeklappe dient (siehe Abbildung 1). Infolge der Luftlasten auf die Mini-TED, der Flügelbiegung und der diskreten Ansteuerung erfährt die Schlaufe Belastungen in unterschiedlichen Richtungen. Untersuchungen [31, 32] haben gezeigt, dass die Festigkeit der Mini-TED Schlaufen sehr stark von der Belastungsrichtung abhängt. Die Mini-TED Schlaufen können Lasten in Zugrichtung sehr gut aufnehmen (siehe Abbildung 1). Die schlechten Festigkeiten der Schlaufen infolge der Zuglast in Querrichtung (Querzug) müssen mittels einer Verteilung der Lasten auf mehrere Scharniere und dadurch einer erhöhten Scharnieranzahl kompensiert werden.

Ein anderes Beispiel für die zukünftige Anwendung von Schlaufen sind Krafteinleitungen in Flächentragwerken, wie Landeklappen, Spoiler und Seitenleitwerke. Heute werden Verbindungselemente wie der Rear Link, der die Landeklappe mit dem Flap Track verbindet, zumeist in einer aufwendigen Metallbauweise gefertigt (siehe Abbildung 2). Ähnliche Verbindungselemente sind im Automobilbau als Radaufhängung oder Zylinderpleuel zu finden [11]. Aufgrund von Lagerreibung treten in diesen Verbindungsstreben nicht nur reine Zugkräfte auf, sondern ebenfalls Momente und daraus resultierende Querlasten, die bei der Umsetzung in eine FVK Bauweise zu frühem Versagen führen.



**Abbildung 2: Flap Track eines Verkehrsflugzeugs**

Es existieren analytische Berechnungsmethoden für Faserverbund-Schlaufen unter Zuglast [1, 4, 5,]. Die analytische Schlaufenberechnung nach Conen [4] beschränkt sich hierbei nur auf GFK Schlaufen. Der erweiterte Ansatz nach Jakobi [72] lässt ebenfalls die Berechnungen von Schlaufen aus anderen Faserverbundwerkstoffen zu.

Die analytischen Schlaufenberechnungen beziehen sich jedoch nur auf Strangschlaufen, d.h. Schlaufen ohne Mittellaminat.

Die ersten numerischen Berechnungen von Schlaufen [16, 17, 18, 19] bezogen sich ebenfalls meist nur auf Strangschlaufen. Hierbei wurden die Kräfte vom Bolzen mittels Stab-Elemente auf die Schlaufe aufgebracht. Somit konnte die Spannungsverteilung näherungsweise in der Schlaufe berechnet werden. Heutige Berechnungsprogramme lassen eine bessere Idealisierung der Lastübertragung mittels nichtlinearer Elemente (Gap Elemente bzw. Kontaktalgorithmen) zu. Diese stellen sicher, dass nur Druckkräfte vom Bolzen auf die Schlaufe übertragen werden. Eine genaue Berechnung der Spannungen und Dehnungen in der Schlaufe und im Mittellaminat sind somit möglich. Hierdurch ist eine Auslegung der Schlaufenbauteile nach den üblichen Kriterien wie Festigkeit und Damage Tolerance durchführbar.

Die Integration von Schlaufenanschlüssen in Strukturbauteile benötigt oft ein Mittellaminat für die Aufnahme von Seiten- und Drucklasten. Die Einflüsse des Mittellaminats auf die Schlaufenfestigkeit wurden bisher jedoch kaum untersucht. Hierbei sind die interlaminaren Spannungen zwischen Mittellaminat und Schlaufe ausschlaggebend, da hier das Erstversagen in Form einer Delamination eintritt. Für die Dimensionierung von Schlaufenbauteilen ist nicht allein die Zugfestigkeit maßgebend, vielmehr müssen die Festigkeiten in allen Richtungen bekannt sein, da oft neben reinen Zuglasten auch Querkraftlasten auftreten. Diese Querkraftlasten führen zu erhöhten interlaminaren Spannungen und unter Umständen somit zum frühzeitigen Versagen der Schlaufe infolge eines Abschälens der Schlaufe vom Mittellaminat (siehe Abbildung 3). Die Festigkeiten von Schlaufen bei Querkraft betragen nur ca. 10% der Festigkeiten bei Zug, da die Belastung vom Harz anstelle der Fasern aufgenommen werden muss. Dadurch ist der Einsatz von Faserverbund-Schlaufen sehr begrenzt.

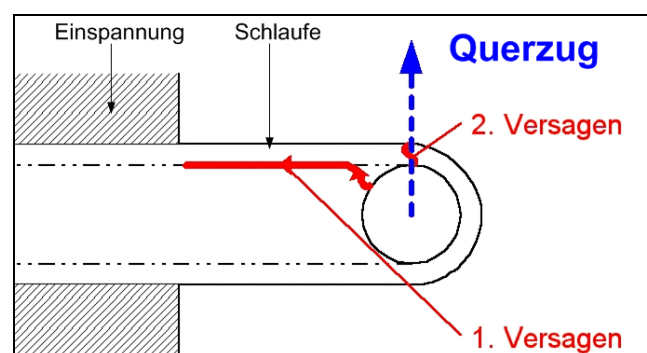


Abbildung 3: Versagen einer Schlaufe unter Querkraftlast

Zur Berechnung des Schadenfortschritts in Faserverbundbauteilen bestehen mittlerweile schadensenergiebasierte Ansätze. Diese können mittels

Kontaktalgorithmen [37] oder Degradationselementen [65, 67, 68] in den FEM Rechnungen umgesetzt werden. Diese Degradationsmodelle wurden bisher an interlaminaren Schäl- und Scherversuchen validiert (siehe Abbildung 4) [37, 65, 67]. Eine Anwendung auf reale Faserverbundstrukturen ist bisher jedoch nicht erfolgt.

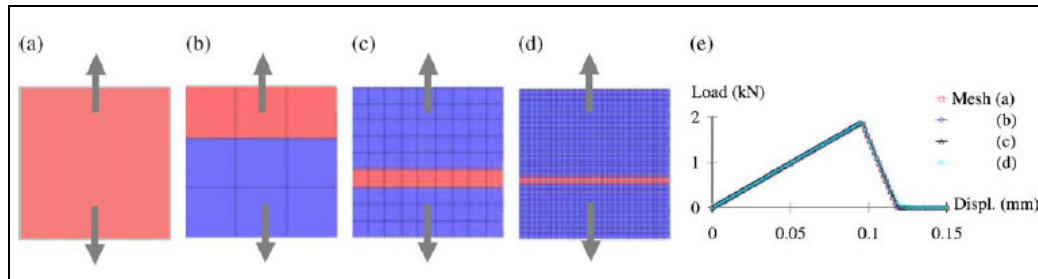


Abbildung 4: Degradationsmodell der interlaminaren Scherschicht [65]

In den letzten Jahren wurden Untersuchungen zur Verbesserung der interlaminaren Eigenschaften von Faserverbundstrukturen mittels 3D-Verstärkung weiter vorangetrieben [36, 39, 41, 46, 47, 48, 49]. Hierbei bietet die Einseitennähtechnik große Vorteile, da eine Zugänglichkeit des Materials nur von einer Seite gegeben sein muss [33, 37, 57]. Untersuchungen bei der NASA und bei Boeing haben gezeigt, dass durch eine 3D-Verstärkung einer stringerversteiften Flügelschale das Damage Tolerance Verhalten um 100% verbessert werden kann [38]. Dies ist primär auf die Verbesserung der interlaminaren Schäleigenschaften zurückzuführen, die Delaminationen behindern. Im Kooperationsprojekt INTEX wurde gezeigt, dass mittels einer 3D-Verstärkung die Stringeranbindung im T-Pull Test ebenfalls um knapp 100% gesteigert werden konnte [37] (siehe Abbildung 5).

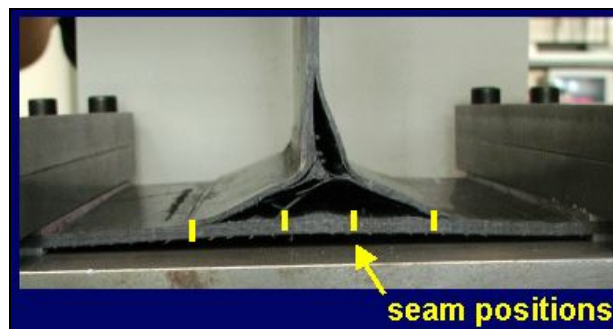


Abbildung 5: Versagte T-Pull Probe [69]

Der Einfluss der 3D-Verstärkung auf die interlaminaren Scherfestigkeiten ist jedoch gering. In einem Single Lap Joint Test konnte mittels einer 3D-Verstärkung die interlaminare Scherfestigkeit nur knapp über die üblichen 30MPa gesteigert werden [37].



## 1.2. Motivation

Das Ziel dieser Arbeit ist es, die interlaminaren Festigkeiten von Faserverbund-Schlaufen vor allem zwischen den Schlaufenlagen und dem Mittellaminat mittels 3D-Verstärkungen zu verbessern. Die Erfahrungen mit 3D-Verstärkungen sollen auf Schlaufen angewandt werden, um die Festigkeiten primär bei Querkzug zu verbessern. Dabei sollen ebenfalls die Berechnungsmethoden weiter vorangetrieben werden. Die Ergebnisse der Untersuchungen sollen anschließend im allgemeinen auf Faserverbundschlaufen erweitert und in Gestaltungsrichtlinien zusammengefasst werden.

Es hat sich gezeigt, dass bisher noch kaum Erkenntnisse über mehrdimensionale Belastungen in Faserverbund-Schlaufen vorhanden sind. Die Spannungsverteilung in Schlaufen unterschiedlicher Topologien soll daher mittels numerischer Verfahren genauer untersucht werden.

Anhand von Zug-Schub Proben soll der Einfluss der 3D-Verstärkung auf die interlaminare Scherfestigkeit untersucht werden. Hierzu werden Probenkörper gefertigt und statisch geprüft. Mit numerischen Modellen werden die Einflüsse der 3D-Verstärkung auf die Proben berechnet. Vom besonderem Interesse ist das Schadensverhalten, welches mit mehreren Degradationsmodellen nachgebildet wird.

Der Einfluss der 3D-Verstärkung auf die interlaminaren Schälspannungen wird mittels Schälversuchen untersucht. Die Probenkörper sind als „offene Schlaufen“ gestaltet, wobei die Schlaufe am Scheitel getrennt ist. Die Belastungen konzentrieren sich auf die Grenzschicht zwischen Mittellaminat und Schlaufe, um gezielt den Einfluss der 3D-Verstärkung in diesem Bereich zu untersuchen. Dies wird mittels statischer Versuche und numerischer Degradationsmodelle durchgeführt.

Die Ergebnisse der vorherigen Untersuchungen werden an unterschiedlichen Schlaufentopologien umgesetzt. Als Grundlage für die folgenden Untersuchungen dienen zum einen die Mini-TED Schlaufen in textiler Form und Querlenker aus dem Automobilbereich. Hierzu werden die Schlaufen mit 3D-Verstärkungen versehen und in statischen und dynamischen Versuchen getestet. Analog zu den Versuchen werden numerische Degradationsmodelle aufgebaut und der Einfluss, sowie das Schadensverhalten der 3D-Verstärkung auf die Schlaufen berechnet.

## 2. Theoretische Grundlagen

In diesem Kapitel sollen die theoretischen Grundlagen für die nachfolgenden Untersuchungen erörtert werden. Diese Arbeit befasst sich mit Faserverbundschlaufen, die in der dritten Richtung, daher quer zum Laminat verstärkt wurden. Hierzu wird allgemein auf Faserverbundwerkstoffe eingegangen. Das Materialmodell mit Koordinatensystemen, sowie die Spannungs- und Deformationsanalyse werden beschrieben. Dabei werden die verschiedenen Verbindungsmöglichkeiten von Faserverbundbauteilen angesprochen. Es werden die Gestaltungsmöglichkeiten und analytischen Berechnungsgrundlagen für Faserverbundschlaufen behandelt.

### 2.1. Faserverbundwerkstoffe

Die grundlegenden Annahmen und Konventionen für eine makromechanisch-phänomenologische Analyse sollen zu Beginn der Arbeit dargestellt werden. Zunächst wird auf das Materialmodell und die Koordinatensysteme eingegangen, die im weiteren Verlauf der Arbeit angewendet werden. Im Anschluss werden die wesentlichen Grundlagen für eine Spannungs- und Dehnungsanalyse aufgeführt, die Voraussetzung für eine Versagensanalyse sind.

#### 2.1.1. Materialmodell und Koordinatensystem

Die heute meist in der Luftfahrt eingesetzten Faserverbundwerkstoffe sind Mehrschichtverbunde, die aus einzelnen UD-Lagen bestehen. Die UD Lagen bestehen meist aus Langfasern (Kohle-, Aramid- oder Glasfasern) die in eine Matrix (Epoxid bzw. Thermoplast-Harz) eingebettet sind. Diese UD-Lagen werden bei den meisten heutigen Strukturbauteilen in der Luftfahrt in verschiedenen Winkeln übereinander geschichtet. Jede einzelne UD-Schicht soll im lokalen Koordinatensystem betrachtet werden. Hierbei verläuft die  $x$ -Achse in Faserrichtung und die  $y$ -Achse senkrecht dazu in der Ebene der UD-Schicht. Die  $z$ -Achse steht senkrecht zur  $x$ - und  $y$ - Achse.

Betrachtet man ein kleines Element in einer UD-Schicht im lokalen Koordinatensystem, so wirken auf die einzelnen Flächen Schnittkräfte bzw. Spannungen (siehe Abbildung 6). Diese sind die Normalspannung (siehe Formel 2.1) und die zwei Schubspannungen (siehe Formel 2.1 und 2.2) [23, 24]. Aufgrund dieser Schnittspannungen entstehen an den Flächen des Körpers bzw. Elements Verformungen (siehe Abbildung 6) als Dehnungen (siehe Formel 2.3) und Gleitungen (siehe Formel 2.4).

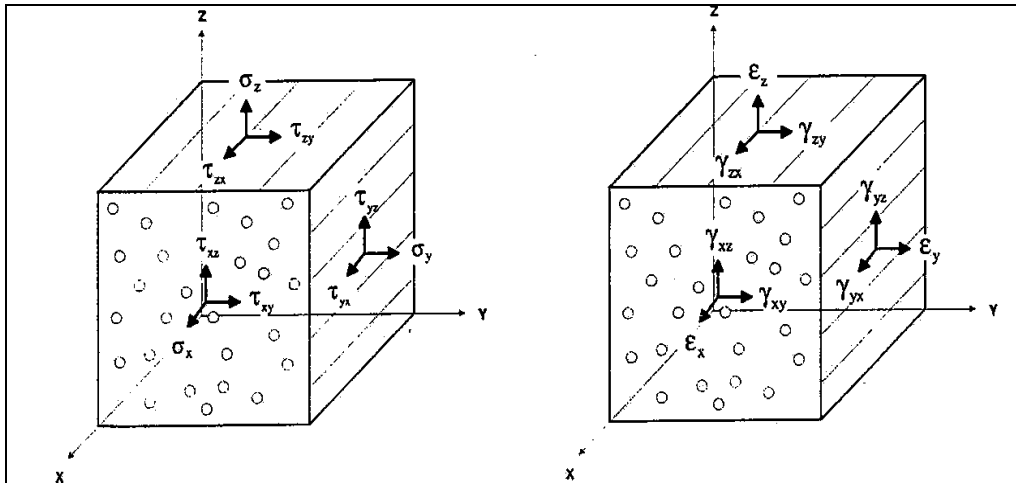


Abbildung 6: infinitesimales Element einer UD-Schicht [23]

Für eine vereinfachte Schreibweise werden die Normalspannungen und Dehnungen nur mit einem Index versehen (siehe Formel 2.1):

$$\text{Normalspannung} \quad \sigma_x, \sigma_y, \sigma_z \quad (\sigma_{xx} = \sigma_x) \quad (2.1)$$

$$\text{Tangentialspannung} \quad \tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yx}, \tau_{yz}, \tau_{zx}, \tau_{zy} \quad (2.2)$$

$$\text{Dehnung} \quad \epsilon_x, \epsilon_y, \epsilon_z \quad (2.3)$$

$$\text{Gleitung} \quad \gamma_{xy}, \gamma_{xz}, \gamma_{yx}, \gamma_{yz}, \gamma_{zx}, \gamma_{zy} \quad (2.4)$$

Die Spannungen und Verzerrungen können in je einem Tensor zusammengefasst werden. Hierbei werden die Tensoren als symmetrisch vorausgesetzt, so dass die Indizes vertauschbar sind.

$$\tau_{ij} = \tau_{ji} \quad \gamma_{ij} = \gamma_{ji} \quad i, j = 1, \dots, 3 \quad (2.5)$$

Die Spannungen und Verformungen reduzieren sich somit auf je 6 Komponenten.

$$\sigma_{ij} = (\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{yz}, \tau_{xz}, \tau_{xy}) \quad \epsilon_{kl} = (\epsilon_x, \epsilon_y, \epsilon_z, \gamma_{yz}, \gamma_{xz}, \gamma_{xy}) \quad (2.6)$$

Die Materialgleichungen beschreiben den Zusammenhang zwischen Spannungen und Verzerrungen. Das Hookesche Gesetz der Kontinuumsmechanik liefert den Zusammenhang zwischen Belastung und Verzerrung:

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} \cdot \epsilon_{kl} \quad (2.7)$$

Hierbei ist  $C_{ijkl}$  (siehe Formel 2.7) der Elastizitätstensor. Ausgeschrieben in der Matrixform lautet das Hookesche Gesetz [23, 24]:

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{yz} \\ \tau_{xz} \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & C_{14} & C_{15} & C_{16} \\ & C_{22} & C_{23} & C_{24} & C_{25} & C_{26} \\ & & C_{33} & C_{34} & C_{35} & C_{36} \\ & & & C_{44} & C_{45} & C_{46} \\ s & y & m & & C_{55} & C_{56} \\ & & & & & C_{66} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \epsilon_z \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} \quad (2.8)$$

Der Elastizitätstensor besitzt somit im Allgemeinen 21 unabhängige Kennwerte  $C_{ij}$ . Eine UD-Schicht hat orthotrope Eigenschaften und somit symmetrische Materialeigenschaften zur  $(x,y)$ -Ebene, zur  $(y,z)$ -Ebene und auch zur  $(x,z)$ -Ebene. Dadurch reduziert sich der Elastizitätstensor auf 9 unabhängige Kennwerte.

$$C_{14} = C_{15} = C_{16} = C_{24} = C_{25} = C_{26} = C_{34} = C_{35} = C_{36} = C_{45} = C_{46} = C_{56} = 0 \quad (2.9)$$

Es wird angenommen, dass sich die UD-Schicht in der  $(y,z)$ -Ebene isotrop verhält. Aufgrund der stochastischen gleichmäßigen Verteilung der Fasern, gibt es in der  $(y,z)$ -Ebene keine Vorzugsrichtung. Das Materialsystem ist transversal isotrop und folgende Relationen können abgeleitet werden:

$$E_y = E_z \quad G_{xy} = G_{xz} \quad G_{yz} = \frac{E_y}{2(1 + \nu_{yz})} \quad (2.10)$$

Die unabhängigen Kennwerte wurden somit von 9 auf 5 reduziert. Das Hookesche Gesetz vereinfacht sich bei transversal isotropen Materialien [23, 24]:

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{yz} \\ \tau_{xz} \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ & & C_{22} & 0 & 0 & 0 \\ & & & (C_{22} - C_{23})/2 & 0 & 0 \\ s & y & m & & C_{66} & 0 \\ & & & & & C_{66} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \epsilon_z \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} \quad (2.11)$$

Mit dieser Beziehung kann eine UD-Schicht beschrieben und berechnet werden. Die komplexe Geometrie der Schlaufen führt jedoch oft zu kleinen Harznestern mit rein isotropem Materialverhalten. Das isotrope Material hat folgende Eigenschaften:

$$E = E_x = E_y = E_z \quad \nu = \nu_{xy} = \nu_{yz} = \nu_{xz} \quad G = G_x = G_y = G_z = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (2.12)$$

Dies führt zu einer weiteren Vereinfachung des Hookeschen Gesetzes für isotrope Materialien mit zwei unabhängigen Kennwerten [23,24]:

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{yz} \\ \tau_{xz} \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ & C_{11} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ & & C_{11} & 0 & 0 & 0 \\ & & & (C_{11} - C_{12})/2 & 0 & 0 \\ s & y & m & & (C_{11} - C_{12})/2 & 0 \\ & & & & & (C_{11} - C_{12})/2 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} \quad (2.13)$$

Anhand des kinematischen Gleichgewichts, der internen Lastverteilung und der Materialgleichungen können die Deformationen und Spannungen für das jeweilige Bauteil berechnet werden.

### 2.1.2. Festigkeitsanalyse

Anhand der berechneten Spannungen kann noch keine Aussage über die Belastbarkeit des Bauteils getroffen werden. Hierzu müssen die einzelnen Festigkeitswerte bzw. Dehngrenzen für das jeweilige Material mit den auftretenden Spannungen in Beziehung zueinander gesetzt werden.

Basisfestigkeit	Zugehörige Spannung	Belastungsart	(2.14)
$R_x^{(+)}$	$\sigma_x$	Reine Zugbeanspruchung in x	
$R_x^{(-)}$	$-\sigma_x$	Reine Druckbeanspruchung in x	
$R_y^{(+)}$	$\sigma_y$	Reine Zugbeanspruchung in y	
$R_y^{(-)}$	$-\sigma_y$	Reine Druckbeanspruchung in y	
$R_z^{(+)}$	$\sigma_z$	Reine Zugbeanspruchung in z	
$R_z^{(-)}$	$-\sigma_z$	Reine Druckbeanspruchung in z	
$R_{xy}$	$\tau_{xy}$	Reine Schubbeanspruchung in xy	
$R_{xz}$	$\tau_{xz}$	Reine Schubbeanspruchung in xz	
$R_{yz}$	$\tau_{yz}$	Reine Schubbeanspruchung in yz	

Äquivalent für Dehngrenzen gilt:

Dehngrenze	Zugehörige Dehnung	Belastungsart	(2.15)
$\varepsilon_x^{(+)}$	$\varepsilon_x$	Reine Zugbeanspruchung in x	
.	.	.	
.	.	.	
.	.	.	

Das Versagen der Struktur kann anhand der ermittelten Festigkeiten berechnet werden. Dies geschieht mittels eines so genannten Bruchkriteriums. Das Bruchkriterium ist eine Funktion von den einzelnen Spannungen bzw. Dehnungen und den Festigkeiten bzw. Dehngrenzen in den einzelnen Richtungen [22].

$$F = F(\sigma_i, \tau_{ij}, R_i, R_{ij}) \quad (2.16)$$

Diese Funktion ergibt einen Wert in Abhängigkeit der Belastung. Ist dieser Wert kleiner 1, so können die Spannungen und Dehnungen im Bauteil ohne Bruch ertragen werden. Das Erreichen des Wertes 1 markiert die Belastung bei der ein Bruch bzw. ein Versagen in dem Bauteil auftreten kann. Hierbei spricht man von der Bruchbedingung, die folgendermaßen definiert ist [22]:

$$F(\sigma_i, \tau_{ij}, R_i, R_{ij}) = 1 \quad (2.17)$$

Im Folgenden soll auf vier ausgewählte Bruchkriterien eingegangen werden.

### **Maximum Spannungskriterium**

Das Maximum Spannungskriterium vergleicht in den einzelnen Richtungen alle Spannungen mit den jeweiligen Festigkeiten. Eine Interaktion zwischen den Spannungen wird vernachlässigt. Wenn eine Spannungen den Festigkeitswert in der selben Richtung erreicht, ist die Bruchbedingung erfüllt und ein Versagen im Bauteil tritt ein [25].

$$F = \frac{\sigma_i}{R_i} \quad \text{bzw.} \quad F = \frac{\varepsilon_{ij}}{\varepsilon_{ij}} \quad (2.18)$$

### **Maximum Dehnungskriterium**

Das Maximum Dehnungskriterium vergleicht analog zum Maximum Spannungskriterium die Dehnungen mit den dazugehörigen Dehngrenzen, ebenfalls ohne Interaktion zwischen den Dehnungen. Erreicht eine Dehnung die dazugehörige Dehngrenze, dann wird davon ausgegangen, dass ein Versagen eintritt [25].

$$F = \frac{\varepsilon_i}{\varepsilon_l} \quad \text{bzw.} \quad F = \frac{\tau_{ij}}{R_{ij}} \quad (2.19)$$

### ***Tsai-Wu Kriterium***

Das Tsai-Wu Kriterium basiert auf dem Hill Kriterium (1948) für leicht anisotrope duktile Metalle [22]. Dies wurde für orthotrope Werkstoffe weiterentwickelt und 1968 von Tsai und Wu weltweit als „die überlegene Faserverbund-Bruchbedingung“ vorgestellt [22]. Das Tsai-Wu Kriterium ist ein globales Kriterium, das alle Spannungen in einer Funktion vereint. Hierbei wird bei den einzelnen Bruchmechanismen z.B. zwischen FB (Faserbruch) oder ZFB (Zwischenfaserbruch) nicht explizit unterschieden. Für das Erstversagen im ebenen Spannungszustand lautet die Formel:

$$F(\sigma_i, \sigma_j, A_{ij}, B_i) = \sum_{i=1}^6 \left[ B_i \cdot \sigma_i + \sum_{j=1}^6 (A_{ij} \cdot \sigma_i \cdot \sigma_j) \right] = 1 \quad (2.20)$$

Hierbei sind  $A_{ij}$  und  $B_i$  Materialkonstanten. Angewandt auf eine UD-Schicht kann das Tsai-Wu Kriterium folgendermaßen beschrieben werden:

$$F = A_{11} \cdot \sigma_1^2 + 2A_{12} \cdot \sigma_1 \sigma_2 + A_{22} \cdot \sigma_2^2 + A_{66} \cdot \sigma_6^2 + B_1 \sigma_1 + B_2 \sigma_2 = 1 \quad (2.21)$$

Mit den dazugehörigen Konstanten:

$$\begin{aligned} A_{11} &= \frac{1}{R_x^{(+)} \cdot R_x^{(-)}} & A_{22} &= \frac{1}{R_y^{(+)} \cdot R_y^{(-)}} & A_{66} &= \frac{1}{R_{xy}^2} \\ B_1 &= \frac{1}{R_x^{(+)}} - \frac{1}{R_x^{(-)}} & B_2 &= \frac{1}{R_y^{(+)}} - \frac{1}{R_y^{(-)}} \end{aligned} \quad (2.22)$$

Puck [22] hat die Tsai-Wu Bruchkurve ( $F=1$ ) im Spannungsraum dargestellt (siehe Abbildung 7). Hierbei ist deutlich zu sehen, dass die Querspannung einen großen Einfluss auf die Festigkeit in Faserrichtung hat. Ein großer Zuwachs der Faserdruckfestigkeit infolge eines Querdrucks ist laut Puck [22] fragwürdig.

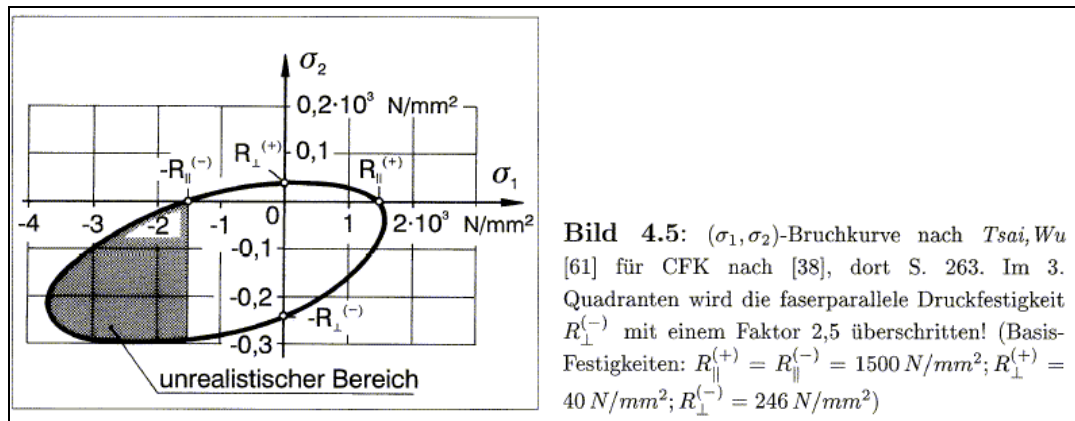


Abbildung 7: Tsai-Wu Kriterium für eine UD-Schicht [22]

### Bruchkriterium nach Puck für ebene Spannungszustände

Das Puck Kriterium für ebene Spannungszustände beruht auf der Mohrschen Festigkeitshypothese (siehe Kapitel 2.1.3). Die Bruchkurve für ZFB wird in einzelne Bereiche, je nach Versagensart aufgeteilt. Die Übergänge werden mit so genannten Neigungsparametern stetig gestaltet.

Modus A beschreibt einen Zwischenfaserbruch der primär von den Querspannungen beeinflusst wird. Für Modus A gilt [22] (siehe Abbildung 8):

$$\sqrt{\left(\frac{\tau_{21}}{R_{\perp II}}\right)^2 + \left(1 - p_{\perp II} + \frac{R_{\perp}^+}{R_{\perp II}}\right)^2 \cdot \left(\frac{\sigma_2}{R_{\perp}^+}\right)^2} + p_{\perp II} \cdot \frac{\sigma_2}{R_{\perp II}} = 1 \quad \sigma_2 \geq 0 \quad (2.23)$$

Modus B beschreibt das Versagen aufgrund von Schubspannungen mit leichtem Einfluss der Querspannung. Aufgrund eines Querdrucks erhöht sich leicht die Schubfestigkeit. Dies wird anhand der erhöhten inneren Reibung begründet, die zum erschwerten Abgleiten der Grenzschichten bei Mikrorissen führt. Für Modus B gilt [22] (siehe Abbildung 8):

$$\frac{1}{R_{\perp II}} \left( \sqrt{\tau_{21}^2 + (p_{\perp II}^- \cdot \sigma_2)^2} + p_{\perp II}^- \cdot \sigma_2 \right) = 1 \quad \sigma_2 < 0, \quad 0 \leq \left| \frac{\sigma_2}{\tau_{12}} \right| \leq \frac{R_{\perp\perp}^A}{|\tau_{12c}|} \quad (2.24)$$

Die Interaktion zwischen Schubspannung und Querdruck wird im Modus C nachgebildet. Für Modus C gilt [22] (siehe Abbildung 8):

$$\left[ \left( \frac{\tau_{21}}{2(1 + p_{\perp\perp}^- R_{\perp II})} \right)^2 + \frac{\sigma_2}{R_{\perp}^-} \right] \cdot \frac{R_{\perp}^-}{-\sigma_2} = 1 \quad \sigma_2 < 0, \quad 0 \leq \left| \frac{\tau_{12}}{\sigma_2} \right| \leq \frac{|\tau_{12c}|}{R_{\perp\perp}^A} \quad (2.25)$$



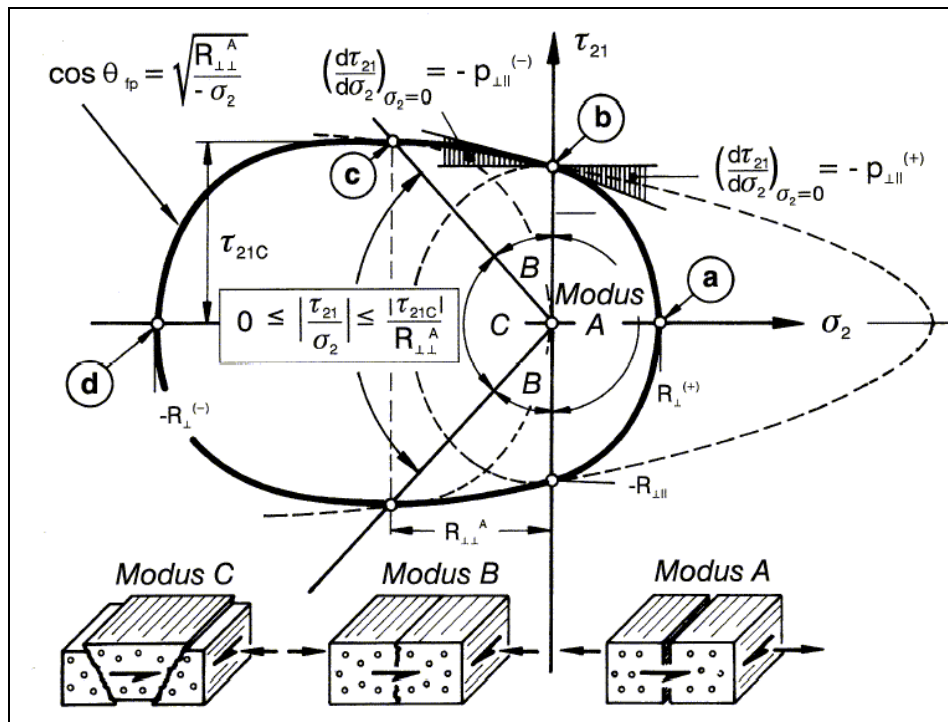


Abbildung 8: Puck Bruchkurve für ebene Spannungszustände

Der Einfluss der Querspannung und Schubspannung auf die Festigkeit in Faserrichtung nach Puck [22] in Abbildung 9 dargestellt. Hierbei ist  $\epsilon_{FF}$  die Anstrengung in Faserrichtung.

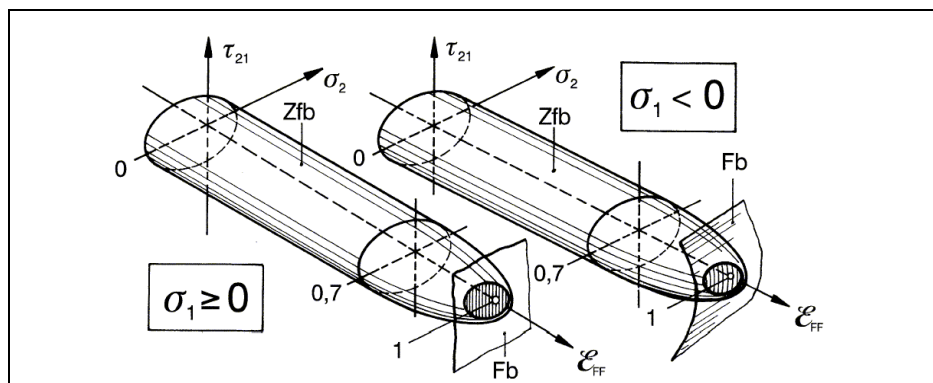


Abbildung 9: Bruchkörper nach Puck Kriterium [22]

In Abbildung 10 ist ein Längsschnitt der so genannten Bruchzigarre (siehe Abbildung 9) dargestellt. Hierbei stellt die Abszisse die Anstrengung in Faserrichtung und die Ordinate die Anstrengung für einen Zwischenfaserbruch dar. Es ist deutlich zu sehen, dass kleine Querspannungen bzw. Schubspannungen keine Auswirkungen auf die Festigkeit bei Faserbruch haben (siehe Abbildung 10).

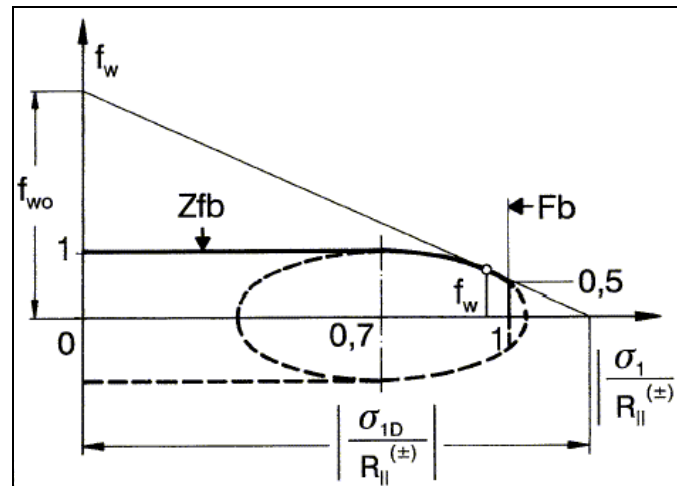


Abbildung 10: Einfluss der Querspannung und Schubspannung auf Faserbruch [22]

Die Bruchkurve für die Interaktion zwischen Querspannung und Schubspannung bezüglich Faserbruch, kann iterativ wie folgt bestimmt werden:

$$f_w^2 + \frac{1}{0,12} \left( \left| \frac{\sigma_1}{R_{II}} \right| - 0,7 \right)^2 = 1 \quad \text{für} \quad \left| \frac{\sigma_1}{R_{II}} \right| \geq 0,7 \quad (2.26)$$

### **Anwendung der Festigkeitsanalyse auf FVK Schlaufen**

Es wurden vier verschiedenen Versagenskriterien dargestellt. Das Erstversagen bei Schlaufen tritt infolge interlaminarer Spannungen zwischen den Schlaufenlagen und dem Mittellaminat ein.

Für die Auswertung der numerischen 2D Schlaufenmodelle, die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführt wurden, (siehe Kapitel 3) ist das Tsai-Wu Kriterium und Puck Kriterium herangezogen worden, da hier eine direkte Aussage über die Versagenslast ohne zusätzliche Unterprogramme (Subroutinen) möglich ist.

Die numerischen Versagensmodelle mit fortschreitender Degradation auf Basis 3D FEM Modelle, die ebenfalls Bestandteil dieser Arbeit sind, (siehe Kapitel 7) sind mit dem Einfachen-Parabolischen-Kriterium berechnet worden, um die Interaktionen der unterschiedlichen Spannungen zu berücksichtigen. Hierbei wurden bei den Rechnungen zusätzliche Unterprogramme erstellt um das Schadensverhalten mittels Delaminationselemente nachbilden zu können (siehe Kapitel 7). Die zugrundeliegenden Ansätze für die Berechnungen sollen im folgenden genauer erläutert werden.

### 2.1.3. Dreidimensionale Versagenskriterien

Im Folgenden wird auf 3D Versagenskriterien für Faserverbundwerkstoffe eingegangen. Hierbei sind die Versagenskriterien nicht auf den ebenen Spannungszustand limitiert, sondern erfassen den dreidimensionalen Spannungszustand in den zu untersuchenden Modellen.

#### *Mohrsche Festigkeitshypothese*

Die Versagenskriterien basieren auf der Mohrschen Festigkeitshypothese. Mohr verallgemeinert den Ansatz der maximalen Normal- und Schubspannungshypothese isotroper Werkstoffe. Laut Juhasz [23] kann die Mohrsche Hypothese für Faserverbundwerkstoffe wie folgt beschrieben werden:

- Die Bruchgrenze oder Fließgrenze eines Materials wird ausschließlich durch die Spannungen in der Bruchebene oder Fließebene bestimmt.
- Ein Zwischenfaserbruch unidirektionaler Schichten von Faserverbundwerkstoffen wird durch eine Interaktion der Normalspannung mit den Schubspannungen in der Bruchebene verursacht.
- Alle möglichen Lagen einer Mohrschen Bruchebene für den Zwischenfaserbruch einer unidirektionalen Schicht von Faserverbundwerkstoffen lassen sich durch Rotation um eine Faserachse erfassen.

Puck [22] definiert zusätzlich folgende Hypothese auf Basis der Mohrschen Festigkeitshypothese [23]:

- Für positive Normalspannungen wird der Zwischenfaserbruch gemeinsam durch die Normalspannung und den Schubspannungen verursacht.
- Für negative Normalspannungen wird der Zwischenfaserbruch nur durch die Schubspannung verursacht, wobei die negative Normalspannung einen zusätzlichen Widerstand gegen den Bruch generiert (innere Reibung). Der Widerstand vergrößert sich mit steigendem Betrag der Druckspannung.

Für ebene Spannungszustände gilt [23]:

- Für ebene Beanspruchung tritt ein Zwischenfaserbruch entweder als reiner Zugbruch infolge der ebenen Normalspannung, oder als Schubbruch infolge der ebenen Schubspannung auf. Der Schubbruch kann ebenfalls durch eine negative Normalspannung behindert werden.

Bei der Berechnung des Zwischenfaserbruchs nach der Mohrschen Festigkeitshypothese wird davon ausgegangen, dass dieser in einer Bruchebene

auftritt. Da beim Zwischenfaserbruch keine Fasern durchtrennt werden ist diese Bruchebene auf eine Rotation um die Faserrichtung begrenzt. Hierbei definiert Puck die Bruchebene mit einem Winkel  $0 < \theta < 180^\circ$  beginnend von der  $(x,z)$ -Ebene (siehe Abbildung 11).

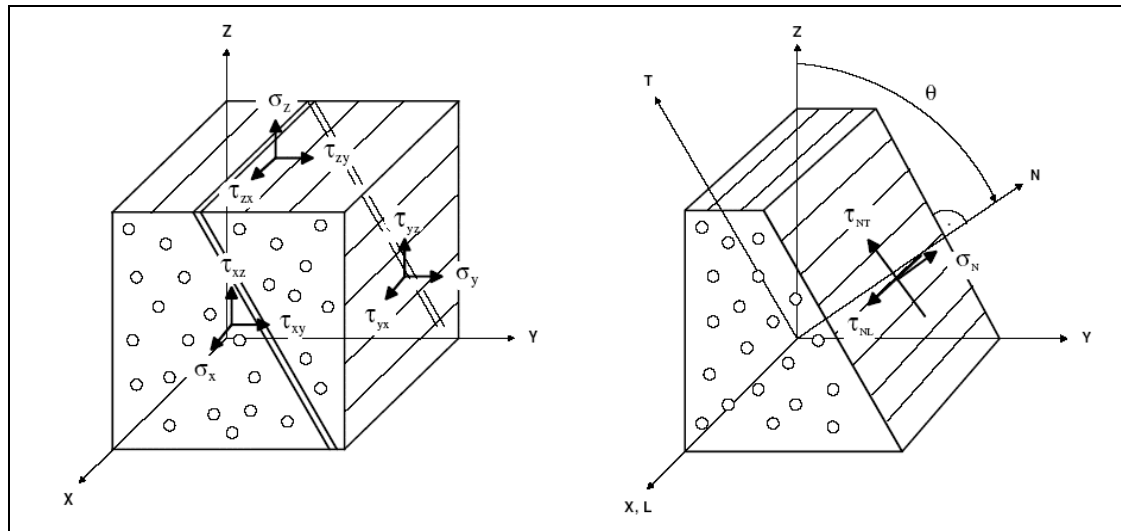


Abbildung 11: Spannungen im  $(x,y,z)$ -System in der Bruchebene der UD-Schicht [23]

Für die Berechnung eines Zwischenfaserbruchs sind laut der Mohrschen Festigkeitshypothese nicht die allgemeinen Spannungen in der unidirektionalen Schicht im  $(x,y,z)$ -Koordinatensystem maßgebend, sondern die Normalspannungen und Schubspannungen in der Bruchebene. Hierzu müssen die Spannungen der unidirektionalen Schicht in die Bruchebene transformiert werden [23]:

$$\sigma_N = \sigma_y \cdot \sin^2(\theta) + \sigma_z \cdot \cos^2(\theta) + \tau_{yz} \cdot \sin(2\theta) \quad (2.27)$$

$$\tau_{NT} = \frac{1}{2}(\sigma_y - \sigma_z) \cdot \sin(2\theta) + \tau_{yz} \cdot \cos(2\theta) \quad (2.28)$$

$$\tau_{NL} = -\tau_{xy} \cdot \sin(\theta) - \tau_{xz} \cdot \cos(\theta) \quad (2.29)$$

Das Versagen der Bruchebene kann mit verschiedenen Ansätzen gerechnet werden. Hierbei sind das Erweiterte-Ausgangsmodell (EAM), das Parabolische-Kriterium nach Puck (PKP) und das Einfache-Parabolische-Kriterium (EPK) zu nennen [23]. Nach Juhasz [23] liefert das EPK gute Ergebnisse bei gleichzeitiger numerischen Stabilität. Des Weiteren muss beim EPK nur eine Steigung bestimmt werden. Daher wird für die folgenden Untersuchungen das EPK verwendet.

### ***Einfaches-Parabolisches-Kriterium***

Das EPK ist bezüglich der Spannung  $\sigma$  homogen. Daher kann die linke Seite ebenfalls als Anstrengung des Materials betrachtet werden. Das EPK ist wie folgt definiert:

$$\sigma_N \geq 0 \quad \sqrt{(1-p^{(+)})^2 \left(\frac{\sigma_N}{R_N^{(+)}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{NT}}{R_{NT}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{NL}}{R_{NL}}\right)^2} + p^{(+)} \frac{\sigma_N}{R_N^{(+)}} = 1 \quad (2.30)$$

$$\sigma_N < 0 \quad \sqrt{(p^{(-)})^2 \left(\frac{\sigma_N}{R_Y^{(-)}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{NT}}{R_{NT}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{NL}}{R_{NL}}\right)^2} + p^{(-)} \frac{\sigma_N}{R_Y^{(-)}} = 1 \quad (2.31)$$

$$\frac{m_{NT}^{(+,-)}}{R_{NT}} = \frac{m_{NL}^{(+,-)}}{R_{NL}} \quad (2.32)$$

$$\text{Steigung} \quad p^{(+)} = -m_{NT}^{(+)} \frac{R_N^{(+)}}{R_{NT}} \quad p^{(-)} = -m_{NT}^{(-)} \frac{R_N^{(-)}}{R_{NT}} \quad (2.33)$$

$$R_{NT} = \frac{R_Y^{(-)}}{1 + \sqrt{1 + 2 \cdot p^{(-)}}} \quad (2.34)$$

$$0 < p^{(+)} < \frac{1}{2} \quad 0 < \frac{p^{(-)}}{R_Y^{(-)}} < \frac{p^{+}}{R_N^{(+)}} \quad (2.35)$$

Im Vergleich zum Parabolischen Kriterium nach Puck sind die entsprechenden Steigungen  $p$  (siehe Formel 2.33) durch die Gleichung 2.32 gekoppelt. Dadurch ergeben sich zwei zu bestimmende Parameter (siehe Formel 2.33). Eine stetige Differenzierbarkeit EPK wird durch folgende Beziehung erreicht:

$$p := p^{(+)} \quad p^{(-)} = p \frac{R_Y^{(-)}}{R_N^{(+)}} \quad (2.35)$$

Hierdurch reduzieren sich die zu bestimmenden Parameter auf die Steigung  $p$ . Somit kann das EPK folgendermaßen dargestellt werden:

$$\sigma_N \geq 0 \quad \sqrt{(1-p)^2 \left(\frac{\sigma_N}{R_N^{(+)}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{NT}}{R_{NT}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{NL}}{R_{NL}}\right)^2} + p \frac{\sigma_N}{R_N^{(+)}} = 1 \quad (2.36)$$

$$\sigma_N < 0 \quad \sqrt{p^2 \left(\frac{\sigma_N}{R_N^{(+)}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{NT}}{R_{NT}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{NL}}{R_{NL}}\right)^2} + p \frac{\sigma_N}{R_N^{(+)}} = 1 \quad (2.37)$$

$$R_{NT} = \frac{R_Y^{(-)}}{1 + \sqrt{1 + 2 \cdot p \cdot \frac{R_Y^{(-)}}{R_N^{(+)}}}} \quad (2.38)$$

$$0 < p < \frac{1}{2} \left[ 1 - \left( \frac{R_N^{(+)}}{R_{NT}} \right) \right] \quad (2.39)$$

$$p = \frac{R_N^{(+)}}{2 \cdot R_Y^{(-)}} (\tan^4(\theta) - 1) \quad (2.40)$$

Für die dreidimensionale Festigkeitsbestimmung wird die Anstrengung mittels in Schnittebenen parallel zur Faserrichtung von 0° bis 180° berechnet. Die Spannungen in der Schnittebene werden mit den Gleichungen 2.27 bis 2.29 berechnet. Die Anstrengung wird mit Hilfe des EPK und den Gleichungen 2.36 bis 2.40 bestimmt. Die Schnittebene mit der höchsten Anstrengung wird als Bruchebene definiert. Erreicht die Anstrengung den Wert 1, kann von einem Zwischenfaserbruch in der Bruchebene ausgegangen werden.

#### **2.1.4. Versagensmodelle**

Die Auswertung der Spannungen mit dem 3-dimensionalen Versagenskriterium zeigt die Versagenshöhe und die Bruchebene in der Einzelschicht an. Um ein Versagen der unterschiedlichen Versuche nachzubilden, müssen Degradationen in die Berechnungen eingefügt werden. Dies kann in der numerischen Simulation für die Faserverbundelemente, sowie für evtl. spezielle Versagenselemente durchgeführt werden.

Die einfachste Methode einer Degradation ist das Ausschalten von Elementen, die ein Versagen laut dem 3D Versagenskriterium infolge eines Zwischenfaserbruchs bzw. Faserbruchs erreicht haben. Im allgemeinen hat sich jedoch gezeigt, dass Lasten in Faserrichtung und gegebenenfalls quer zur Faserrichtung übertragen werden können, obwohl ein Zwischenfaserbruch eingetreten ist [22]. Es ist daher sinnvoll Degradationsmodelle einzubauen, die keine vollständige, sondern nur eine teilweise Abschwächung der Elemente bewirken.

##### ***Degradationsmodell in einer Faserverbundschicht***

Die fortschreitende Schädigung im Faserverbundbauteil kann durch eine Reduktion der einzelnen Steifigkeiten der Elemente umgesetzt werden. Als maßgebende Frage stellt sich bei der „Stiffness Reduction Method“ [66], in wie weit die entsprechenden Steifigkeit herabzusetzen ist. Zudem hat eine große Reduktion der Steifigkeiten Spannungsspitzen zur Folge, die zusätzlich von der Netzgröße abhängig sind. So führt eine Verfeinerung des Netzes oft zu anwachsenden Spannungsspitzen und somit zu geringen globalen Festigkeiten. Mittels eines auf der Schadensenergie basierten Kriteriums, kann ein schlagartiges Versagen aufgrund von Spannungsspitzen verhindert und dadurch ein realistischer Schadensverlauf im Bauteil simuliert werden.

Idealerweise werden aufgrund der frei werdenden Energie im Zwischenfaserbruch die Steifigkeiten langsam degradiert.

Puck [22] hat eine Degradation der Steifigkeiten aufgrund der Materialanstrengung für den ebenen Spannungszustand für die unterschiedlichen Modi definiert. Klauke [64] hat die Degradationsansätze auf den 3D Spannungszustand angewendet. Für negative Normalspannungen gilt:

$$\sigma_N < 0 \quad \eta^+ = \frac{1 - \eta_r}{1 + c(F - 1)^\xi} + \eta_r \quad (2.40)$$

$$\eta_r = 0 \quad \text{für CFK laut Puck [22]}$$

$$F \quad \text{ist die Materialanstrengung nach (2.36)}$$

$$c = 4 \quad \text{für CFK laut Puck [22]}$$

$$\xi = 2 \quad \text{für CFK laut Puck [22]}$$

Für positive Normalspannungen gilt:

$$\sigma_N \geq 0 \quad \eta^- = \left( \frac{1}{1 + c(F - 1)^\xi} \right) \cos^2 \rho + \sin^2 \rho \quad (2.41)$$

$$\rho = \arctan \frac{|\sigma_N|}{\tau_{TL}}$$

$$\tau_{TL} = \sqrt{\tau_L^2 + \tau_T^2}$$

$$F \quad \text{ist die Materialanstrengung nach (2.36)}$$

$$c = 4 \quad \text{für CFK laut Puck [22]}$$

$$\xi = 2 \quad \text{für CFK laut Puck [22]}$$

Anhand der Degradationsgröße in der Bruchebene werden die Steifigkeiten der einzelnen Elemente angepasst. Hierzu werden die Steifigkeiten auf das Laminat-Koordinatensystem transformiert. Für positive Normalspannungen in der Bruchebene ergeben sich hierbei folgende Steifigkeiten:

$\sigma_N \geq 0$	Steifigkeit	Degradationsfaktor	(2.42)
	$E_y$	$\eta \cos \theta$	
	$E_z$	$\eta \sin \theta$	
	$G_{xy}$	$\eta \cos \theta$	
	$G_{yz}$	$\eta$	
	$G_{zx}$	$\eta \sin \theta$	

Für negative Normalspannungen in der Bruchebene wird die konservative Annahme gewählt, dass sich die Schubfestigkeit aufgrund der negativen Normalspannung nicht erhöht. Somit wird der Einfluss der Normalspannung nicht berücksichtigt:

$$\begin{array}{lll}
 \sigma_N < 0 & \text{Steifigkeit} & \text{Degradationsfaktor} & (2.43) \\
 & G_{xy} & \eta \cos \theta & \\
 & G_{yz} & \eta & \\
 & G_{zx} & \eta \sin \theta &
 \end{array}$$

Die jeweils anderen Steifigkeiten werden nicht herabgesetzt. Anhand der Degradationsformeln (siehe Formel 2.36 bis 2.43) kann ein Zwischenfaserbruch in einem Laminat mit der darauf folgenden Lastumlagerung berechnet werden.

### ***Versagen in einer Delaminationsschicht***

Numerische Rechnungen haben gezeigt, dass ein Rissfortschritt mit den angegebenen Degradationsformeln für Laminelemente zu moderaten Ergebnissen führt [65]. Aufgrund der langsamen Degradation nehmen die Elemente zu hohe Lasten auf, wodurch die Versagenslast zu hoch berechnet wird. Mittels Delaminationselementen (Cohesive Zone Elements, siehe Abbildung 12) kann der Rissfortschritt aufgrund explizit definierbarer Versagensmechanismen sehr genau berechnet werden. Die Delaminationselemente dienen als Interface zwischen zwei Laminatschichten, wo ein Riss vermutet wird oder sich eine Schädigung im Versuch gezeigt hat.

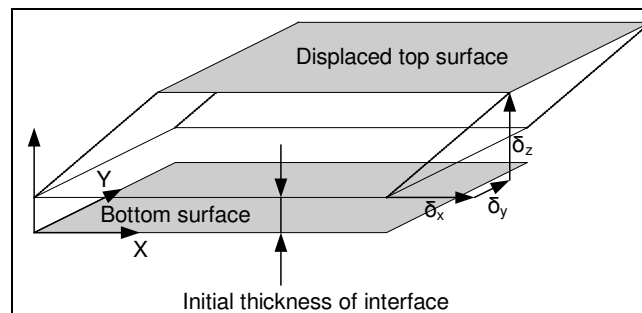


Abbildung 12: Delaminationselement mit Verzerrungen [66]

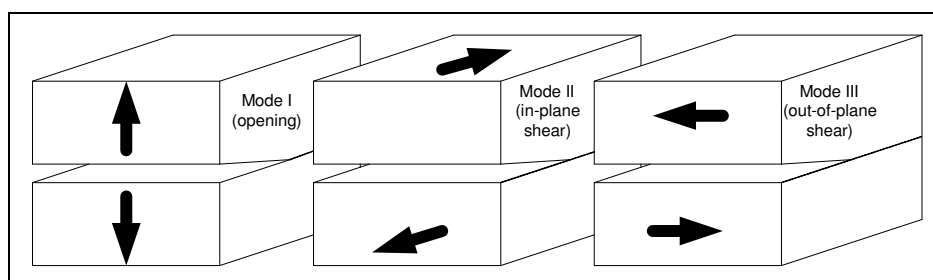


Abbildung 13: Versagensmechanismen für Rissfortschritt [66]



Die Mechanismen, die zu einer Schädigung führen, werden in der Bruchmechanik in drei verschiedene Kategorien eingeordnet (siehe Abbildung 13):

- Mode I (Opening): Versagen aufgrund interlaminarer Schälspannungen senkrecht zur Rissfläche.
- Mode II (In Plane Shear): Versagen aufgrund interlaminarer Schubspannungen, die in Richtung des Risswachstums wirken.
- Mode III (Out Of Plane Shear): Versagen aufgrund interlaminarer Schubspannungen, die senkrecht zum Risswachstum wirken.

Zum Abbilden der drei Versagensmechanismen werden bei den Delaminationselementen laut Pinho [65] drei Deformationen untersucht (siehe Abbildung 12 und Abbildung 13):

- Mode I – interlaminare Schäldeformation senkrecht zum Riss.
- Mode II – interlaminare Scherdeformation in Richtung des Risswachstums.
- Mode III – interlaminare Scherdeformation senkrecht zum Risswachstums.

Pinho [65] definiert ein Versagen im Delaminationselement auf Basis der Verformung und Deformationsenergien pro Einheitsfläche. Anhand der Energiefreisetzungsraten und Festigkeiten aus den  $G_{IC}$  und  $G_{IIC}$  Versuchen kann die kritische Deformation  $\delta_N^0$  bestimmt werden, bei der eine Delamination eintritt (siehe Formeln 2.45 bis 2.47). Die hierbei herangezogene Festigkeit  $N$  basiert auf der sogenannten Traction  $t$  [65] im Delaminationselement. Diese ist äquivalent der Spannung im Delaminationselement und wird durch die interlaminare Schälfestigkeit für Mode I bzw. der interlaminaren Scherfestigkeit Mode II und Mode III definiert. Die Schädigung wird anhand der Deformation des Delaminationselements in drei Bereiche eingeteilt (siehe Abbildung 14):

Ungeschädigter Bereich	$\delta \leq \delta_N^0$	(2.44)
Geschädigter Bereich	$\delta_N^0 < \delta \leq \delta_N^f$	
Bereich mit Gesamtversagen	$\delta > \delta_N^f$	

Im ersten Bereich ist keine Schädigung vorhanden, da die Deformation im Delaminationselement unter der kritischen Deformation  $\delta_N^0$  liegen. Im zweiten Bereich ist bereits eine Schädigung aufgetreten, da die Deformation über der kritischen Deformation  $\delta_N^0$  liegt. Hierbei wird die Steifigkeit  $k$  des Delaminationselements anhand des Sekantenmoduls herabgesetzt, so dass es zu einer Lastumlagerung kommt. Im dritten Bereich ist die auftretenden Deformation über der

zweiten kritischen Deformation  $\delta_N^f$ , so dass von einem Gesamtversagen ausgegangen und die Elementsteifigkeit  $k$  zu Null gesetzt wird (siehe Abbildung 14).

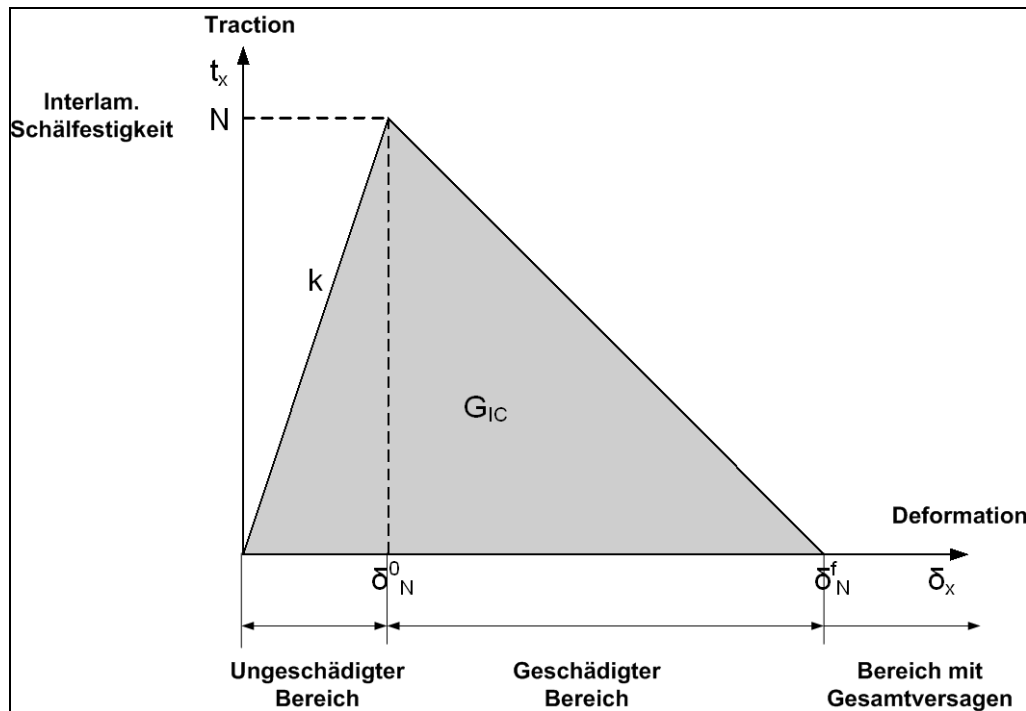


Abbildung 14: Bi-lineares Deformationsverhalten unter einachsiger Spannung

Die kritischen Deformationen können anhand der interlaminaren Spannungen und Energiefreisetzungsraten wie folgt bestimmt werden:

$$\text{Mode I:} \quad \delta_N^0 = \frac{N}{k} \quad \delta_N^f = \frac{2G_{IC}}{N} \quad (2.45)$$

$$\text{Mode II und III:} \quad \delta_S^0 = \frac{S}{k} \quad \delta_S^f = \frac{2G_{SC}}{S} \quad (2.46)$$

$$k = \frac{E}{t} \quad G_{SC} = G_{IC} \quad (2.47)$$

Die beiden Schubkomponenten werden gleichwertig behandelt und in einer Schubdeformation zusammengefasst (siehe Abbildung 13):

$$\text{Mode II und III:} \quad \delta_S = \sqrt{\delta_x^2 + \delta_y^2} \quad t_S = \sqrt{t_x^2 + t_y^2} \quad (2.48)$$

Häufig tritt jedoch ein Versagen infolge der Kombination von interlaminaren Schäl- und Schubspannungen auf. Bei dieser Mixed-Mode Belastung [65] muss eine Interaktion zwischen den beiden Spannungen für das Versagen berechnet werden. Hierzu kann laut Pinho [65] ein quadratischer Delaminations-Ansatz mit folgender Gesamtdeformation benutzt werden:

$$\left(\frac{t_z}{N}\right)^2 + \left(\frac{t_s}{S}\right)^2 = 1 \quad (2.49)$$

$$\delta > 0 \quad \delta = \sqrt{\delta_s^2 + (\delta_z)^2} \quad (2.50)$$

$$\delta \leq 0 \quad \delta = \delta_s \quad (2.51)$$

In Abbildung 15 ist die Gesamtbelastung einer Mixed-Mode Belastung dargestellt. Die Gesamtbelastung ist hierbei deutlich höher als die einzelnen Belastungen von Mode I und Mode II. Daher kann auf eine Interaktion der beiden Belastungen nicht verzichtet werden.

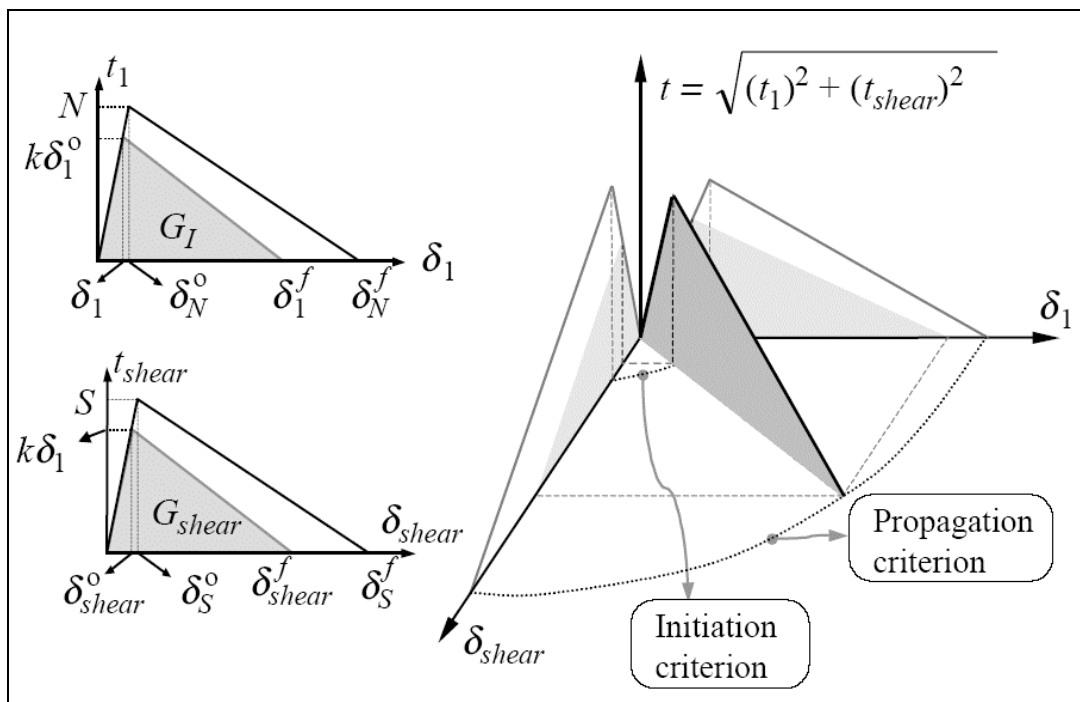


Abbildung 15: Schadensverhalten von Elementen unter Mixed-Mode Belastung [65]

Pinho [65] hat folgenden exponentiellen Ansatz für die fortschreitende Schädigung einer Mixed-Mode Belastung aufgestellt:

$$\left(\frac{G_I}{G_{IC}}\right)^\alpha + \left(\frac{G_S}{G_{SC}}\right)^\alpha = 1 \quad (2.52)$$

Exponent:  $\alpha = 1,21$

Die kritischen Deformationen für den Anfang der Schädigung und das Gesamtversagen ist laut Pinho [65] folgendermaßen aufgeführt:

$$\delta^0 = \begin{cases} \delta_S^0 \delta_N^0 \sqrt{\frac{1 + \beta^2}{(\delta_S^0)^2 + (\beta \delta_N^0)^2}} & \text{Für } \delta_z > 0 \\ \delta_S^0 & \text{Für } \delta_z \leq 0 \end{cases} \quad (2.53)$$

$$\delta^f = \begin{cases} \frac{2(1 + \beta^2)}{k \delta^0} \left( \left( \frac{1}{G_{IC}} \right)^\alpha + \left( \frac{\beta^2}{G_{SC}} \right)^\alpha \right)^{\frac{-1}{\alpha}} & \text{Für } \delta_z > 0 \\ \delta_S^f & \text{Für } \delta_z \leq 0 \end{cases} \quad (2.54)$$

$$\beta = \max \left\{ 0, \frac{\delta_S}{\delta_z} \right\} \quad (2.55)$$

Anhand der kritischen Traktionen kann eine Degradation der Steifigkeiten berechnet werden. Hierbei ist die Schädigung irreversibel, so dass nur eine zunehmende Degradation möglich ist. Die Degradation und die Reduktion der Steifigkeiten wird laut Pinho [65] wie folgt berechnet:

$$d = \begin{cases} 0 & \text{Für } \delta \leq \delta^0 \\ \frac{\delta^f (\delta - \delta^0)}{\delta (\delta^f - \delta^0)} & \text{Für } \delta^0 < \delta < \delta^f \\ 1 & \text{Für } \delta \geq \delta^f \end{cases} \quad (2.56)$$

$$T = \begin{Bmatrix} t_{yz} \\ t_{xz} \\ t_z \end{Bmatrix} = (1 - d) \begin{bmatrix} k & 0 & 0 \\ & k & 0 \\ sym & & k \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_x \\ \delta_y \\ \delta_z \end{Bmatrix} \quad (2.57)$$

Negative Deformationen senkrecht zur Schädigung können zu einer Schließung der Delamination führen. Daher wird bei negativen Deformationen die Degradation in z-Richtung nicht berücksichtigt.

Das angegebene Schädigungsmodell erlaubt eine numerische Nachrechnung der einzelnen experimentellen Untersuchungen. Von besonderem Interesse ist eine Teilschädigung der 3D-verstärkten Bauteile. Dies wurde bei den numerischen Untersuchungen mit Degradationsmodellen umgesetzt.

## 2.2. Übersicht von FVK Verbindungen

Die Verbindung von Faserverbundbauteilen kann in verschiedenen Varianten gestaltet werden. Eine Variante ist das Verkleben von zwei FVK Bauteilen [1, 6] (siehe Abbildung 16). Heute kann man mit modernen Strukturklebern gute Festigkeiten erzielen, die bis an Epoxy-Harzfestigkeiten herankommen. Die Klebung versagt auf Schub jedoch schlagartig ohne vorherige Ankündigung. Die Festigkeit gegen Abschälen der Klebung ist recht gering. Aufgrund des Nachteils beim Versagen ist die Klebeverbindung von primären Strukturbauteilen im Flugzeugbau nur bedingt verbreitet, wobei ein Trend zu mehr Klebeverbindung zu sehen ist.



Abbildung 16: Klebeverbindung von FVK Bauteilen [1]

In der Luftfahrt werden klassische Bolzenverbindungen am häufigsten benutzt (siehe Abbildung 17). Hierbei werden Bohrungen senkrecht zum Laminat gesetzt und Bolzen eingesetzt. Die Last geht zuerst in die Fasern des Laminats. Die Fasern direkt an der Lasteinleitung sind jedoch durch die Bohrung unterbrochen, so dass eine Lastumlagerung auf benachbarte Fasern stattfinden muss. Bei der Bolzenverbindung muss beachtet werden, dass genügend Randabstand vorhanden ist, da sonst die Last nicht von den Fasern, sondern vom Harz getragen wird, welches die Festigkeit der Verbindung erheblich herabsetzt. Beim Einhalten des Randabstands führt diese Verbindungsvariante zu akzeptablen Festigkeiten [1, 6, 14, 15]. Die Bolzenverbindungen sind üblicherweise redundant ausgelegt, so dass beim Versagen eines Bolzens die restlichen Bolzen die maximal auftretende Last noch tragen können.

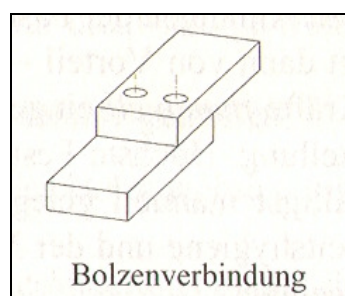


Abbildung 17: Bolzenverbindung von FVK Bauteilen [1]

Am fasergerechtesten lassen sich FVK Bauteile mit Schlaufen verbinden (siehe Abbildung 18). Hierbei werden die Lasten in die Fasern der Schlaufen eingeleitet, wodurch eine hohe Festigkeiten der Verbindung gegeben ist [6, 7, 8, 9, 10]. Die Schlaufen bestehen aus Fasersträngen, die um den Krafteinleitungsbolzen gelegt sind und über einen definierten Bereich im Bauteil ausschäften [11].

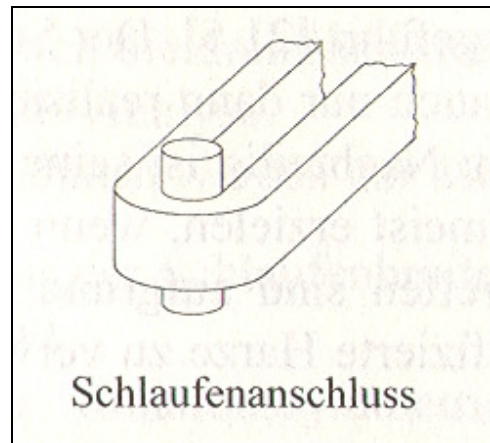


Abbildung 18 Schlaufenverbindung von FVK Bauteilen [1]

### 2.3. Faserverbundschlaufen

Schlaufenanschlüsse bei Faserverbundwerkstoffen werden vor allem in hoch belasteten Strukturbauteilen verwendet, wie z.B. bei Rotorblattanschlüssen (siehe Abbildung 19). Hierbei werden primär die hohen Zugkräfte aufgrund der Fliehkräfte der Rotorblätter übertragen [20]. Die Last wird in die Fasern eingeleitet und verteilt sich gleichmäßig im Rotorblatt [11, 12].

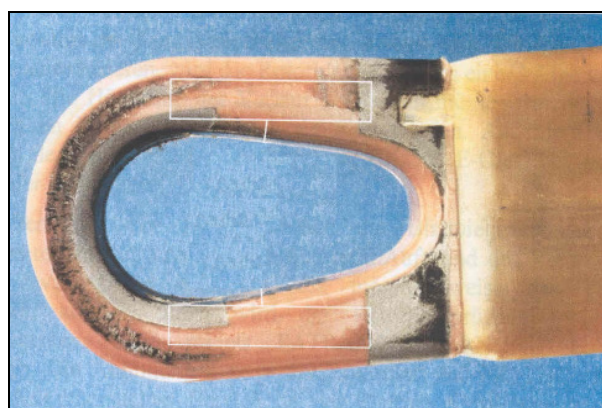


Abbildung 19: Rotorblattanschluss [20]

Schlaufenanschlüsse haben die Eigenschaft Zugkräfte sehr gut zu übertragen, da die Fasern in Lastrichtung ausgerichtet sind. Hierbei werden die Fasern in Zugrichtung gedehnt. Die inneren Lagen werden höher gedehnt als die äußeren. Im vorderen

Bereich am Radius (Scheitel) ist die tangential Dehnung der Fasern in Umfangsrichtung nahezu konstant. Am Übergang zum geraden Teil der Schlaufe (Flanke) erhöht sich die tangential Dehnung, da hier durch die Überdehnung der inneren Fasern eine zusätzliche Biegung des geraden Schlaufenstücks stattfindet [1]. Dieser führt zu Spannungsüberhöhungen und beim Restversagen der Schlaufe zum Faserbruch.

Bisherige Literaturstellen beziehen sich auf Strangschlaufen [6, 7, 8, 9, 10, 11, 12, 13]. Dies sind Schlaufen ohne ein so genanntes Mittellaminat, welches sich üblicherweise zwischen den Schlaufenlagen befindet. Die Berechnung der Strangschlaufen bezieht sich somit nur auf die Dehnungen und Spannungen in der Schlaufe. Diese Schlaufen können nur Kräfte in Zugrichtung aufnehmen. Dieses wird im Kapitel 2.3.3 weiter erörtert. Die Spannungen und Dehnungen von Schlaufen mit Mittellaminat sind komplexer, da die Belastung der Schlaufe von den Steifigkeiten und Festigkeiten des Mittellaminats und der Trennschicht zur Schlaufe abhängt. Auf die Berechnung dieser Schlaufen wird in Kapitel 2.3.4 eingegangen.

### **2.3.1. Betrachtung von Schlaufen mit Mittellaminat**

Die meisten Schlaufenkonstruktionen haben ein Mittellaminat, wie z.B. beim Rotorblattanschluss (siehe Abbildung 19). Schlaufen mit Mittellaminat können in drei Topologien eingeteilt werden.

Die erste Topologie beschreibt eine Parallel-Schlaufe, bei der die Schlaufenlagen gerade vom Bolzen in das Bauteil verlaufen (siehe Abbildung 20). Das Mittellaminat befindet sich hierbei zwischen den Schlaufen und wird bei Drucklasten direkt vom Bolzen belastet. Diese Schlaufentopologie hat bei reinen Zug- und Drucklasten gute Eigenschaften, da die Fasern in der Belastungsrichtung liegen. Bei Querkzug werden die Schlaufenlagen von dem Mittellaminat abgeschält, was zu schlechten Kennwerten führt.

Die zweite Schlaufentopologie (Taillierten-Schlaufe) beschreibt Schlaufenlagen, die hinter dem Bolzen wieder zusammengeführt werden (siehe Abbildung 20). Hierbei bildet sich ein sogenannter Zwickel, der meistens aus Geflechten besteht. Das „Mittellaminat“ ist zweigeteilt und befindet außerhalb der Schlaufenlagen. Bei Zuglasten werden die Schlaufenlagen gestreckt und versuchen sich aufgrund der Kröpfung voneinander abzulösen, was zu interlaminaren Schälspannungen führt. Der Zwickel wirkt bei Drucklasten als Keil und versucht ebenfalls die Schlaufenlagen zu trennen. Diese Schlaufentopologie ist bei Querkzug vorteilhaft, da hier die Schlaufenfasern zumindest annähernd in der Belastungsrichtung liegen. Die Schälspannungen zwischen den Schlaufenlagen sind geringer als bei der Parallel-Schlaufe, was zu besseren Kennwerten führt.

Die dritte Topologie (Halbtaillierten-Schleufe) ist eine Kombination der ersten beiden. Ein Teil der Schlaufenlagen wird hinter dem Bolzen zusammengeführt und bildet einen Zwickel analog zur Taillierten-Schleufe (siehe Abbildung 20). Der zweite Teil der Schlaufenlagen verläuft gerade hinter dem Bolzen in die Struktur analog zur Parallel-Schleufe. Bei reinen Zug- und Drucklasten übernehmen die äußeren Schlaufenlagen die Belastung, was zu sehr ähnlichen Eigenschaften führt wie bei der Parallel-Schleufe. Bei Querkzug werden die inneren Schlaufenlagen belastet, wobei sich die Kennwerte denen der Taillierten-Schleufe annähern. Für eine kombinierte Belastung aus Zug-, Druck- und Querkzuglasten empfiehlt sich die Halbtaillierten-Schleufe.

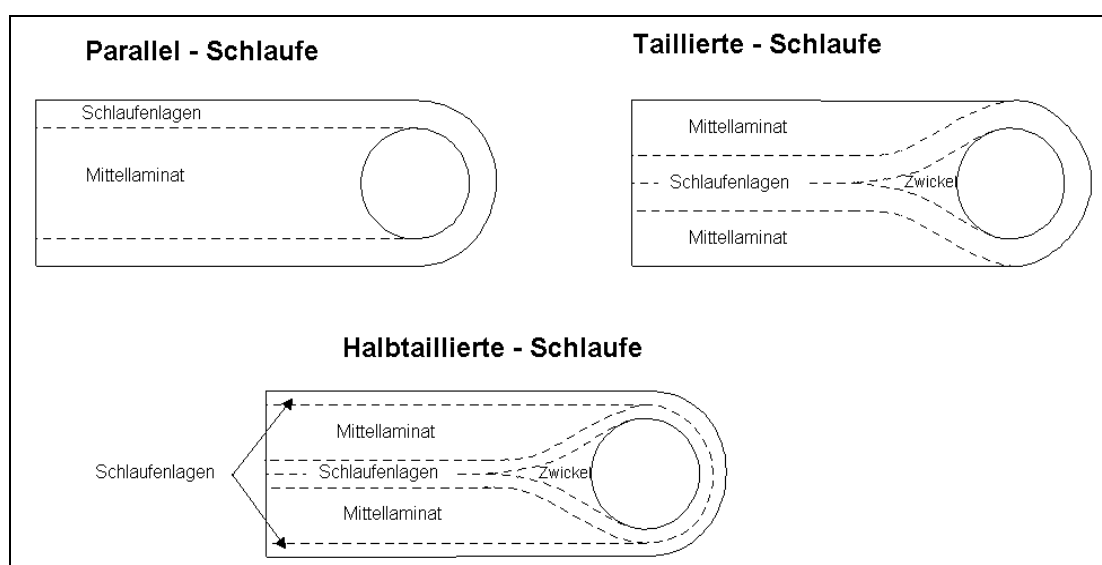


Abbildung 20: Topologien von Schlaufen

### 2.3.2. Ein sehr einfaches Ersatzmodell einer Zugbelasteten Schleufe

Dieser sehr einfache analytische Berechnungsansatz für Schlaufen basiert auf der Theorie eines Rohrs unter Innendruck. Hierzu wurden in der Vergangenheit viele Untersuchungen im Bezug auf Stahlrohre durchgeführt [2,3]. Die hierbei angewendete Kesselformel für die Tangential- und Axialspannung bezieht sich auf dünnwandige Querschnitte und isotrope Materialien.

Tangentialspannung  $\sigma_t = p \frac{r}{t}$  (2.58)

Axialspannung  $\sigma_l = \frac{p r}{2 t}$  (2.59)



Mit der „Kesselform“ (siehe Formel 2.58 und 2.59) kann die gemittelte Tangentialspannung und Axialspannung in der Haut berechnet werden. Aufgrund der Theorie der dünnwandigen Rohre wird die Spannung über die Hautdicke als konstant betrachtet.

### 2.3.3. Analytische Schlaufentheorie für Strangschlaufen

Zur Berechnung von Strangschlaufen gibt es mehrere analytische Ansätze. Die analytischen Ansätze basieren auf einem Rohr, beansprucht auf Innendruck. Aufgrund des rotationssymmetrischen Spannungszustands ist die Spannung in Umfangsrichtung konstant. Somit wird die Spannungsänderung in Schlaufenumlaufrichtung nicht berücksichtigt.

#### Analytische Schlaufenberechnung nach Conen

Auf Basis des dickwandigen Rohres wurden bereits 1966 Spannungsverteilungen über die Schlaufendicke für GFK Strangschlaufen ermittelt [4, 5]. Diese sind auf die gemittelte Spannung normiert und zeigen eine deutliche Spannungsüberhöhung der Schlaufen am Innenradius (siehe Abbildung 21). Diese Überhöhung hängt vom Radienverhältnis  $r_a/r_i$  ab. Hierbei erzeugt ein größeres Radienverhältnis eine höhere relative Spannungsüberhöhung am Schlaufeninnenrand (siehe Abbildung 21).

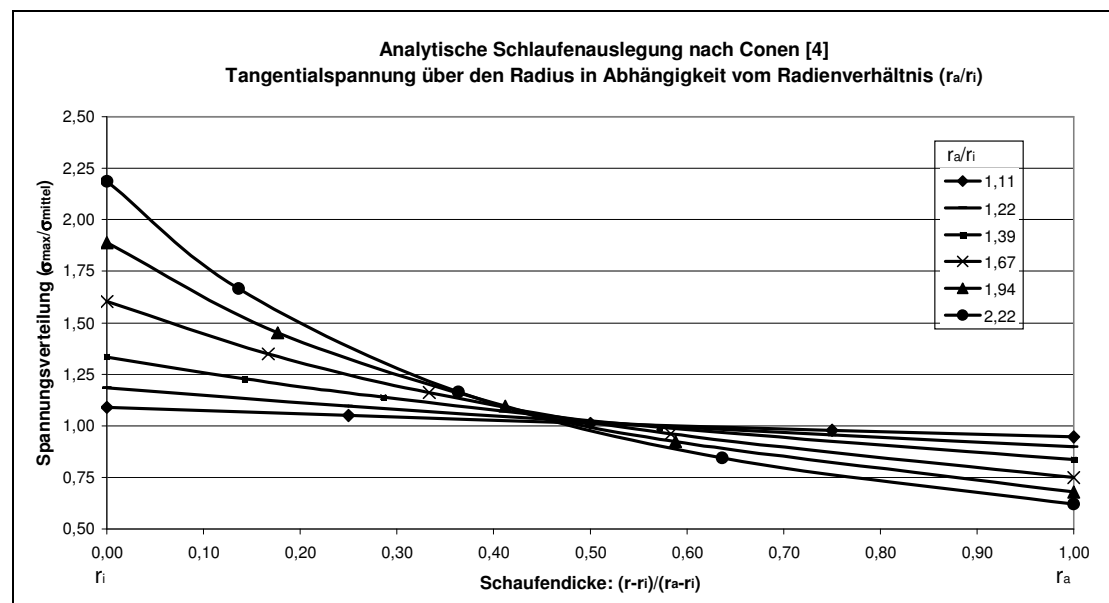


Abbildung 21: Tangentialspannung von Strangschlaufen nach Conen [4]

Die Radialspannung (siehe Formel 2.61) ist an der Innenseite der Schlaufe gleich  $p_i$  (2.60) und baut sich über die Dicke der Schlaufe auf Null ab. Die Tangentialspannung (2.62) hat ihr Maximum ebenfalls an der Innenseite der Schlaufe und fällt langsam über die Dicke der Schlaufe ab.

$$\text{Innendruck} \quad p_i = \frac{p}{2 \cdot r_i} \quad (2.60)$$

$$\text{Radialspannung} \quad \sigma_{r^*} = \frac{p_i \cdot r_i^2}{r_a^2 - r_i^2} \left[ 1 - \left( \frac{r_a}{r} \right)^2 \right] \quad (2.61)$$

$$\text{Tangentialspannung} \quad \sigma_{t^*} = \frac{p_i \cdot r_i^2}{r_a^2 - r_i^2} \left[ 1 + \left( \frac{r_a}{r} \right)^2 \right] \quad (2.62)$$

Die tatsächlichen Spannungen in der Schlaufe resultieren zum einen aus den Tangentialspannungen und zum anderen teilweise aus der Radialspannung aufgrund der Querkontraktion des Laminats (siehe Formel 2.63).

$$\begin{array}{l} \text{Tangentialspannung} \\ \text{mit Querkontraktion} \end{array} \quad \sigma_t = \sigma_{t^*} + \nu_{tr} \cdot \sigma_{r^*} \quad (2.63)$$

Conen [4] zeigte auf, dass die Spannungsverteilung sehr stark vom Radienverhältnis  $r_a/r_i$  abhängt (siehe Abbildung 22). Die Spannungsüberhöhung am Innenrand wurde für mehrere Radienverhältnisse der Schlaufe berechnet. Diese ergibt sich aus dem Verhältnis der Spannung am Schlaufeninnenrand zur gemittelten Spannung (2.58). Bei einem Radienverhältnis von 1,25 ergibt sich eine Spannungsüberhöhung von ebenfalls 1,25. Erhöht man das Radienverhältnis auf 2, steigt die Spannung am Schlaufeninnenrand auf 3 an (siehe Abbildung 22).

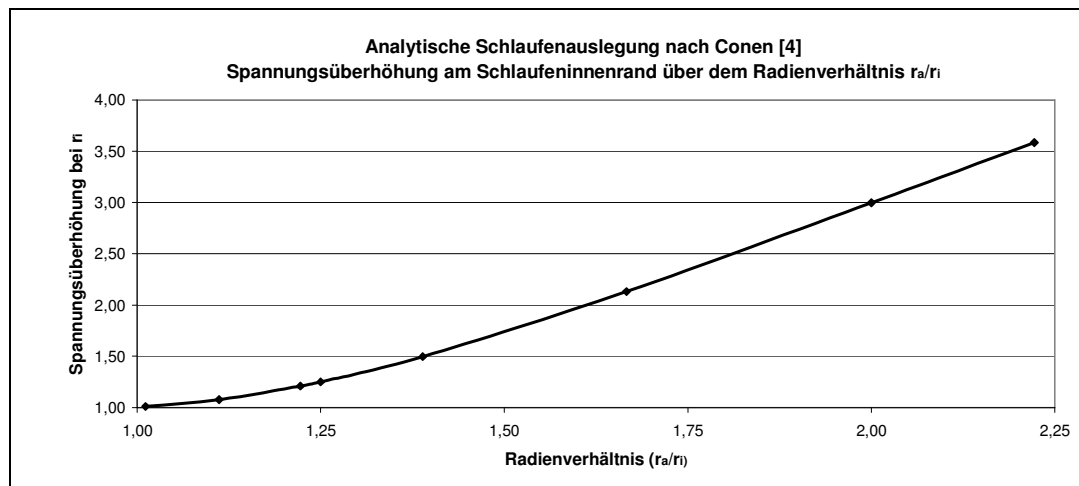


Abbildung 22: Spannungsüberhöhung am Schlaufeninnenrand nach HSB [5]

Conen [4] hat die berechneten Spannungen für GFK Strangschlaufen mit Versuchswerten verglichen, wobei sich eine gute Übereinstimmung gezeigt hat. Die Abweichung der Spannungen an der Flanke zwischen den theoretischen Werten und Versuchsergebnissen lag bei ca. 10% [4].

### **Analytische Schlaufenberechnung nach Jakobi [72]**

Ein weiterer Ansatz die Spannungen in der Schlaufe analytisch zu berechnen, wurde von Jakobi auf Basis eines dickwandigen orthotropen Rohres aufgestellt [72, 1]. Hierbei werden die Verformungen bei einem infinitesimalen Ausschnitt einer Strangschlaufe betrachtet und der Dehnungszustand auf Basis des Mehrschichtverbundes berechnet.

$$\text{Innendruck} \quad p_i = \frac{P}{2 \cdot r_i \cdot b} \quad (2.64)$$

$$\text{Steifigkeit} \quad \tilde{E}_{||} = \frac{E_{||}}{1 - \nu_{||||} \cdot \nu_{||\perp}} \quad (2.65)$$

$$\text{Steifigkeit} \quad \tilde{E}_{\perp} = \frac{E_{\perp}}{1 - \nu_{\perp\perp} \cdot \nu_{\perp||}} \quad (2.66)$$

$$\text{Ersatzsteifigkeit} \quad E_v = \sqrt{\frac{\tilde{E}_{||}}{\tilde{E}_{\perp}}} \quad (2.67)$$

Auf Basis der Gleichungen 2.64 bis 2.67 kann die Spannungen in der Faserverbundschlaufe laut Schürmann [1] wie folgt berechnet werden:

$$\text{Radialspannung} \quad \sigma_r = \frac{-p_i \cdot r_i^{1+E_v}}{r_i^{2 \cdot E_v} - r_a^{2 \cdot E_v}} r^{E_v-1} + \frac{-p_i \cdot r_i^{1-E_v}}{r_i^{-2 \cdot E_v} - r_a^{-2 \cdot E_v}} r^{-E_v-1} \quad (2.68)$$

$$\text{Tangentialspannung} \quad \sigma_t = \frac{-p_i \cdot E_v \cdot r_i^{1+E_v}}{r_i^{2 \cdot E_v} - r_a^{2 \cdot E_v}} r^{E_v-1} - \frac{-p_i \cdot E_v \cdot r_i^{1-E_v}}{r_i^{-2 \cdot E_v} - r_a^{-2 \cdot E_v}} r^{-E_v-1} \quad (2.69)$$

Die Spannungen in Strangschlaufen sind bei verschiedenen Radienverhältnissen aufgrund der Formeln 2.65 bis 2.69 in Abbildung 23 dargestellt worden. Zur Veranschaulichung ist CFK mit folgenden Materialeigenschaften gewählt worden:

$$\text{Steifigkeit} \quad E_{||} = 130000 \text{MPa} \quad (2.70)$$

$$\text{Steifigkeit} \quad E_{\perp} = 9000 \text{MPa} \quad (2.71)$$

$$\text{Querkontraktion} \quad \nu_{||\perp} = 0.28 \quad (2.72)$$

$$\text{Querkontraktion} \quad \nu_{\perp\perp} = 0.4 \quad (2.73)$$

Die Spannungsüberhöhung am Innenrand der Schlaufe nimmt sehr stark mit dem Radienverhältnis zu. Bei einem Radienverhältnis von 1,25 ist die Spannung am Innenrand der Schlaufe 1,35 mal der mittleren Spannung. Erhöht man das Radienverhältnis auf 2, so steigt die Spannung am Innenrand der Schlaufe auf 3,5 an (siehe Abbildung 23).

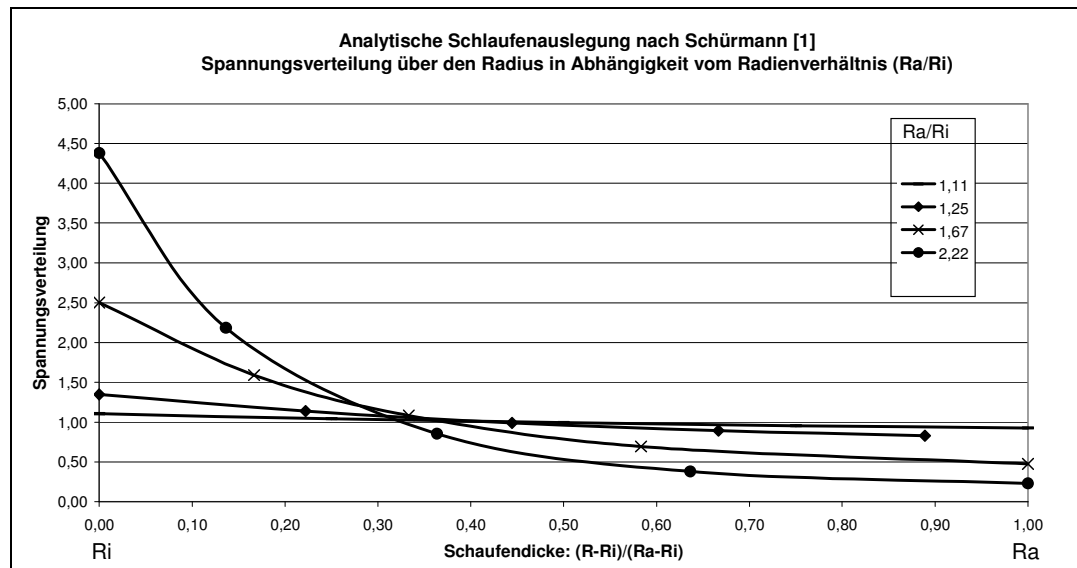


Abbildung 23: Spannungsverteilung von Strangschlaufen nach Schürmann [1]

Die berechnete analytische Berechnungsansatz nach Conen [4] ist nur für GFK Strangschlaufen gültig (siehe Abbildung 21). Der Ansatz nach Schürmann [1] gilt für dickwandige orthotrope Rohre und kann daher für verschiedene Faserverbundmaterialien angewendet werden.

### ***Einschränkungen der analytischen Berechnungsmethoden für Schlaufen***

Im Vergleich zu mittels numerischen Methoden berechneten Spannungen, liefern die analytischen Methoden niedrigere Spannungen [1]. Die analytischen Methoden gelten nur für den Scheitelbereich der Schlaufe, da hier der Innendruck konstant ist. Im Flankenbereich ist der Innendruck nicht konstant und die Schlaufe ist hier nicht rotationssymmetrisch, folglich können die analytischen Formeln nicht angewandt werden. Die überhöhten Spannung an der Flanke der Schlaufe deuten auf ein zusätzliches Moment, welches aufgrund der Dehnung einer gekrümmten Struktur entsteht (siehe Abbildung 24).

Die analytischen Ansätze dienen deshalb nur zur groben Abschätzung der Festigkeit bei Zugbelastung der Strangschlaufen. Für eine genauere Aussage, sowie bei Querkzugbelastung, sind numerische Berechnungsmethoden notwendig.

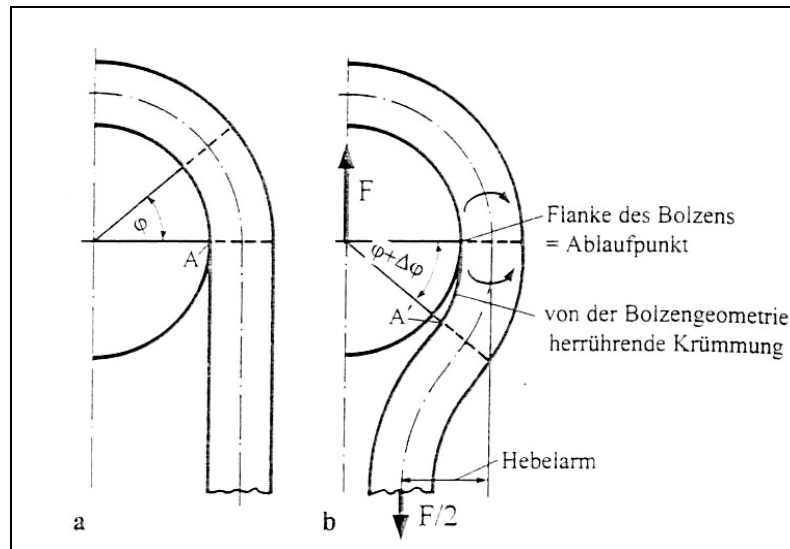


Abbildung 24: Zusätzliches Moment an der Flanke der Schlaufe [1]

### 2.3.4. Bisherige Numerische Schlaufenberechnung

Seit den 70er Jahren wurden einige numerische Untersuchungen zu Strangschlaufen durchgeführt [16, 17, 18, 19]. Hierbei wurden meistens Schlaufen ohne Mittellaminat betrachtet. Ziel der Untersuchungen war es, die reale Spannungsverteilung in den Schlaufenlagen in Abhängigkeit vom Material zu bestimmen. Aufgrund der damals geringen verfügbaren Rechenleistung waren die Berechnungsmodelle sehr grob vernetzt. Als Lastübertragung wurden so genannte Lastbalken in der druckbelasteten Hälfte des Bolzens eingesetzt. Somit konnte näherungsweise die Belastbarkeit von Strangschlaufen vorherbestimmt werden. Die Untersuchungen ergaben die Spannungskonzentrationen an der Schlaufeninnenseite für die Faserzug- und Schubspannungen. Somit konnte eine grobe Auslegung für statische Lasten erfolgen.

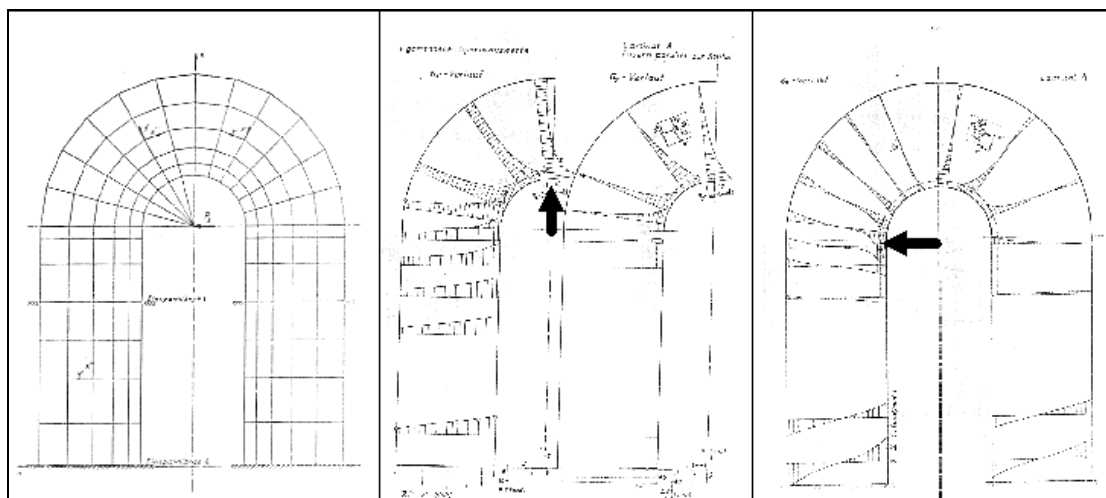


Abbildung 25: Numerische Schlaufenberechnung [17]

Der Einfluss der unterschiedlichen Steifigkeit von Faserverbundmaterialien wurde tiefgehend untersucht. Man stellte fest, dass eine höhere Fasersteifigkeit ebenfalls zu höheren Belastungen in der Schlaufe führt. Durch eine Hybridbauweise konnten die Spannungen an der Schlaufeninnenseite reduziert werden [16, 18].

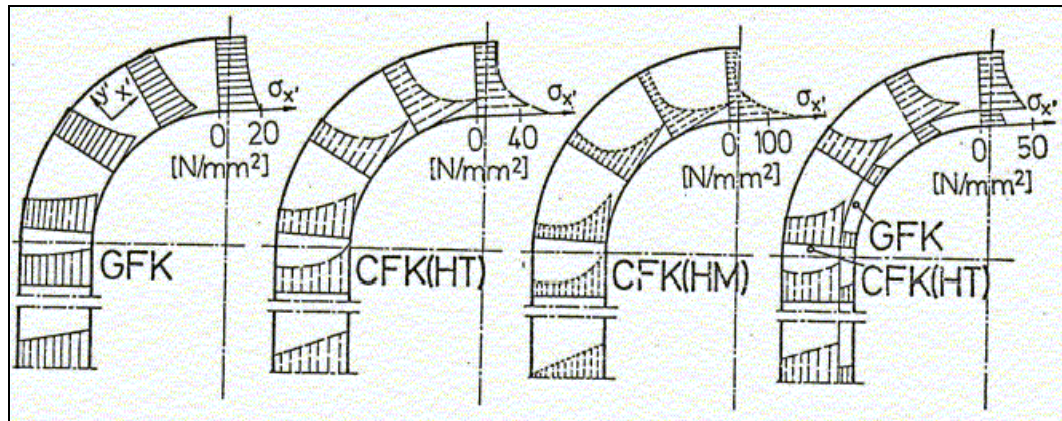


Abbildung 26: Schlaufenbelastung in Abhängigkeit vom Faserverbundmaterial [18]

Heute sind feine Netze und bessere Lastübertragungen bei numerischen Berechnungsmodellen möglich [20, 21]. Durch ein feines FEM Netz können die Spannungen und Dehnungen im Bauteil genauer berechnet werden. Tischler [20] berechnet eine CFK Schlaufe mit Mittellaminat unter verschiedenen Belastungen. Die Kraftübertragung wird durch sogenannte GAP Elemente idealisiert, die nur Kräfte in Druckrichtung übertragen können (siehe Abbildung 27). Diese feine Modellierung lässt ebenfalls eine Aussage über die Belastung des Mittellaminats zu. Vor allem der Übergang von Mittellaminat zur Schlaufe stellt eine kritische Stelle dar, da hier die interlaminaren Schubspannungen recht hoch sind. Die Maximalwerte treten am Übergang von der Schlaufe zum Mittellaminat (Flanke) auf, was auf die unterschiedlichen Steifigkeiten von Schlaufe und Mittellaminat zurückzuführen ist.

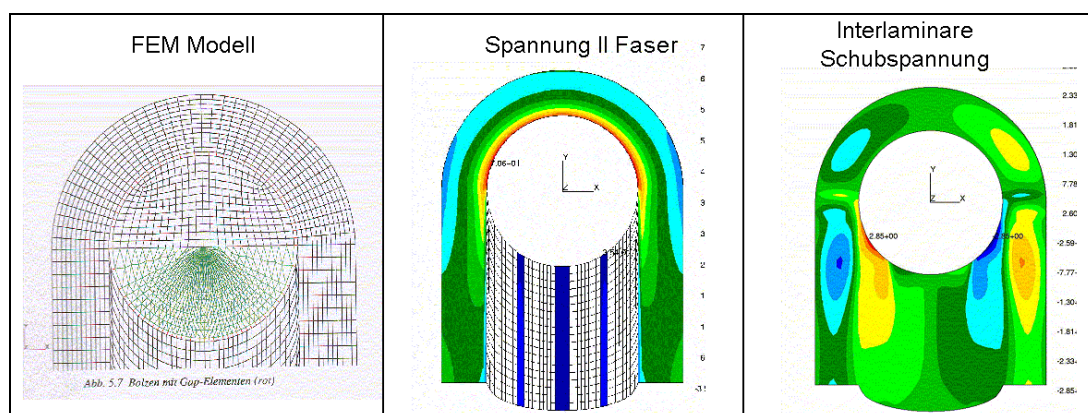


Abbildung 27: FEM Modell einer CFK Schlaufe mit GAP Elementen (Kraftübertragung) [20]

Die Lastumlagerung infolge einer Delamination bei Schlaufen wurde von Mackert untersucht [21]. Das Referenz FEM Modell bildete eine Schlaufe mit Kontaktelementen als Lastübertragung nach. Bei den weiteren Untersuchungen wurden für die Nachbildung der Delamination Knoten von Elementen gelöst und die interlaminaren Spannungen untersucht. Hierbei wurde festgestellt, dass die interlaminaren Schub- und Schälspannungen nicht für ein Anwachsen der Delamination ausreichen.

Die heutigen numerischen Methoden liefern hinreichend genaue Ergebnisse für die Auslegung von FVK Schlaufen. Die Ergebnisse können jedoch nur schwer verallgemeinert werden, so dass für jede neue Schlaufenkonfiguration eine neue Spannungsanalyse durchgeführt werden muss.

### 3. Numerische Untersuchung von unverstärkten FVK Schlaufen

Die Berechnung von unverstärkten Faserverbundschlaufen, die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführt wurden, soll im folgenden Kapitel betrachtet werden. Die numerischen Berechnungen wurden mit dem FEM Programm Marc (Solver von MSC Software) durchgeführt und mit dem Programm Mentat (Pre- und Postprozessor von MSC Software) erstellt und ausgewertet. Die Kraftübertragung von dem Bolzen zur Schlaufe ist ausschlaggebend für die Qualität der Ergebnisse der numerischen Schlaufenberechnung. Es werden verschiedene Varianten einer Krafteinleitung gegenübergestellt. Am Beispiel der Mini-TED Schlaufen werden die Charakteristiken der verschiedenen Schlaufentopologien aufgezeigt. Eine Festigkeitsanalyse zeigt die kritischen Stellen für ein Erstversagen der verschiedenen Schlaufen auf.

#### 3.1. Einfluss der Kraftübertragung auf die Schlaufe

Der Bolzen wird bei Belastung gegen die Schlaufe gepresst, so dass an der Kontaktfläche Druckkräfte übertragen werden (siehe Abbildung 29). Auf der gegenüberliegenden Seite entsteht ein Spalt zwischen Bolzen und Mittellaminat, so dass hier keine Kräfte wirken.

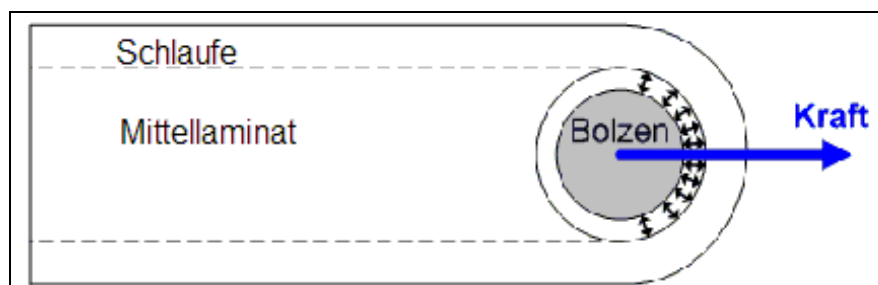


Abbildung 29: Kraftübertragung vom Bolzen auf die Schlaufe

##### 3.1.1. Möglichkeiten zu Kraftübertragung bei Marc<sup>®</sup>

Für die Modellierung der Krafteinleitung in der numerischen Simulation einer Schlaufe heißt dies, dass nur auf der „Druckseite“ zwischen Bolzen und Schlaufe Kräfte übertragen werden dürfen. Die gegenüberliegende Seite muss kraftfrei bleiben. Die Kontaktfläche und Spannungsverteilung ist jedoch abhängig von der Belastungsart, Belastungshöhe, Schlaufentopologie, Schlaufengeometrie und dem Schlaufenmaterial. Es gilt daher, in der numerischen Simulation Elemente zu finden, welche die Kraft realitätsnah als Druckverteilung auf die Schlaufe übertragen.

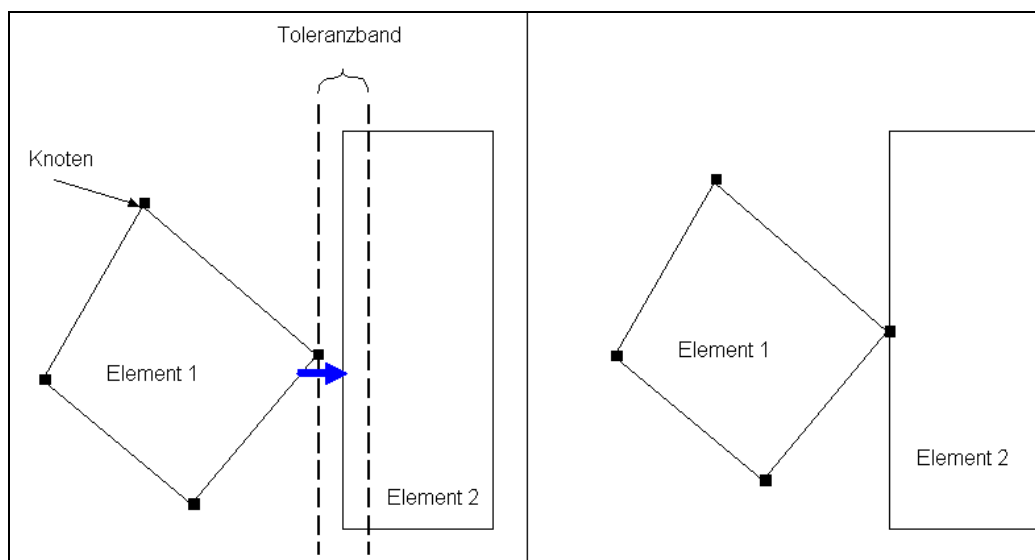


Die sinnvollen Möglichkeiten zur Kraftübertragung bei der numerischen Simulation im Programm Marc-Mentat sind:

- Kontaktdefinitionen zwischen Elementen
- Gap Elemente
- Bar (Truss) bzw. Beam Elemente
- Rigid Bode Elemente (RBE)

### ***Kontaktdefinition mit Deformable Bodies***

Die Kraftübertragung mittels Kontaktdefinition bildet die Realität am nächsten nach. Die Kontaktoption in Marc mit „deformable bodies“ überprüft bei jedem Inkrement einen Kontakt zwischen Knoten eines Kontaktelementes (Element 1, Abbildung 30) und den Kanten eines weiteren Kontaktelementes (Element 2, Abbildung 30). Dabei wird ein Toleranzband an der Elementkante festgelegt, in dem überprüft wird, ob sich hier evtl. Knoten befinden (siehe Abbildung 30). Die Knoten im Toleranzband werden an die Elementkante herangezogen und senkrecht dazu festgehalten (siehe Abbildung 30). Dadurch ist eine Kraftübertragung auf das Kontaktelement 2 möglich. Wirkt eine Kraft auf das Element 1, welches es von Element 2 entfernen würde, so kann mit einer „Seperation Force“ ein Lösen des Kontakts eingestellt werden. Es werden somit die Verformungen der einzelnen Elemente bei der Kontaktdefinition berücksichtigt und nur Druckkräfte übertragen. Die Berechnungsmethode ist nichtlinear aufgrund sich ändernder Randbedingungen und bedarf relative hoher Rechenleistung.



**Abbildung 30: Deformable Bodie Kontaktdefinition von Marc-Mentat**

### **Gap Elemente**

Die Kraftübertragung mit Gap Elementen basiert auf einem 1D Element, welches zwei weitere Elemente verbindet (siehe Abbildung 31). Das Gap Element überträgt bei den Schlaufen erst Kräfte zwischen den zwei Knoten, wenn ein fiktiver Abstand  $a$  unterschritten wird (siehe Abbildung 31). Dadurch werden nur Druckkräfte von einem Element auf das andere übertragen, welches der realen Kraftübertragung ebenfalls sehr nahe kommt. Gap Elemente stellen ebenfalls eine sich ändernde Randbedingung dar und führen zu einer nichtlinearen Rechnung mit hohem Rechenaufwand. Da sich die Schlaufe unter Last verformt, ändert sich mit der Last die Anzahl der mittels GAP Elemente in Kontakt tretenden Knoten.

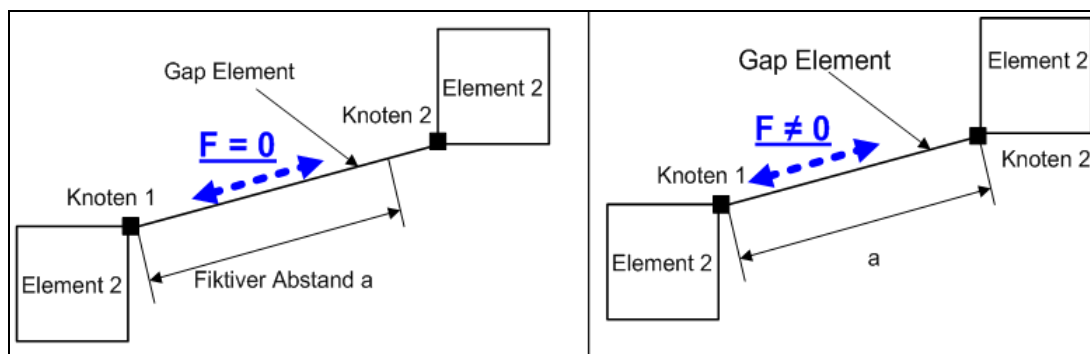


Abbildung 31: Kraftübertragung mit GAP Elementen

### **Bar bzw. Beam Elemente**

Die Verwendung von Bar- bzw. Beam-Elementen ist eine sehr einfache Methode die Kräfte von dem Bolzen auf die Schlaufe zu übertragen. Bar Elemente haben hierbei nur Zug-Drucksteifigkeiten. Beam Elemente können zusätzlich Biege- und Torsionslasten aufnehmen. Bei dieser Lastübertragung werden auf der Druckseite zwischen Bolzen und Schlaufe einzelne Knoten der beiden Bauteile mit Bar Elementen verbunden unter der Annahme, dass keine Reibung zwischen dem Bolzen und der Schlaufe herrscht. Die Bar Elemente übertragen jedoch nicht nur Druck-, sondern ebenfalls Zugkräfte. Mittels einer iterativen Auswahl der Bar-Elemente können alle Elemente, die Zugkräfte übertragen, eliminiert werden. Ändert sich jedoch die Last oder die Geometrie, müssen erneut alle Bar-Elemente überprüft werden. Die Schlaufen mit Bar Elementen als Kraftübertragung können linear berechnet werden und benötigen nur geringe Rechenleistungen. Für eine realitätsnahe Kraftübertragung sind jedoch eine gewisse Anzahl an iterativen Rechnungen notwendig. Dieser Ansatz war in den 70er Jahren weit verbreitet [16,17,18,18].

### **Knotenkräfte**

Ein weiterer relativ einfacher Ansatz für die Kraftübertragung sind Knotenkräfte. Hierbei wird die von außen einwirkende Kraft nicht auf den Bolzen aufgebracht, sondern als Kraftverteilung direkt auf die Schlaufe. Die Verteilung der Kräfte ist

jedoch recht komplex. Die Hertz'sche Flächenpressung kann hier nicht angewendet werden, da die Steifigkeit der Schlaufe nicht in allen Richtungen gleich ist. Des Weiteren haben wir in der vorderen Schlaufenhälfte einen sehr geringen Randabstand. Zusätzlich ist die Steifigkeit des Faserverbundmaterials richtungsabhängig und im Schlaufenbereich in Umfangsrichtung gerichtet. Eine Kraftverteilung der Schlaufe kann somit nicht definiert werden, sondern muss mit einer nichtlinearen Rechnung mit Kontaktbedingung bzw. Gap Elementen für jede Schlaufentopologie, Geometrie, Material und Belastungsart bestimmt werden. Die FEM Rechnung der Schlaufe mit Knotenkräften kann anschließend mit wenig Rechenaufwand linear durchgeführt werden.

### **3.1.2. Einfluss der Krafteinleitung auf die Schlaufenbelastung**

Der Einfluss der verschiedenen Möglichkeiten zur Kraftübertragung vom Bolzen auf die Schlaufe wurde mittels einer numerischen 2D Simulation untersucht. Die Rechnungen basieren auf einer parallelen CFK Schlaufe mit 2mm Dicke. Auf den Bolzen wurde eine Zugkraft von 4000N unter 0° aufgebracht. Die resultierenden Belastungen in der Schlaufe wurden an sechs unterschiedlichen Schnitten genauer betrachtet (siehe Abbildung 32). Schnitte 1 bis 3 zeigen die Belastungen direkt in der Schlaufe. Der Übergangsbereich zwischen Schlaufe und Mittellaminat wird in Schnitt 4 und 5 (siehe Abbildung 32) untersucht. Hier tritt im Versuch das Erstversagen infolge interlaminarer Spannungen auf und schließlich das Restversagen aufgrund des Faserbruchs in den Schlaufenlagen. Die Belastungen des Mittellaminats werden im Schnitt 6 betrachtet (siehe Abbildung 32).

Die Auswertung der Ergebnisse beinhaltet den Einfluss der Kraftübertragung auf die Druckkraftverteilung am Schlaufeninnenrand und die Spannungen im Bereich des Erstversagens (Schnitt 5, siehe Abbildung 32) sowie des Restversagens (Schnitt 4, siehe Abbildung 32).

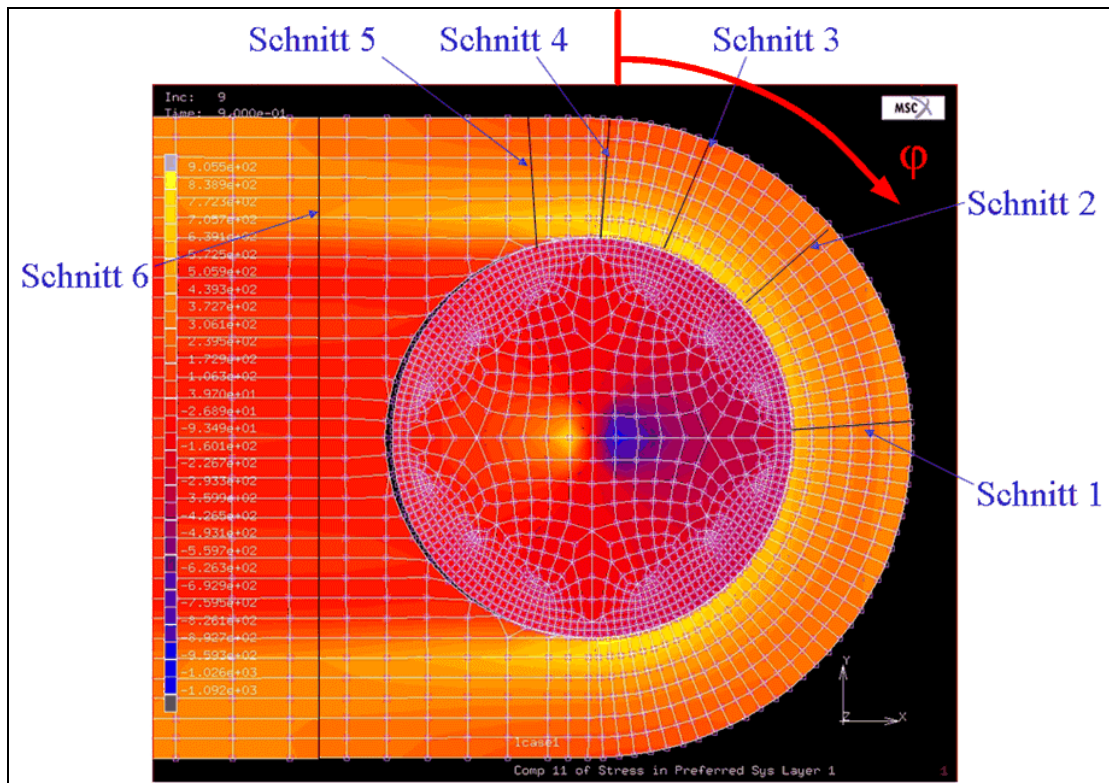


Abbildung 32: Untersuchte Schlaufe mit verschiedenen Kraftübertragungen

### ***Einfluss der Krafteinleitung auf die Druckkraftverteilung der Schlaufe***

Die numerischen Simulationen ergaben für die verschiedenen Krafteinleitungen unterschiedliche Druckkraftverteilungen am Schlaufeninnenrand. In Abbildung 33 ist die Druckkraftverteilung von der oberen Flanke über den Scheitel zur unteren Flanke über die Umfangsrichtung dargestellt. Es ist zu sehen, dass die Druckkraft an der Flanke minimal ist und Richtung Scheitel zunimmt. Im Bereich von Schnitt 2 (siehe Abbildung 32, bzw.  $\varphi=45^\circ$  in Abbildung 33) hat die Druckkraft ein Maximum und nimmt in Richtung Scheitel wieder leicht ab. Die Untersuchung zeigt, dass die Druckverteilung der unterschiedlichen Kraftübertragungen sehr ähnlich ist. Die maximale Abweichung im Scheitelbereich zwischen den einzelnen Kraftverteilungen liegt bei ca. 50N bzw. 20%. Einen deutlichen Unterschied bei den Kraftverteilungen ist im Bereich der Flanken zu sehen (siehe  $\varphi=0^\circ$ ,  $180^\circ$  in Abbildung 33). Die Kontaktbedingung und die Gap Elemente übertragen fast doppelt so große Kräfte wie die Beam Elemente. Dies ist darauf zurück zu führen, dass sich die Schlaufe aufgrund der Zugkraft an den Flanken nach innen verformt und dadurch auf den Bolzen drückt, was zu erhöhten Druckkräften führt. Dieser Einfluss der Deformation der Schlaufe auf die Kraftübertragung während der Rechnung, kann nur mit nichtlinearen Rechenmethoden erfolgen. Die Bar Elemente wurden linear gerechnet, wodurch dieser Einfluss vernachlässigt wird.

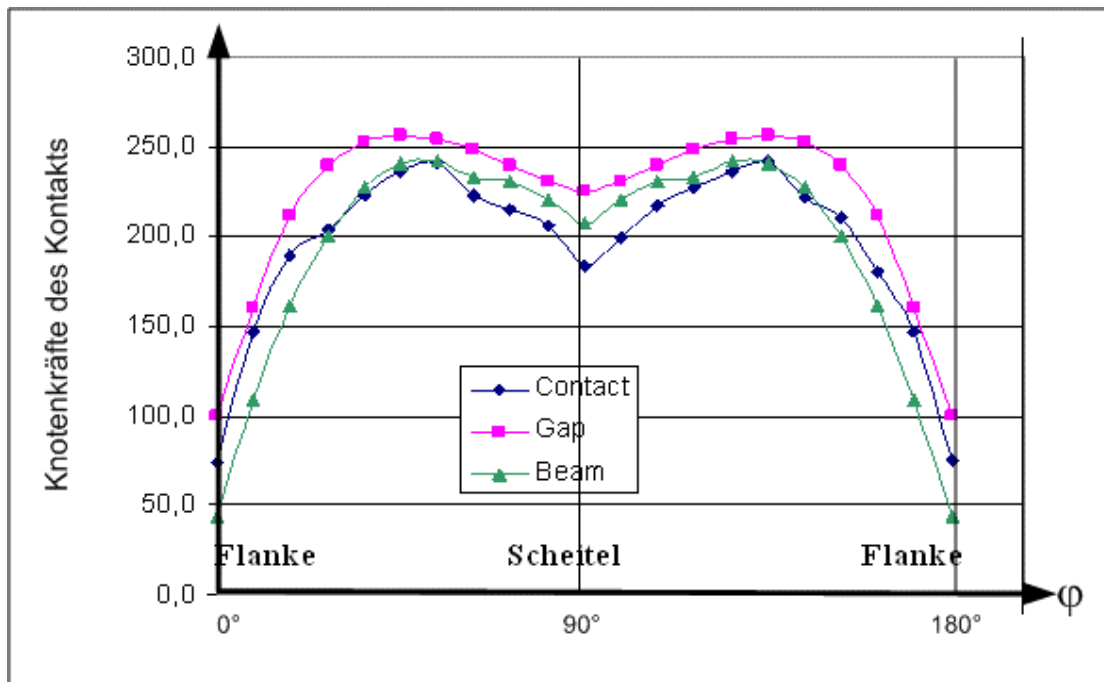


Abbildung 33: Druckkraftverteilung mit verschiedenen Kraftübertragungen

### *Einfluss der Krafteinleitung auf das Erstversagen der Schlaufe*

Das Erstversagen der Schlaufe zeigt sich durch das Ablösen der Schlaufenlagen vom Mittellaminat beginnend an der Schlaufenflanke im Bereich von Schnitt 5 (Abbildung 32). Die hierfür maßgebende Belastung ist die interlaminare Schubspannung (siehe Abbildung 34), die als Basis für die weitere Auswertung dient.

Die Berechnung mit Kontaktbedingung zeigt, dass ein Maximum der Schubspannung am Übergang vom Mittellaminat zur Schlaufe vorliegt und diese anschließend nach außen geringer wird (siehe Abbildung 34). Ein analoger Verlauf der Schubspannung ergibt sich ebenfalls durch die Verwendung von GAP Elementen. Jedoch beträgt das Maximum der Schubspannung nur 2/3 im Vergleich zur Rechnung mit der Kontaktbedingung. Die Berechnung mit Beam Elementen zeigt ein Maximum der Schubspannung in der Mitte der Schlaufe. Der Maximalwert der Schubspannung ist bei der Berechnung mit den Beam Elementen 50% größer als bei der Rechnungen mit Kontaktbedingung (siehe Abbildung 34).

Abschließend kann gesagt werden, dass das Erstversagen von Schlaufen am genauesten mit einer Kontaktbedingung berechnet werden kann. Die Berechnung für ein Erstversagens der Schlaufe mit Bar Elementen würde zum einem dazu führen, dass ein Versagen bei einer zu geringen Last bestimmt werden würde. Zum anderem würde der Schaden infolge einer Delamination an der falschen Stelle eintreten.

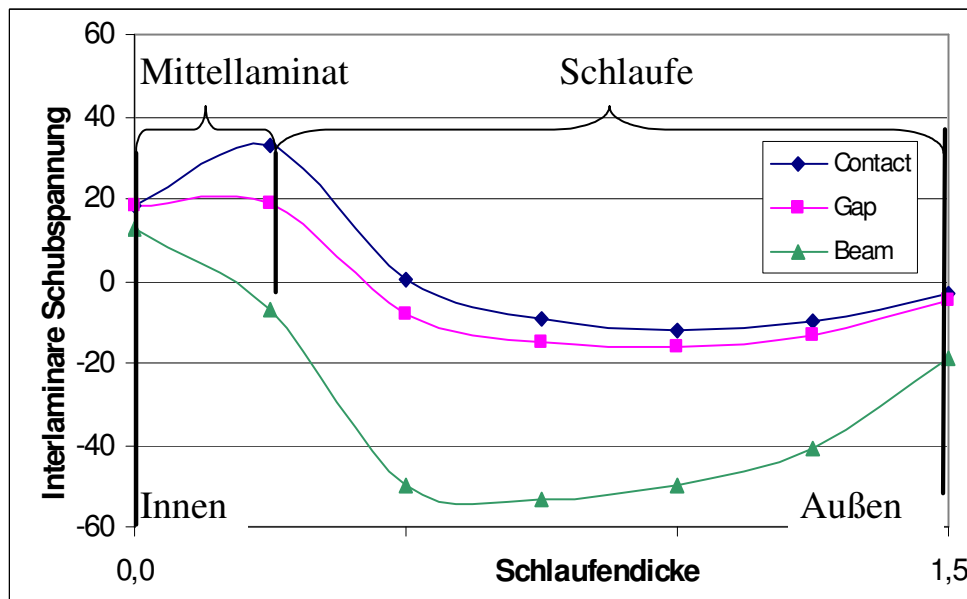


Abbildung 34: Einfluss der Kraftübertragung auf interlaminare Schubspannung an der Flanke bei Schnitt 5

### *Einfluss der Kraftübertragung auf das Restversagen der Schlaufe*

Das Restversagen von Schlaufen mit reiner Zugbeanspruchung tritt an der Flanke im Bereich von Schnitt 4 (siehe Abbildung 32) ein, da hier die höchsten Spannungen in Faserrichtung auftreten. Die Auswertung für das Restversagen mit numerischer Simulationen erfolgt daher mit den Spannungen in Faserrichtung an Schnitt 4 (siehe Abbildung 35).

Die Rechnungen mit Kontaktbedingung und Gap Elementen zeigen einen fast identischen Verlauf der Spannung in Faserrichtung auf (siehe Abbildung 35). Die Faserspannung hat ein Maximum am Innenrand der Schlaufe und nimmt nach außen hin ab. Die Spannungsverteilung der Rechnung mit Beam Elementen weist im Gegensatz zu den Rechnungen mit Gap und Kontaktelementen einen höheren Gradienten am Schlaufeninnenrand auf, welches zu einer Spannungsüberhöhung von ca. 20% führt (siehe Abbildung 35).

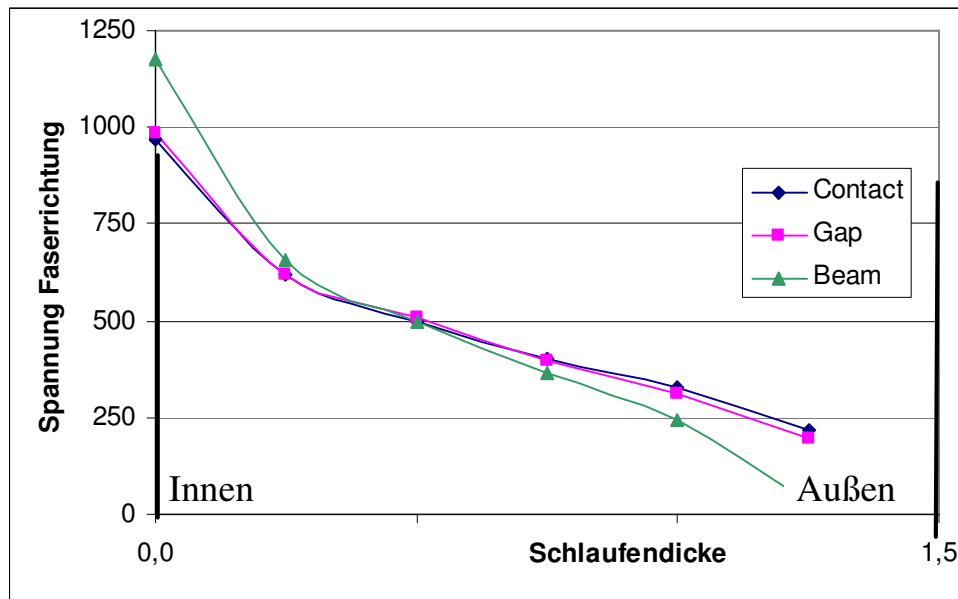


Abbildung 35: Einfluss Kraftübertragung auf Spannung in Faserrichtung an der Flanke

Die numerischen Untersuchungen haben ergeben, dass die Berechnung von Schlaufen mit einer Kontaktbedingung die plausibelsten Werte für eine Spannungs- und Versagensanalyse liefert. Bei der Kontaktbedingung lässt sich die Bolzensteifigkeit genauer abbilden. Daher werden für die weiteren Berechnungen von FVK Schlaufen mit einer Kontaktbedingung als Kraftübertragung zwischen Bolzen und Schlaufe verwendet.

### 3.2. Untersuchung von verschiedenen Mini-TED Schlaufentopologien

Die folgende Untersuchung befasst sich mit der Belastung von FVK Schlaufen mit verschiedenen Topologien unter Zuglasten. Es werden hierzu numerische 2D Modelle der einzelnen Schlaufentopologien auf Basis der Geometrie der Mini-TED Schlaufe aufgebaut. Die geometrischen Randbedingungen der Mini-TED Schlaufe sind ein Aussendurchmesser, und somit Gesamtdicke von 8mm und ein Innendurchmesser (Bolzen) von 5mm. Der Abstand zwischen Bolzenmittelpunkt und der Einspannung beträgt 30mm. Die untersuchten Topologien sind (siehe Abbildung 36):

- Parallel-Schlaufe (Parallel Loop; Links in Abbildung 36).
- Taillierten-Schlaufe (Waisted Loop; Mitte in Abbildung 36).
- Halbtailierten-Schlaufe (Partly Waisted Loop, Rechts in Abbildung 36).

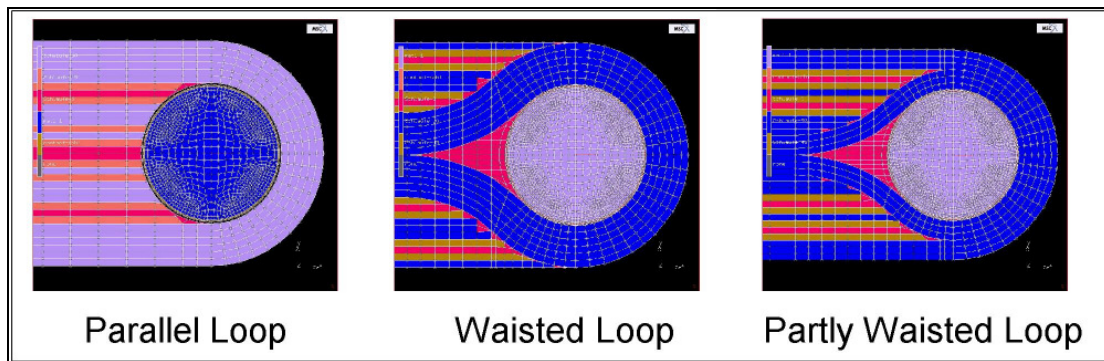


Abbildung 36: FEM Modelle mit unterschiedlichen Schlaufentopologien [58]

Diese Modelle wurden mit folgenden Kräften belastet (siehe Abbildung 37):

- Zug unter  $0^\circ$  => Reiner Zug
- Zug unter  $45^\circ$  => Gemischter Zug
- Zug unter  $90^\circ$  => Querzug

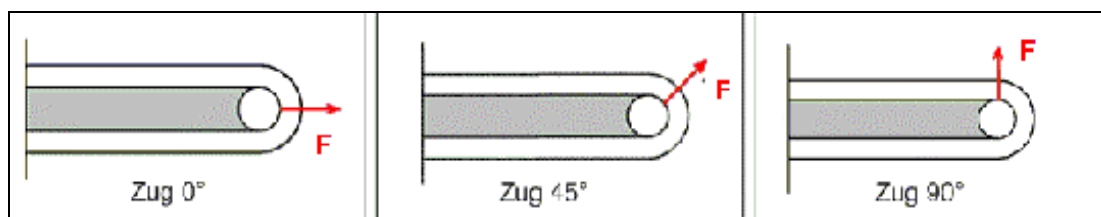


Abbildung 37: Zugbelastung von Schlaufen

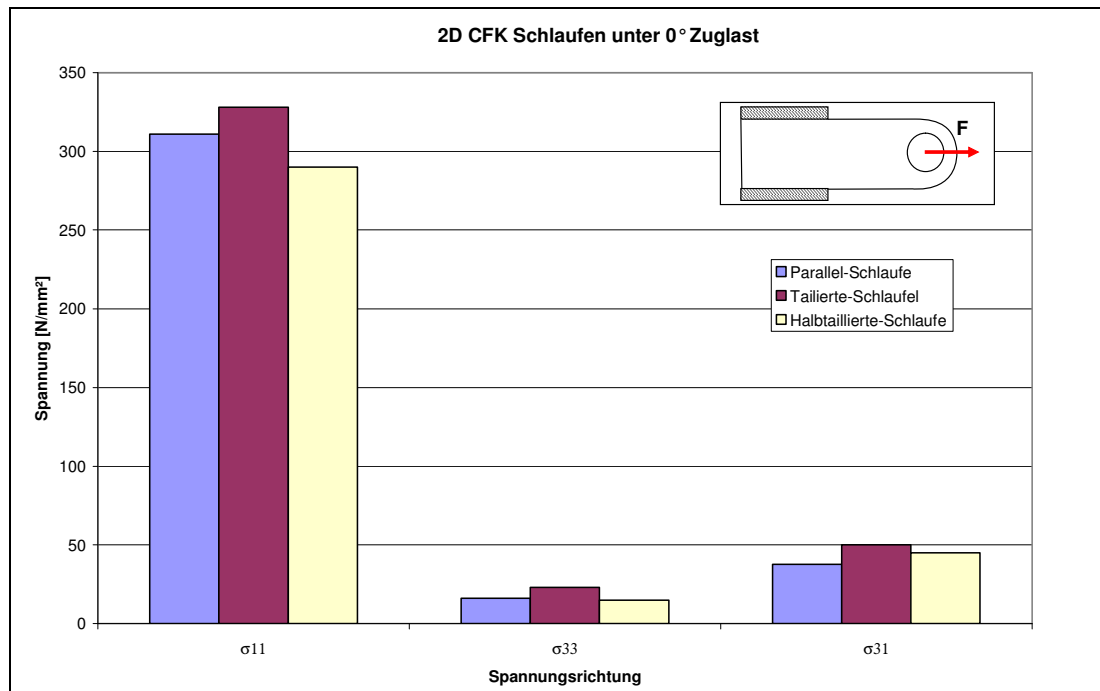
### 3.2.1. Schlaufen unter reiner $0^\circ$ Zugbelastung

Die folgenden Untersuchungen konzentrieren sich auf CFK-Schlaufen mit verschiedenen Topologien (siehe Abbildung 36), die mit reiner Zugkraft unter  $0^\circ$  belastet sind. Die aufgebrachten Lasten entsprechen dem durchschnittlichen Lastniveau der Versuchslasten, bei denen ein Erstversagen eintrat. Die einzelnen Spannungen und Dehnungen sind im Anhang (Kapitel 11.1) enthalten.

#### *Vergleich von unterschiedlichen Schlaufentopologien unter $0^\circ$ Zuglast*

In Abbildung 38 sind die in der Schlaufe wirkenden Spannungen der verschiedenen Schlaufentopologien gegenüber gestellt. Die Berechnungen haben ergeben, dass die Spannungen in Faserrichtung bei den Taillierten-Schlaufen am höchsten sind, da hier die Flankenbiegung aufgrund der Geometrie am größten ist (siehe Abbildung 38). Die höchsten interlaminaren Schäl- und Schubspannungen treten aufgrund der hohen Flankenbiegung ebenfalls bei der Taillierten-Schlaufe auf. Somit ist zu erwarten, dass die Taillierten-Schlaufe die niedrigste Festigkeit gegen Erst- und Restversagen hat.





**Abbildung 38: Vergleich der Spannungen in den Schlaufen bei reiner Zuglast unter 0°**

### 3.2.2. Schlaufen unter gemischter Zuglast unter 45°

Ziel dieser Untersuchungen ist die Berechnung der Beanspruchung in der Schlaufe infolge einer Zuglast unter 45°. Die drei vorhandenen numerischen Modelle wurden mit einer Zuglast äquivalent dem durchschnittlichen Niveau des Erstversagens im Versuch belastet. Die einzelnen Spannungsplots der FE Rechnung sind in Kapitel 11.1 zu sehen.

Die Rechnungen ergaben, dass die Beanspruchung ähnlich der des Zugversuches unter 0° ist. Die hohe Steifigkeit in 0° führt zu hohen Zugspannungen in den Schlaufelagen. Aufgrund des Querszugsanteils in 90° Richtung entstehen zusätzlich geringe Biegespannungen in den Schlaufenlagen. Die höchsten Biegespannungen in den Schlaufenlagen treten außerhalb des kritischen Bereichs an der Einspannung auf und haben daher keinen Einfluss auf das Erstversagen.

#### *Vergleich von unterschiedlichen Schlaufentopologien unter 45° Zuglast*

In Abbildung 39 ist ein Vergleich der Spannungen der verschiedenen Schlaufentopologien bei einer Zuglast unter 45° abgebildet. Die Spannungen in Faserrichtung (siehe  $\sigma_{11}$  in Abbildung 39) sind bei der Parallel-Schleife am höchsten. Die Taillierten-Schleife hat Faserspannungen, die ca. 10% geringer sind als die der Parallel-Schleife. Die Halbtaillierten-Schleife hat die niedrigste Faserbelastung, mit einer Differenz von ca. 17% zur Parallel-Schleife. Somit müsste das Gesamtversagen bei der Parallel-Schleife zuerst auftreten. Die beiden anderen Topologien weisen eine höhere Versagenslast analog zur Differenz in der

Faserspannung auf. Die interlaminare Schälspannung ist bei allen drei Topologien vergleichbar. Das Maximum beträgt ca. 50% der interlaminaren Schälfestigkeit und führt daher nicht primär zum Erstversagen. Die maximale interlaminare Schubspannung ist bei der Parallel-Schleife am geringsten (siehe Abbildung 39). Die Taillierte- und die Halbtaillierten-Schleife haben ca. 10% höhere interlaminare Maximal-Schubspannungen, diese befinden sich jedoch innerhalb der Schlaufenlagen. Das Erstversagen bei den Schlaufen ist jedoch infolge einer Delamination zwischen der Schleife und dem Mittellaminat zu erwarten. Diese kritische Stelle wird Kapitel 3.3 genauer betrachtet und ist daher in Abbildung 39 nicht enthalten. In diesem Bereich hat die Parallel-Schleife jedoch leicht höhere interlaminare Schubspannungen als die Taillierte- und Halbtaillierten-Schleife. Ein Erstversagen ist somit zuerst bei der Parallel-Schleife zu erwarten.

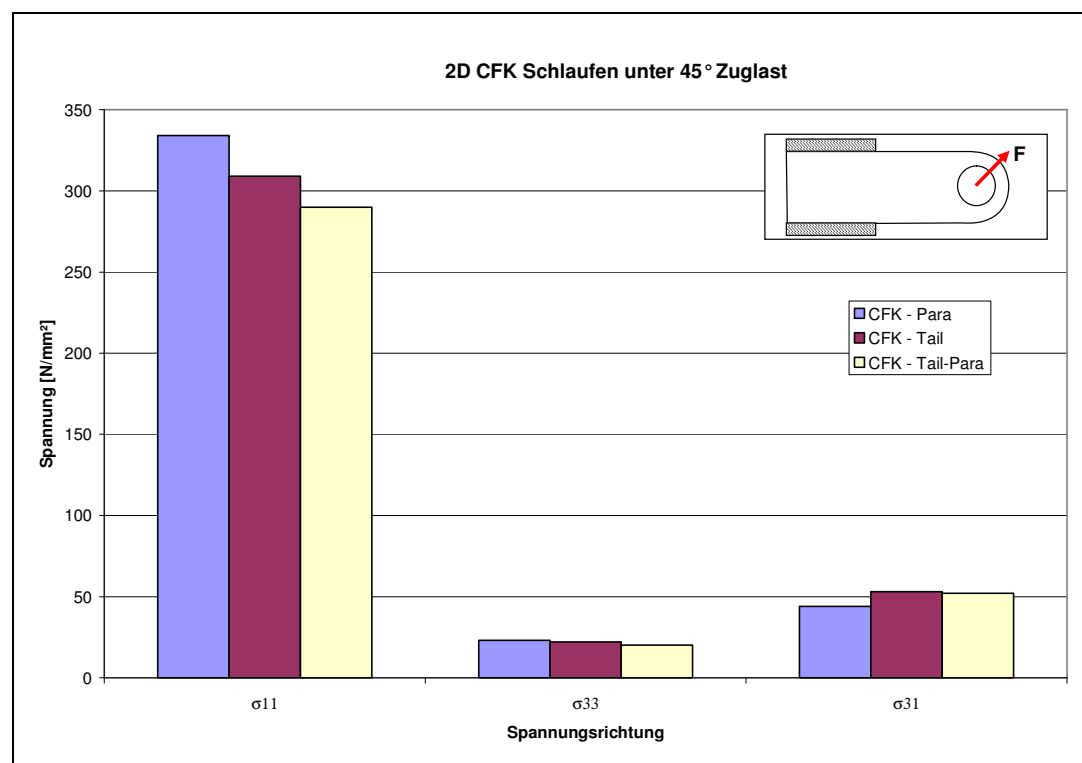


Abbildung 39: Vergleich der Spannungen in den Schlaufen bei Zuglast unter 45°

### 3.2.3. Schlaufen unter 90° Querzug

Die folgenden Untersuchungen konzentrieren sich auf die Belastungen von Schlaufen unter einer Querzuglast, die unter 90° angreift. Hierbei wurden die 2D-FEM Modelle der unterschiedlichen Schlaufentopologien mit einer Belastung äquivalent zur experimentell ermittelten durchschnittlichen Erstversagenslast belastet und entsprechende Spannungen sowie Dehnungen berechnet. In Kapitel 11.1 sind die einzelnen Spannungsplots der FEM Rechnungen enthalten.

### Vergleich von unterschiedlichen Schlaufentopologien unter 90° Zuglast

Ein Vergleich der Spannungen der unterschiedlichen Topologien ist in Abbildung 40 dargestellt. Die Parallel-Schleife weist hierbei die geringsten Spannungen in Faserrichtung auf. Die Taillierte- und Halbtaillierten-Schleife haben ca. 30% höhere Faserspannungen (siehe Abbildung 40). Die kritischen Spannungen sind jedoch die interlaminaren Schäl- und Schubspannungen. Die interlaminare Schälspannung ist bei der Taillierten-Schleife am geringsten. Die Halbtaillierten-Schleife zeigt nur geringfügig höhere interlaminare Schälspannungen auf. Die Parallel-Schleife hat jedoch mehr als doppelt so hohe interlaminare Schälspannungen im Vergleich zur Taillierten-Schleife (siehe Abbildung 40). Dies kann zu einem frühzeitigen Abschälen der Schlaufenlagen von dem Mittellaminat und somit zum Erstversagen führen. Die Parallel-Schleife hat ebenfalls die höchsten interlaminaren Schubspannungen. Diese sind ca. 80% größer im Vergleich zur Taillierten- und Halbtaillierten-Schleife. Die Taillierte- und Halbtaillierten-Schleife weisen identisch niedrige interlaminare Schubspannungen auf (siehe Abbildung 40). Abschließend kann gesagt werden, dass die Parallel-Schleife die niedrigste Versagenslast aufweist.

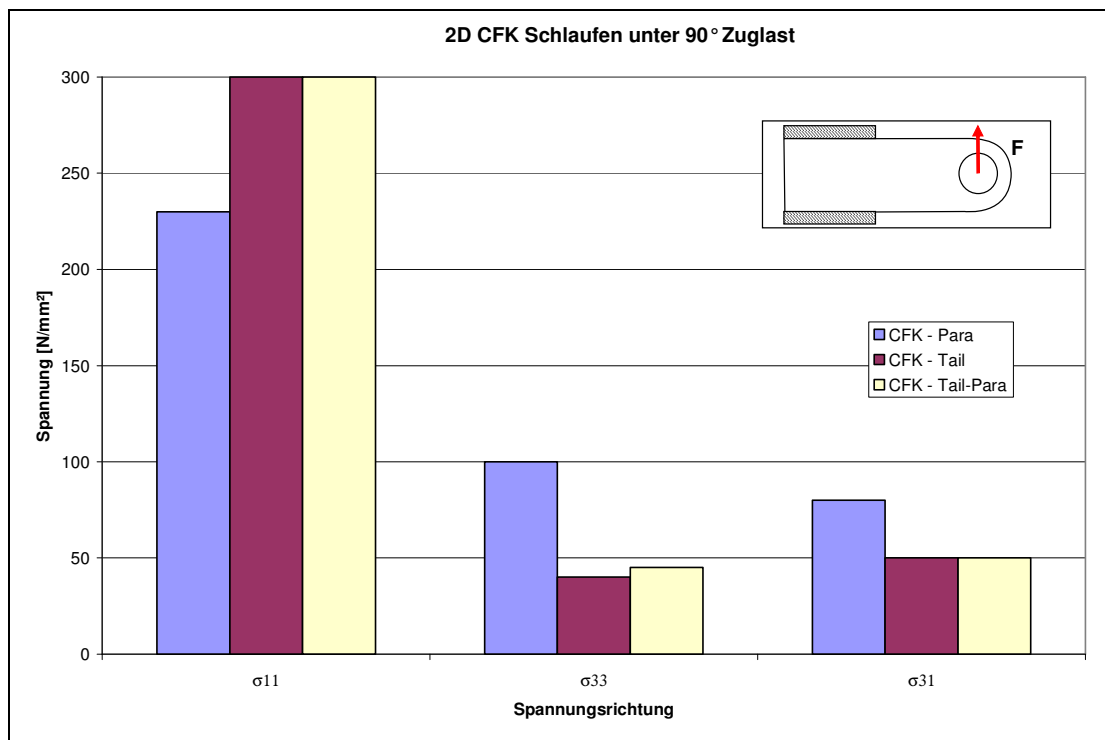


Abbildung 40: Vergleich der Spannungen in den Schlaufen bei Zuglast unter 45°

Generell ist zu bemerken, dass es sich hierbei um eine für Schlaufen untypische Belastung handelt.

### 3.3. Festigkeitsanalyse von Mini-TED Schlaufen

Das Erstversagen der Faserverbundschlaufen soll im folgenden Kapitel genauer betrachtet werden. Hierbei werden nicht mehr die Spannungen einzeln interpretiert, sondern mittels bruchmechanischen Ansätzen, die eine Interaktion der einzelnen Spannungen beinhalten, wird das Erstversagen bei unterschiedlichen Belastungen berechnet. Somit kann das Versagen den einzelnen Schlaufen-Topologien gezielter untersucht werden. Hierzu liefern die numerischen Simulationen im vorherigen Kapitel die benötigten Spannungen, um das Erstversagen der Schlaufen mittels dem Tsai-Wu- Kriterium und 2D Puck Kriterium zu berechnen. Der Schadensbereich fängt an der Grenzfläche der Schlaufen an, so dass ein 2D Puckverfahren quer zum Laminat herangezogen wurde. Hierbei wird angenommen, dass die Schlaufe nur UD-Lagen besitzt und die interlaminaren Schäl- und Schubspannungen vergleichbare Schadensmechanismen haben, wie in der Laminebene. An diesen kritischen Stellen sind die interlaminaren und Faserspannungen positiv. Somit kann das Tsai-Wu Kriterium herangezogen werden, da die Werte nach Puck [22] sich im realistischen Bereich befinden (siehe Abbildung 7 in Kap. 2.1.2).

#### 3.3.1. Erstversagen bei 0° Zuglast

Die verschiedenen Schlaufentopologien versagen bei unterschiedlichen Kräften aufgrund unterschiedlich hoher interlaminarer Belastungen (siehe Kapitel 3.2). In diesem Kapitel wird mittels der Versagenskriterien nach Puck [22] und Tsai-Wu [23] das Erstversagen der unterschiedlichen Schlaufen-Topologien bei 0° Zuglast berechnet.

##### *Erstversagen bei Parallel-Schlaufen unter 0° Zuglast*

Die Berechnung der Faserspannung mit Hilfe einer numerischen Simulation weicht stark von den Ergebnissen der analytischen Theorie ab. Der Vergleich der Faserspannungen zeigt, dass die ermittelte Zugkraft des Erstversagens laut FEM Modell mit 28kN 1,5-fach höher ist als die der analytischen Berechnung in Kapitel 2.3.3. Diese Diskrepanz zwischen den analytischen Methoden und numerischen Rechnungen ist auf die unterschiedliche Ausführung zurückzuführen. Schürmann [1] bezieht sich auf Strangschlaufen ohne Mittellaminat. Das FEM Modell diskretisiert eine CFK-Schlaufe mit Mittellaminat. Nach dem Erreichen des Erstversagens lösen sich üblicherweise die Schlaufenlagen vom Mittellaminat ab, so dass dann eine Spannungsverteilung analog zu den Strangschlaufen zu erwarten ist.

Das Erstversagen von Parallel-Schlaufen tritt laut Rechnung bei 28kN infolge hoher interlaminarer Schubspannungen zwischen den Schlaufenlagen und dem Mittellaminat auf. Aufgrund des geringen Querschnitts erfahren die Schlaufenlagen

hohe Spannungen und Dehnungen. Das Mittelaminat ist jedoch unbelastet, wodurch ein großer Gradient bei den Faserspannungen am Übergang von der Schlaufe zum Mittellaminat entsteht, der zu hohen interlaminaren Schubspannungen führt. Hierbei kommt es zu einer Delamination der Mini-TED Schlaufen vom Mittellaminat weit vor dem Erreichen der Faserfestigkeit (siehe Abbildung 41).

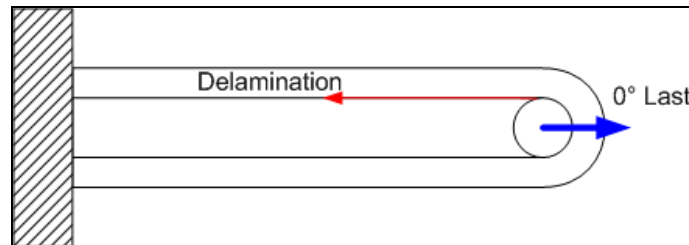


Abbildung 41: Erstversagen einer Parallel-Schlaufe unter 0° Zuglast

In Abbildung 42 ist der Versagensindex nach Puck und Tsai-Wu im Bereich der Flanke über die Schlaufendicke dargestellt. Am Schlaufeninnenrand (0 mm siehe Abbildung 42) ist der Versagensindex am höchsten und nimmt Richtung Außenrand nach dem ersten Drittel der Schlaufendicke kontinuierlich ab. Das Puck Kriterium ergibt einen Versagensindex von ca. 1 am Schlaufeninnenrand. Aufgrund der leicht positiven interlaminaren Schälspannung und hohen interlaminaren Schubspannungen ergibt sich ein Versagen nach Modus A [22]. Das Tsai-Wu Kriterium ergibt einen höheren Wert von ca. 1,5, da hier die Spannungen in Faserrichtung miteinbezogen werden.

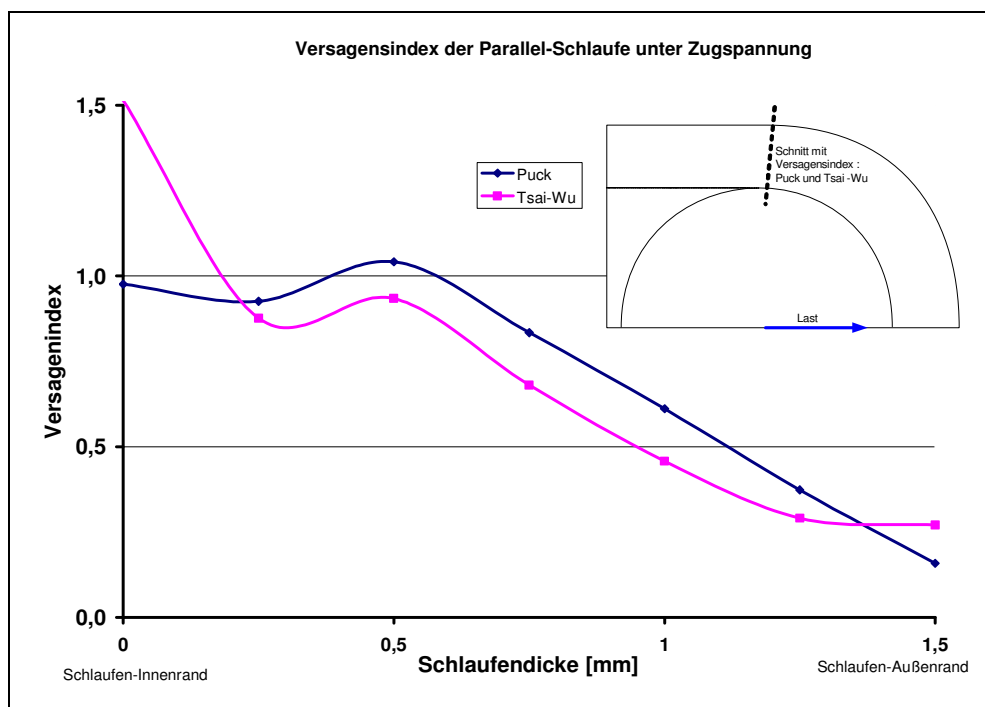
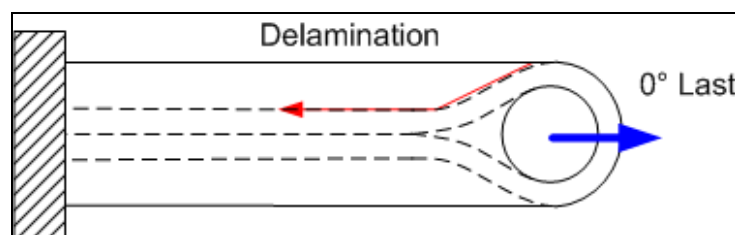


Abbildung 42: Versagensindex bzgl. Erstversagen einer Parallel-Schlaufe unter 0° Zuglast

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass der hohe und nahezu konstante Versagensindex am Schlaufeninnenrand (siehe Abbildung 42) die These bestätigt, dass in diesem Bereich das Erstversagen infolge einer Delamination auftritt. Das Versagen wird primär von der interlaminaren Schubspannung ausgelöst und durch die leicht positiven interlaminaren Schälspannungen verstärkt.

### ***Erstversagen bei Taillierten-Schlaufen unter 0° Zuglast***

Die Belastung unter 0° bei Taillierten-Schlaufen führt zu hohen Faserspannungen und Dehnungen in den Schlaufenlagen. Im Bereich der Flanke tritt eine Biegung auf, wobei die Schlaufenlagen sich zu strecken versuchen. Dies führt an der Außenseite der Schlaufenlagen zu hohen interlaminaren Schäl- und Schubspannungen, welches zum Erstversagen infolge einer Zwischenfaserbruchs bei schon 12 kN führt. Der Riss wächst parallel zu den Schlaufenlagen an und delaminiert diese vom äußeren Mittellaminat (siehe Abbildung 43).



**Abbildung 43: Erstversagen einer Taillierten-Schlaufe unter 0° Zuglast**

Die Auswertung der Spannungen im kritischsten Bereich mit dem Puck- und Tsai-Wu Versagenskriterium ist in Abbildung 44 zu sehen. Hierbei ist der Versagensindex über der Bauteildicke im Bereich der oberen Flanke dargestellt. Der Versagensindex nach Puck wächst vom Mittellaminat-Außenrand nach innen an und erreicht am Übergang zur Schlaufe den Wert 1 (0mm siehe Abbildung 44), welches ein Erstversagen infolge Zwischenfaserbruch signalisiert. Der Versagensindex wächst in der Schlaufe weiter an, führt aber experimentell zu keinem weiteren Versagen. Es wird vermutet, dass die lokale interlaminare Festigkeit am Rand des Laminats niedriger ist als in der Mitte. Hierbei wird angenommen, dass Mikrorisse zwischen den Schlaufenlagen durch Lastumverteilung kompensiert werden. Am Schlaufenrand ist dies nicht möglich, was zu einem Zwischenfaserbruch führt. Aus Abbildung 44 ist zu sehen, dass der Tsai-Wu Versagensindex ebenfalls höher ist als der Puck Index, da hier die Spannungen in Faserrichtung miteinbezogen werden.

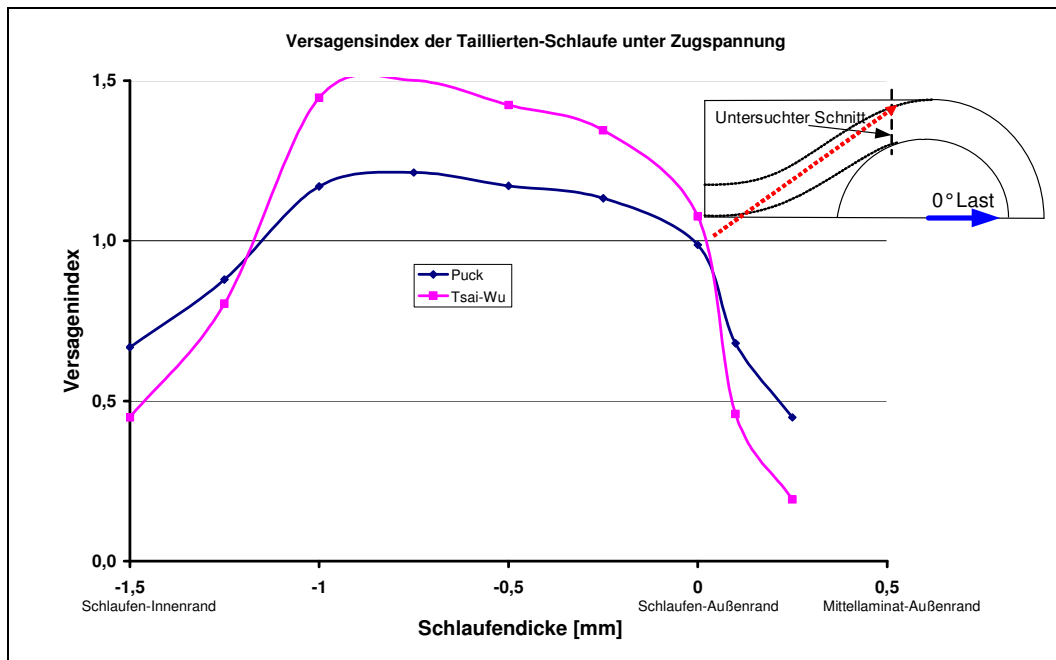


Abbildung 44: Versagensindex bzgl. Erstversagen einer Taillierten-Schleife unter  $0^\circ$  Zuglast

### *Erstversagen bei Halbtaillierten-Schleifen unter $0^\circ$ Zuglast*

Die Zuglast unter  $0^\circ$  führt bei der Halbtaillierten-Schleife zu einer Spannungsüberhöhung infolge der Flanschbiegung der inneren Schleife. Das Mittellaminat endet keilförmig zwischen den Schlaufenlagen. Hierbei entstehen aufgrund der unterschiedlichen Steifigkeiten hohe interlaminare Schubspannungen. Analog zu Taillierten-Schleife treten ebenfalls hohe interlaminare Schubspannungen am Übergang zum Zwickel auf. An beiden Kontaktflächen zwischen Schlaufenlagen und Mittellaminat können die interlaminaren Schubspannungen zum Erstversagen infolge eines Zwischenfaserbruchs führen (siehe Abbildung 45). Die zum Erstversagen führende Last wurde zu 16kN ermittelt.

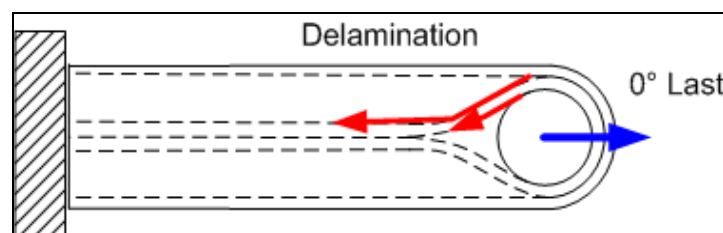


Abbildung 45: Erstversagen einer Halbtaillierten-Schleife unter  $0^\circ$  Zuglast

Die Auswertung der FEM Analysen mit dem Puck und Tsai-Wu Versagenskriterium ist in Abbildung 46 zu sehen. Dargestellt sind die Versagensindizes an einem Schnitt durch die Schlaufen im kritischen Bereich der Flanke. Der Versagensindex nach Puck wächst vom Zwickel mit dem Wert von 1,0 bis zur Mitte der inneren Schleife auf 1,9 an (siehe Abbildung 46). Anschließend verringert sich der Wert bis auf 1,0 am

Mittellaminat. In der äußeren Schlaufe sinkt der Versagensindex weiter, bis er das Minimum von ca. 0,5 am Außenrand erreicht (siehe Abbildung 46). Der Versagensmodus ist Modus B [22] aufgrund der hohen interlaminaren Schubspannungen und leicht negativen interlaminaren Schälspannungen. Das Tsai-Wu Kriterium liefert einen höheren Versagensindex in der inneren Schlaufe aufgrund der zusätzlich betrachteten Faserspannungen. Im Bereich des Mittellaminats sind die Werte jedoch um ca. 20% geringer als die des Puck Kriteriums (siehe Abbildung 46). Ein Erstversagen ist somit am Übergang vom Mittellaminat zur Schlaufe und im Bereich des Zwickels möglich. Es wird weiterhin angenommen, dass es an den Trennstellen zwischen Schlaufenlagen und Mittellaminat eher zu einem Versagen kommt als im Laminat. Diese Vermutung wird durch die experimentellen Untersuchungen bestätigt.

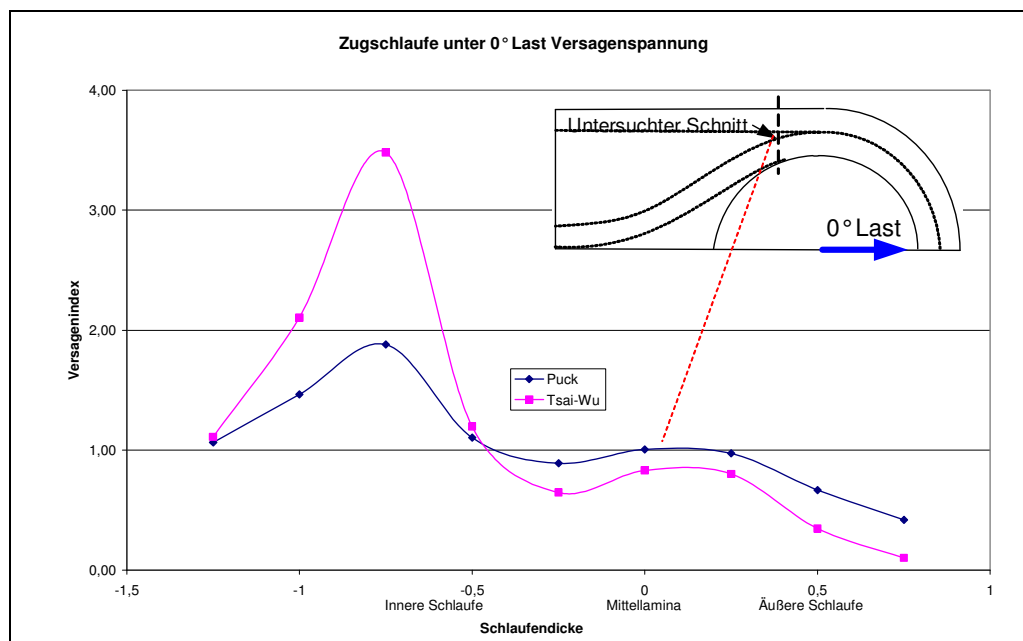


Abbildung 46: Versagensindex bzgl. Erstversagen einer Halbtailierten-Schlaufe unter 0° Zuglast

### 3.3.2. Erstversagen bei 45° Zuglast

Die Belastung unter 45° führt zu verschiedenen Erstversagen bei den unterschiedlichen Schlaufentopologien. Mittels der Versagenskriterien nach Puck [22] und Tsai-Wu [23] soll dies in diesem Kapitel untersucht werden.

#### *Erstversagen bei Parallel- Schlaufen unter 45° Zuglast*

Die Belastung der Parallel-Schlaufe mit einer 45° Zuglast führt zu hohen interlaminaren Schäl- und Schubspannungen am Übergang von der Schlaufe zum Mittellaminat. Diese führen laut Rechnung bei 3,3kN Last zu einem Zwischenfaserbruch im Mittellaminat, der zu einer Delamination der Schlaufenlagen vom Mittellaminat führt. Der erste Riss verläuft unter ca. 45° bis zur Trennschicht



zwischen Schlaufe und Mittellaminat und anschließend parallel zu den Schlaufenlagen (siehe Abbildung 47).

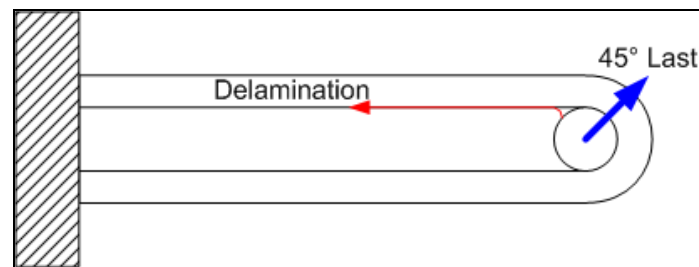


Abbildung 47: Erstversagen einer Parallel-Schlaufe unter 45° Zuglast

Der Versagensindex am Übergang von der Schlaufe zum Mittellaminat ist in Abbildung 48 dargestellt. Der Versagensindex hat am Innenrand des Mittellaminats ein Maximum von 1,0 und nimmt Richtung Schlaufenaußenrand kontinuierlich ab.

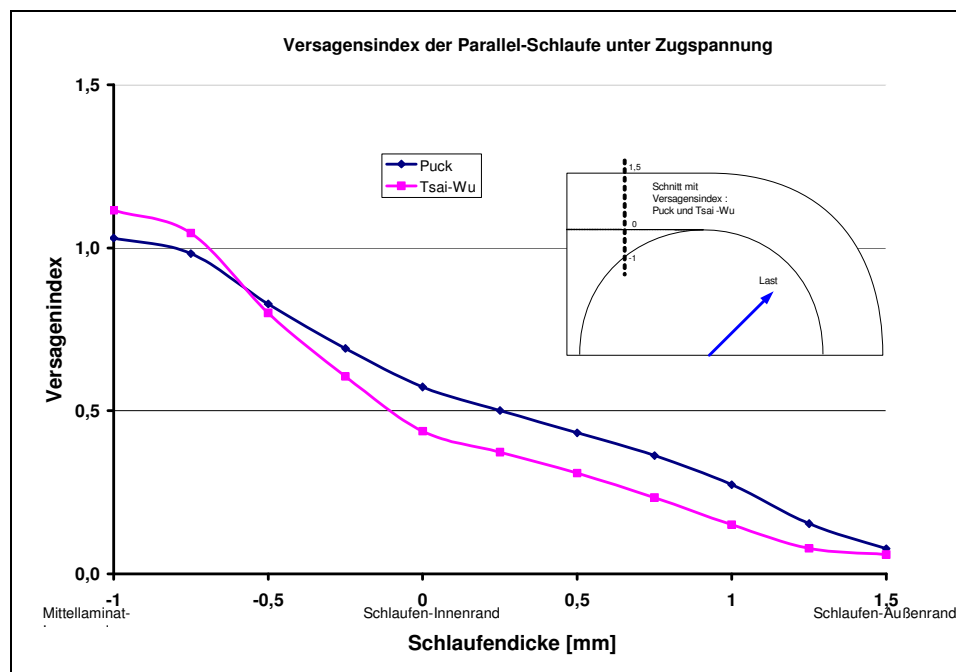


Abbildung 48: Versagensindex bzgl. Erstversagen einer Parallel-Schlaufe unter 45° Zuglast

Die Berechnung des Erstversagens nach Puck zeigt einen Zwischenfaserbruch nach Modus A am Mittellaminat auf (siehe Abbildung 48). Hierbei sind jedoch im Gegensatz zum 0° Zugfall, die beiden interlaminaren Spannungen gleich groß, was zu Risswachstum unter ca. 45° führt. Das Tsai-Wu Kriterium führt nur zu leicht höheren Versagenswerten, da hier die Faserspannung sehr gering ist.

### Erstversagen bei Taillierten-Schlaufen unter 45° Zuglast

Die Taillierten-Schleife erfährt bei einer Belastung unter 45° eine Verschiebung der beiden Schlaufenstränge zueinander. Im hinteren Bereich des Zickels, in dem die zwei Schlaufenstränge zusammengeführt werden, entstehen hierdurch hohe interlaminare Schubspannungen. Dies führt bei 6,8 kN Last zu einem Erstversagen infolge eines Zwischenfaserbruchs im Zwickel. Hierdurch delaminieren die Schlaufenlagen voneinander (siehe Abbildung 49).

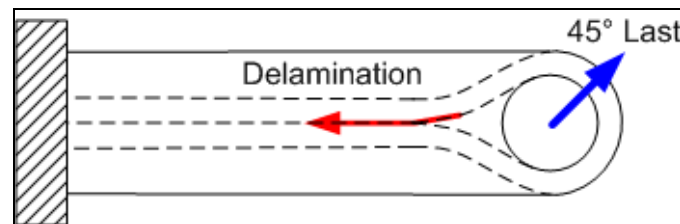


Abbildung 49: Erstversagen einer Taillierten-Schleife unter 45° Zuglast

Die Auswertung der Spannungen ist in Abbildung 50 mittels der Versagenskriterien nach Puck und Tsai-Wu erfolgt. Dargestellt ist der Versagensindex im kritischsten Bereich in der Schleife und des Zwickels.

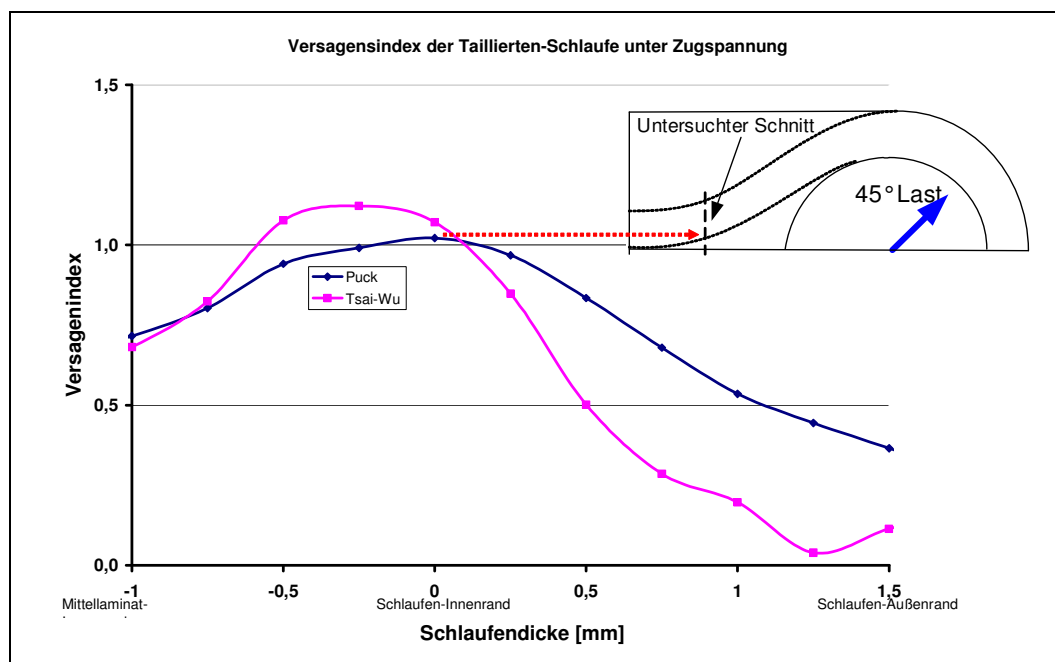


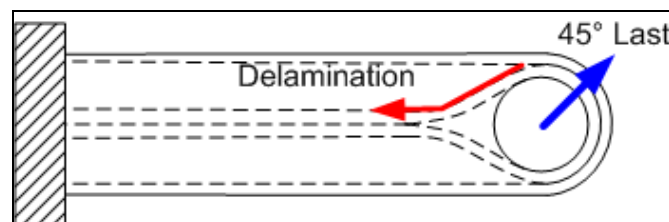
Abbildung 50: Versagensindex bzgl. Erstversagen einer Taillierten-Schleife unter 45° Zuglast

Das Minimum des Versagensindex befindet sich am Schlaufenaußenrand und wächst zum Schlaufeninnenrand hin an. Am Übergang zum Zwickel ist dieser 1, welches auf ein Versagen infolge eines Zwischenfaserbruchs deutet (siehe Abbildung 50). Das mit dem Puck Kriterium errechnete Versagen tritt am Übergang nach Modus B ein, wobei

ein Zwischenfaserbruch aufgrund der interlaminaren Schubspannungen verursacht wird. Die interlaminaren Schälspannungen sind in diesem Bereich nahezu Null und haben kaum Auswirkungen auf das Versagen. Das Tsai-Wu Kriterium liefert im kritischen Bereich wieder leicht erhöhte Werte aufgrund der Spannungen in Faserrichtung.

### ***Erstversagen bei Halbtaillierten-Schlaufen unter 45° Zuglast***

Die Schlaufenlagen der Halbtaillierten-Schleife werden infolge der 45° Zuglast ebenfalls unterschiedlich gedehnt. Bei den oberen Schlaufenlagen im Bereich der Lagentrennung (Flanke) entstehen hierbei hohe interlaminare Schubspannungen. Diese führen laut Rechnung bei 7,1kN Last zu einem Zwischenfaserbruch zwischen den inneren Schlaufenlagen und dem geschäfteten Mittellaminat (siehe Abbildung 51).



**Abbildung 51: Erstversagen einer Halbtaillierten-Schleife unter 45° Zuglast**

In Abbildung 52 ist der kritische Bereich mit dem Versagenskriterium nach Puck und Tsai-Wu ausgewertet. Dargestellt sind die Versagensindizes über die Schlaufendicke.

Die Auswertung der FEM Analysen zeigt einen Versagensindex nach Puck [22] an, der von der äußeren Schlaufe ansteigt und am Übergang zum Mittellaminat den Wert 1 erreicht (siehe Abbildung 52). Laut Puck [22] kann hier ein Erstversagen nach Modus A aufgrund der ähnlich hohen interlaminaren Schub- und Schälspannungen eintreten. Der Versagensindex steigt innerhalb der Schlaufe weiter an. Aufgrund der Lastumlagerung bei Mikrorissen in der Schlaufe ist jedoch nicht mit einem weiteren Versagen zu rechnen. Am Übergang von den inneren Schlaufenlagen zum Zwickel ist der Versagensindex mit 0,8 noch recht hoch (siehe Abbildung 52). Ein Versagen in diesem Bereich ist bei leicht erhöhten Lasten ebenfalls möglich.

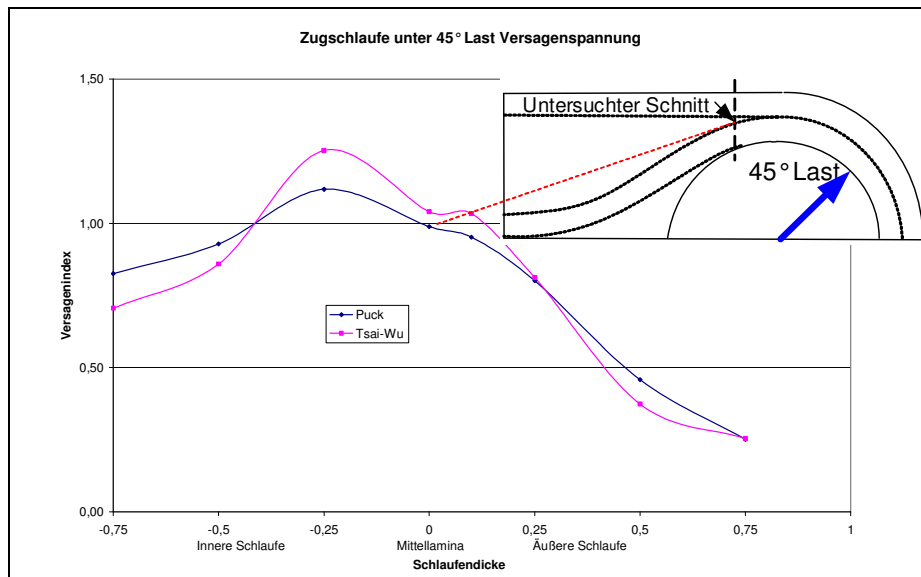


Abbildung 52: Versagensindex bzgl. ZFB einer Halbtaillierten-Schlaufe unter 90° Zuglast

Der Versagensindex nach Tsai-Wu ist in den äußeren Schlaufenlagen vergleichbar mit Puck (siehe Abbildung 52). In den inneren Schlaufenlagen ergeben die numerischen Rechnungen hohe Faserspannungen, wodurch das Tsai-Wu Kriterium höhere Werte für den Versagensindex liefert als das Puck Kriterium (siehe Abbildung 52). Am Übergang zum Zwickel ist der Versagensindex nach Tsai-Wu geringer als nach Puck.

### 3.3.3. Erstversagen bei 90° Zuglast

Die folgenden Untersuchungen befassen sich mit der Versagensanalyse von unterschiedlichen Schlaufentopologien bei 90° Zuglast. Basierend auf den numerischen Berechnungen wird ein Erstversagen nach Puck und Tsai-Wu aufgrund der hohen interlaminaren Belastungen berechnet.

#### *Erstversagen bei Parallel-Schlaufen unter 90° Zuglast*

Die 90° Zuglast führt bei der Parallel-Schlaufe zu hohen interlaminaren Spannungen am Übergang vom Mittellaminat zur Schlaufe. Das Mittellaminat versagt bei 1,8kN Last am Innenrand aufgrund der hohen interlaminaren Spannungen mit einem Zwischenfaserbruch, der anschließend parallel zu den Schlaufenlagen verläuft (siehe Abbildung 53). Das Versagen ähnelt dem Zwischenfaserbruch bei 45° Last, da in beiden Fällen hohe interlaminare Schäl- und Schubspannungen am Schadensort vorzufinden sind.

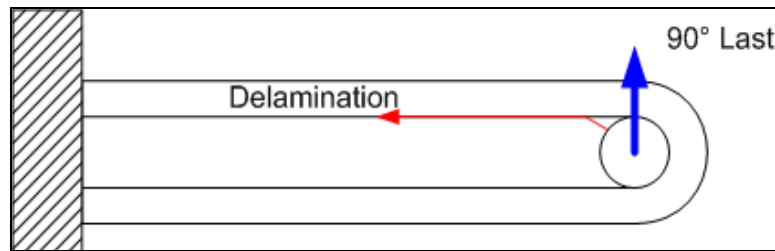


Abbildung 53: Erstversagen einer Parallel-Schleife unter 90° Zuglast

In Abbildung 54 ist das Versagen der Parallel-Schleife unter 90° Belastung mittels dem Puck- und Tsai-Wu Kriterium berechnet worden. Die höchsten interlaminaren Spannungen treten am Innenrand vom Mittellaminat auf (siehe Abbildung 54). An dieser Stelle ist der Versagensindex laut Puck mit 1,0 am höchsten. Das Puck Kriterium zeigt ein Versagen nach Modus A auf, da die interlaminaren Schälspannungen positiv sind. Dies deutet auf einen Zwischenfaserbruch hin, der primär von den interlaminaren Schälspannungen verursacht wird. Der Versagensindex laut dem Tsai-Wu Kriterium deutet mit Werten knapp über 1,0 ebenfalls ein Versagen in diesem Bereich an (siehe Abbildung 54). Beide Versagensindizes sind vergleichbar, da hier primär nur interlaminare Spannungen in den Lagen vorzufinden sind. Die Spannungen in Faserrichtung sind sehr klein, da die Last quer zum Laminat wirkt.

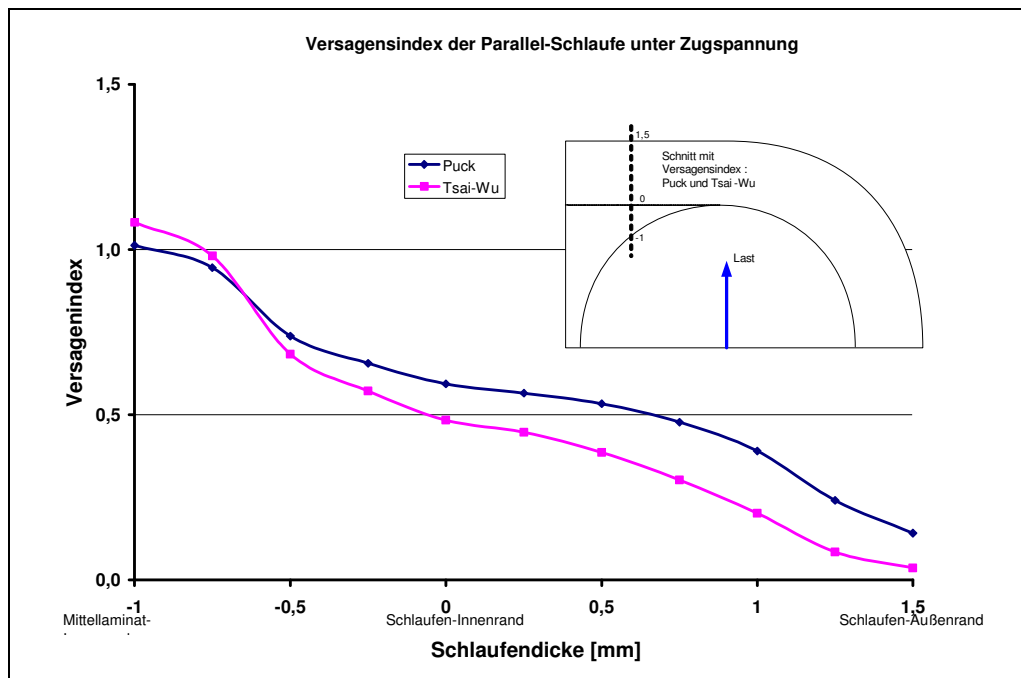


Abbildung 54: Versagensindex bzgl. Erstversagen einer Parallel-Schleife unter 90° Zuglast

### Erstversagen bei Taillierten-Schlaufen unter 90° Zuglast

Die Taillierten-Schleife erfährt bei einer Belastung unter 90° ebenfalls hohe interlaminare Schälspannungen. Diese führen laut Rechnung bei 4,6kN Last zu einem Zwischenfaserbruch im Zwickel, der anschließend zu einem Ablösen der Schlaufenlagen voneinander führt (siehe Abbildung 55).

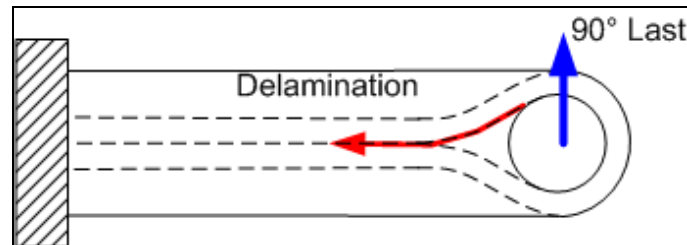


Abbildung 55: Erstversagen einer Taillierten-Schleife unter 45° Zuglast

In Abbildung 56 ist der Versagensindex nach Puck und Tsai-Wu berechnet worden. Die niedrige Belastung in den Schlaufenlagen führt zu einem sehr kleinen Versagensindex in diesem Bereich. Dieser wächst am Übergang zum Zwickel rapide an und erreicht im Zwickel 1,0 (siehe Abbildung 56). Das Versagenskriterium nach Puck berechnet analog zur Parallel-Schleife ein Versagen nach Modus A. Hierbei wird ein Zwischenfaserbruch aufgrund der hohen interlaminaren Schälspannungen verursacht. Die interlaminaren Schubspannungen sind sehr gering und haben kaum Einfluss auf das Erstversagen. Das Tsai-Wu Kriterium liefert sehr ähnliche Werte wie das Puck Kriterium, da bei Zuglast unter 90° kaum Spannungen in Faserrichtung vorhanden sind (siehe Abbildung 56).

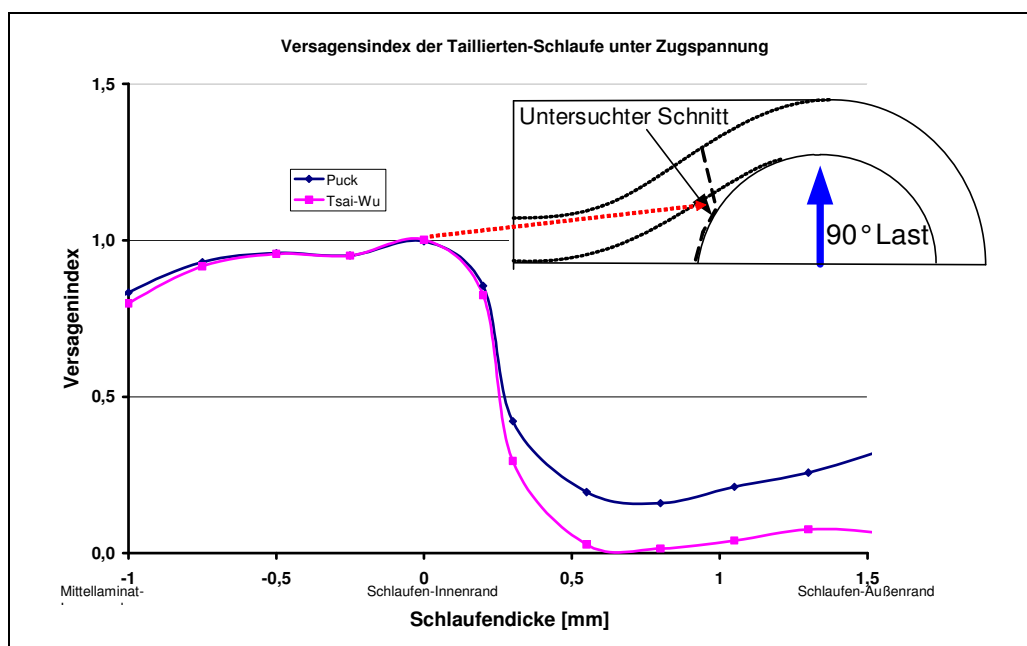
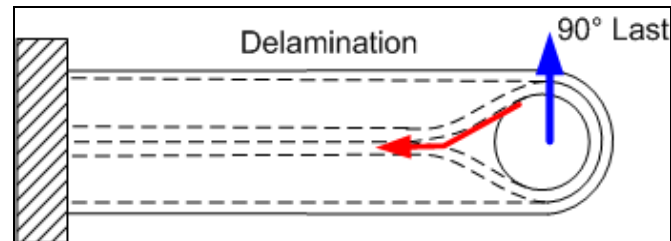


Abbildung 56: Versagensindex bzgl. Erstversagen einer Taillierten-Schleife unter 45° Zuglast

### ***Erstversagen bei Halbtaillierten-Schlaufen unter 90° Zuglast***

Die Halbtaillierten-Schlaufen werden bei 90° Zuglast analog zu den Taillierten-Schlaufen im Zwickelbereich hoch interlaminar belastet. Dies führt laut Rechnung ebenfalls bei 4,6kN zu einem Zwischenfaserbruch im Zwickel, der die beiden mittleren Schlaufenlagen voneinander delaminiert (siehe Abbildung 57).

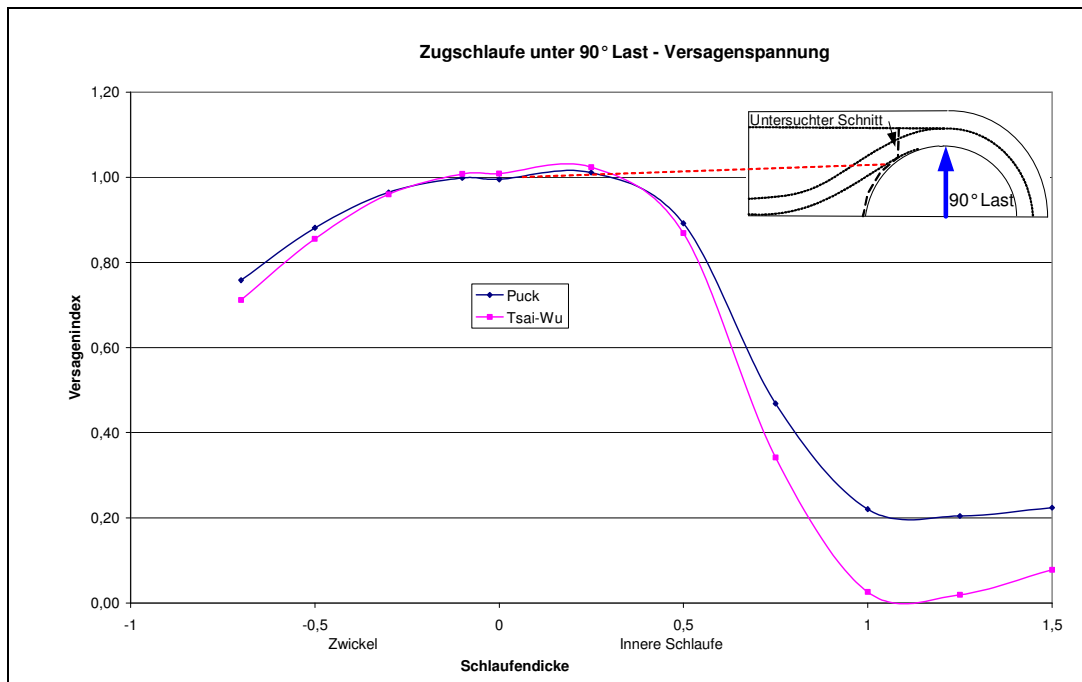


**Abbildung 57: Erstversagen einer Halbtaillierten-Schleife unter 90° Zuglast**

Die Auswertung der numerischen Ergebnisse ist in Abbildung 58 mittels der Versagenskriterien nach Puck und Tsai-Wu an einem Schnitt durch den kritischen Bereich der Schleife dargestellt.

Der Versagensindex nach Puck ist in den Schlaufenlagen sehr gering und steigt in Richtung des Zwickels stark an. Am Übergang zum Zwickel deutet das Puck Kriterium mit dem Wert von 1,0 auf ein mögliches Erstversagen nach Modus A hin. Hierbei sind primär die interlaminaren Schälspannungen für ein Versagen ausschlaggebend.

Das Versagenskriterium nach Tsai-Wu ergibt ähnliche Werte im Vergleich zum Puck Kriterium, da hier die Faserspannungen vernachlässigbar klein sind.



**Abbildung 58: Versagensindex bzgl. Erstversagen einer Halbtaillierten-Schleife unter 90° Zuglast**

### 3.3.4. Zusammenfassung der Rechnungen

Die Berechnungen haben gezeigt, dass ein Erstversagen von den interlaminaren Spannungen verursacht wird. Bei 0° Last ist das Erstversagen auf die hohen interlaminaren Schubspannungen zurückzuführen. Die Belastungen unter 45° und 90° Lastrichtung führen zu Erstversagen, die durch eine Interaktion der interlaminaren Schub- und Schälspannungen hervorgerufen werden. Für die Verbesserung des Erstversagens von Faserverbundschleifen ist daher primär eine Steigerung der interlaminaren Festigkeiten zielführend. Dies kann mit 3D-Verstärkungen erreicht werden.



## **4. 3D-Verstärkung quer zum Laminat**

In diesem Kapitel soll eine Übersicht darüber gegeben werden, welche Möglichkeiten es heute für eine 3-dimensionale Verstärkung bei Faserverbundbauteilen gibt. Es werden verschiedene Beispiele aus der Luftfahrt und dem Automobilbau gezeigt, bei denen eine 3D-Verstärkung erfolgreich umgesetzt wurde. Die 3D-Verstärkung verbessert in erster Linie die interlaminaren Festigkeiten von Verbunden, wobei die In-Plane Eigenschaften eher leicht geschwächt werden. Die Verbesserung der interlaminaren Schälfestigkeit infolge der 3D-Verstärkung wird im Kapitel 4.3 erörtert. Die Auswirkung von 3D-Verstärkungen auf die interlaminare Schubfestigkeit wird anschließend in Kapitel 4.4 aufgezeigt. Im Kapitel 4.5 werden dann analytische und numerische Ansätze aufgezeigt, um die Spannungen im Bauteil aufgrund der 3D-Verstärkung zu berechnen.

### **4.1. Verstärkungsmöglichkeiten in dritter Richtung bei FVK Bauteilen**

Faserverbundbauteile werden heute meist als Mehrschichtverbunde eingesetzt mit hohen Steifigkeiten und Festigkeiten in der Faserschicht. Die interlaminaren Steifigkeiten und Festigkeiten senkrecht zur Schichtebene sind im Vergleich zu den Werten in der Schichtebene sehr niedrig und führen meist zum Erstversagen z.B. Delamination. Durch 3D-Verstärkungen können die interlaminaren Eigenschaften erheblich verbessert werden. Die Techniken der 3D-Verstärkungen stammen aus der Bekleidungs- und Teppichindustrie. Im folgenden sollen die gängigen Verstärkungsmethoden erläutert werden.

#### **4.1.1. Zweiseitennähetechnik**

Die Zweiseitennähetechnik kommt aus der Bekleidungsindustrie und wurde für Faserverbundmaterialien weiterentwickelt [33, 34, 35, 36]. Hierbei ist eine Zugänglichkeit von beiden Seiten notwendig. Die meist verbreiteten Näharten sind der Einfachkettstich und der Doppelsteppstich (siehe Abbildung 59). Der Einfachkettstich wird mittels eines Fadens genäht, der von oben durch das Nähgut dringt, von unten mittels eines Greifers in die Schlaufe einsticht und bis zum nächsten Stich führt, wo dieser wieder mit dem Oberfaden verbunden wird (siehe Abbildung 59). Der Doppelsteppstich wird mit einem Ober- und Unterfaden hergestellt. Der Oberfaden wird um den Unterfaden geschlungen und wieder nach oben gezogen (siehe Abbildung 59).

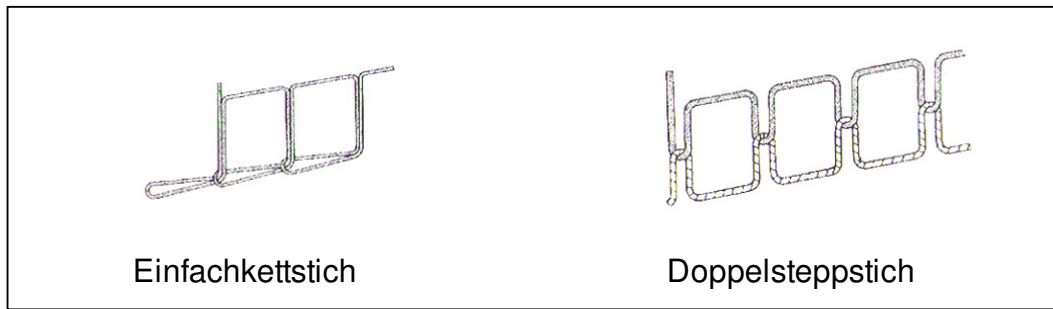


Abbildung 59: Näharten der Zweiseiten Nähtechnik [33]

#### 4.1.2. Einseitennähtechnik

Die Einseitennähtechnik hat im Gegensatz zur Zweiseitennähtechnik den großen Vorteil, dass eine Zugänglichkeit des Bauteils nur von einer Seite gegeben sein muss. Somit können in große und komplexe Bauteile, wie z.B. Flügelschalen und Rumpfsegmente, 3D-Verstärkungen integriert werden. Im folgenden sollen verschiedene Einseitennähtechniken vorgestellt werden.

##### *ITA Einseitennähtechnik*

Das ITA Nähprinzip basiert auf dem Zweifadenkettstich [37]. Der Stich wird durch ein abwechselndes Durchdringen der Nadeln durch das Nähgut produziert, wobei eine Nähfadenschlinge von der jeweils anderen Nadel aufgenommen wird (siehe Abbildung 60). Das Nähgut ist hierbei auf eine Dicke von 3mm limitiert. Die derzeitige Weiterentwicklung des Prototypen hat das primäre Ziel, die zulässige Dicke des Nähgutes zu erhöhen.

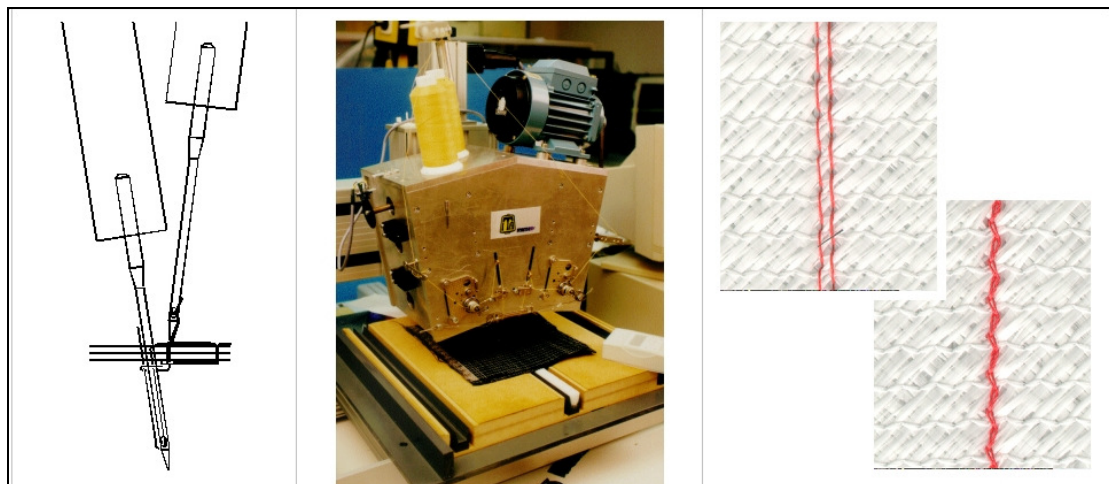


Abbildung 60: ITA Einseitennähtechnik [37]

### ***ALTIN Einseitennähetechnik***

Die Firma Altin hat eine Einseitennähetechnik entwickelt, die mit der Bildung eines modifizierten Einfachkettenstichs arbeitet. Zur Bildung des Stiches durchdringen beide Nadeln das Nähgut. Der Fänger übernimmt die Nadelfadenschlinge der Nadel und zieht diese durch das Nähgut nach oben durch die vorher gebildete Schlinge. Somit entsteht ein Einfachkettenstich, jedoch mit der Schlinge auf der oberen Seite. Hierbei ist die Nähgutdicke auf ca. 10mm limitiert [33].

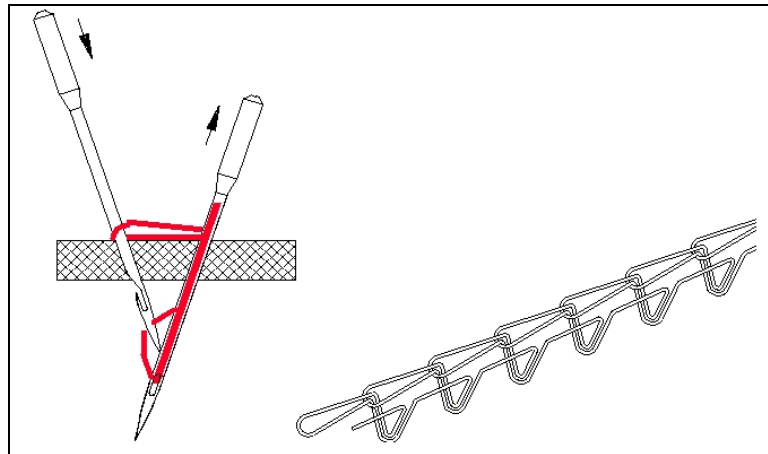


Abbildung 61: Altin Einseitennähetechnik mit modifiziertem Einfachkettenstich [37]

### ***Bogennadel – Blindstichtechnik***

Die Bogennadel bzw. Blindstichtechnik wurde von der Firma KSL in Kooperation mit EADS entwickelt. Die Bogennadel dringt mit einer Rotationsbewegung teilweise in das Nähgut ein und sticht weiter vorne wieder raus. Beim Zurückfahren der Nadel wird die Fadenschlinge auf der Oberseite des Nähguts durch einen Greifer gehalten. Beim nächsten Stich wird mittels eines Fadendreiecks mit dem vorherigen Stich verschlauft (siehe Abbildung 62). Die maximale Nähgutdicke liegt beim Blindstich zwischen 2mm und 8mm [57]. Da hier das Nähgut von der Naht nicht durchstoßen wird, kann direkt im Fertigungswerkzeug genäht werden [33].

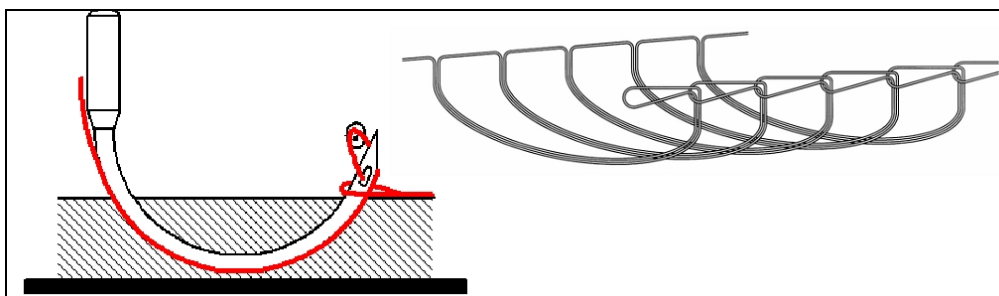
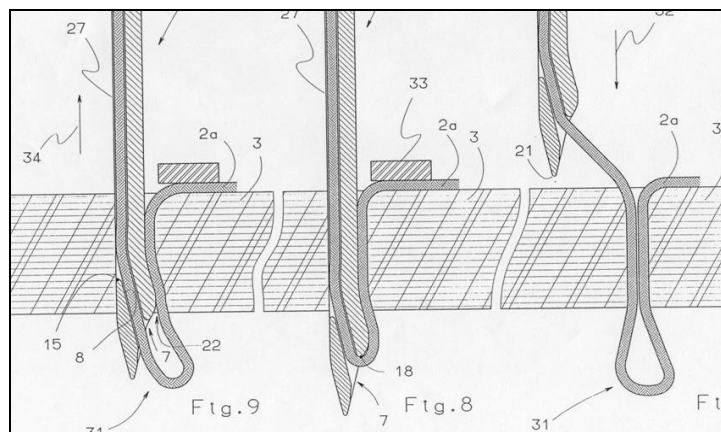


Abbildung 62: Blindstich der Firma KSL [33]

## **Tufting**

Das Tufting wurde einst in der Teppichindustrie entwickelt und auf Faserverbundwerkstoffe übertragen. Die Nadel durchdringt hierbei das Nähgut vollständig. Der Faden wird innerhalb einer Nut in der Vorderseite der Nadel durch das Nähgut geführt. Gleichzeitig wird der Faden der letzten Naht beim Durchdringen des Nähguts auf der Oberseite mittels eines Greifers gehalten um ein Herausziehen des letzten Stiches zu verhindern. Durch die Reibung zwischen Faden und dem Nähgut auf der Rückseite der Nadel bildet sich beim Zurücksetzen der Nadel eine Schlaufe auf der Nähgut Unterseite (siehe Abbildung 63). Beim Aushärten des Mehrschichtverbundes werden die Schlaufen meist umgebogen um einen Formschluss des Fadens zu bekommen. Die Tufting Nähtechnik erlaubt eine Nähgutdicke von 2mm bis 40mm [57].



**Abbildung 63: Tufting Nähtechnik [37]**

Die oben erwähnten Verstärkungstechniken basieren auf der Herstellung von Faserverbundbauteilen in Textiltechnik mit trockenen Halbzeugen. Es gibt jedoch ebenfalls Möglichkeiten, nasse Halbzeuge, so genannte Pre-Preg Gelege und Sandwich-Schäume, in der dritten Richtung zu verstärken. Hierzu hat die Firma AZTEX Verstärkungsmethoden mit ausgehärteten Fasern entwickelt, die mittels Ultraschall Anregung in das Bauteil eingebracht werden [61]. Da sich die Dissertation auf die Textiltechnik konzentriert, wird hier nicht näher auf die Verstärkungsmethoden von Pre-Pregs und Sandwich-Schäumen eingegangen.

## **4.2. Beispiele aus der Industrie**

Die Verstärkungen von Faserverbundbauteilen in der dritten Richtung werden heute mehr und mehr in der Luftfahrt-Industrie eingesetzt. Die Gründe und somit auch die Bezeichnung hierfür sind jedoch verschieden. Zum einem kann die Fertigung von Faserverbundteilen mit Nähten in der dritten Richtung automatisiert werden [36, 39, 41, 46, 47, 48, 49]. Hierbei spricht man nicht von einer 3D-Verstärkung, sondern vom

Vernähen der Halbzeuge. Das Ziel hierbei ist nicht die Verstärkung in der dritten Richtung, sondern das Fixieren der Halbzeuge zueinander. Zum anderen werden Nähte in dritter Richtung gezielt zur Verbesserung der interlaminaren Eigenschaften eingesetzt [37, 38, 40, 42] und daher als 3D-Verstärkung bezeichnet.

Heute steigt die Verwendung von trockenen Halbzeugen beim Herstellen von Faserverbundbauteilen aufgrund ihres Kostenvorteils bei der Fertigung. Dabei werden die etwas schlechteren mechanischen Eigenschaften in Kauf genommen, da im Gegensatz zur konventionellen Prepreg-Fertigung nicht jede Lage einzeln gelegt werden muss. Mittels neuer Infiltrationsverfahren, wie z.B. dem Vacuum Assisted Process (VAP) [71], können die Mehrschichtverbunde ohne Autoklaven gefertigt werden. Weimer [36] beschreibt, wie mittels Nähten in dritter Richtung mehrere trocken aufeinander liegende Halbzeuge fixiert und anschließend zugeschnitten werden. Das zur besseren Handhabung fixierte Halbzeug wird anschließend in das Fertigungswerkzeug gelegt und infiltriert [39,41,46,48,50]. Eine ähnliche Variante wurde bei der A380 Druckkalotte umgesetzt. Bei der Fertigung werden mehrere Multiaxiallagen (MAG) mittels Blindstich aneinander genäht [36, 50] und anschließend auf dem Fertigungswerkzeug abgelegt (siehe Abbildung 64). Danach werden die Lagen besäumt, die Stringer aufgebracht und das Halbzeug im Autoklaven ausgehärtet. Somit werden große Überlappungen bzw. Lücken zwischen den MAG-Lagen bei gleichzeitiger guter Drapierung verhindert



**Abbildung 64: A380 Druckkalotte mit 3D-Verstärkung**

3D-Verstärkungen werden ebenfalls gezielt für die Verbesserung der interlaminaren Eigenschaften und des Schadensverhaltens (Damage Tolerance) eingesetzt [37, 38, 40]. Die Untersuchung eines 3D-verstärkten CFK Flügels, welche von Boeing und NASA durchgeführt wurde, zeigte eine Steigerung der Damage Tolerance Eigenschaften von 100% [38]. Hierbei wurde die Stringer-Haut Konstruktion mit 3D-Verstärkungen versehen (siehe Abbildung 65) und anschließend getestet.



Abbildung 65: 3D verstärkte Flügelschale [40]

Bei allen Bauteilen wird durch eine 3D-Verstärkung eine Verbesserung der interlaminaren Eigenschaften angestrebt, wie sie auch für den Schlaufenanschluss vorgesehen ist. Untersuchungen zum Schlaufenanschluss sind bisher nicht bekannt.

### 4.3. Verstärkung der interlaminaren Schälfeestigkeit

Faserverbundbauteile, die als Mehrschichtverbunde aufgebaut sind, haben schlechte Eigenschaften senkrecht zur Schichtebene. Die interlaminare Schälfeestigkeit ist aufgrund der geringen Zugfestigkeit senkrecht zur Schicht sehr niedrig. Diese kann mit 3D-Verstärkungen erheblich verbessert werden. Durch die Verstärkung werden Fasern in dritter Richtung eingebracht, so dass die Lasten senkrecht zum Laminat nicht allein durch die Matrix getragen werden, sondern ebenfalls durch die Fasern.

Die interlaminare Schälfeestigkeit wird üblicherweise bei Mehrschichtverbunden mit  $G_{IC}$  Tests geprüft. Hierbei wird ein kleiner Riss im Laminat initiiert und das Risswachstum zur Querkraft gemessen [44], welches die Energiefreisetzungsrates definiert. Weitergehende Untersuchungen befassen sich mit der Anbindung von Stringern auf Platten. Hierzu wurden die Stringer-Füße auf die Schale genäht und Abschältests durchgeführt [37, 51] (siehe Abbildung 66). Die so genannten T-Pull Versuche wurden mit verschiedenen Nähparametern, wie z.B. Nahtabstand und Nahtwinkel, durchgeführt [37, 51].

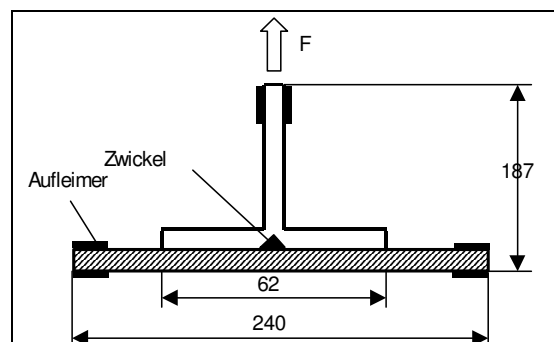


Abbildung 66: Abschältests von Stringern (T-Pull) [37]

Das Weg-Kraft Diagramm einer ausgewählten Probe in Abbildung 67 zeigt ein Erstversagen der Matrix (erste Unstetigkeit mit Steifigkeitsreduktion) bei ca. 5800N. Anschließend halten die Nähte der Stringeranbindung Lasten bis zu ca. 9400N aus, bis die erste Nahtreihe versagt. Das Gesamtversagen tritt schließlich bei 10800N ein, wenn alle restlichen Nähte versagen (siehe Abbildung 67). Bei Proben ohne 3D-Verstärkung tritt das Gesamtversagen infolge eines Abschälens des Stringers kurz nach dem Erstversagen bei 5800N auf.

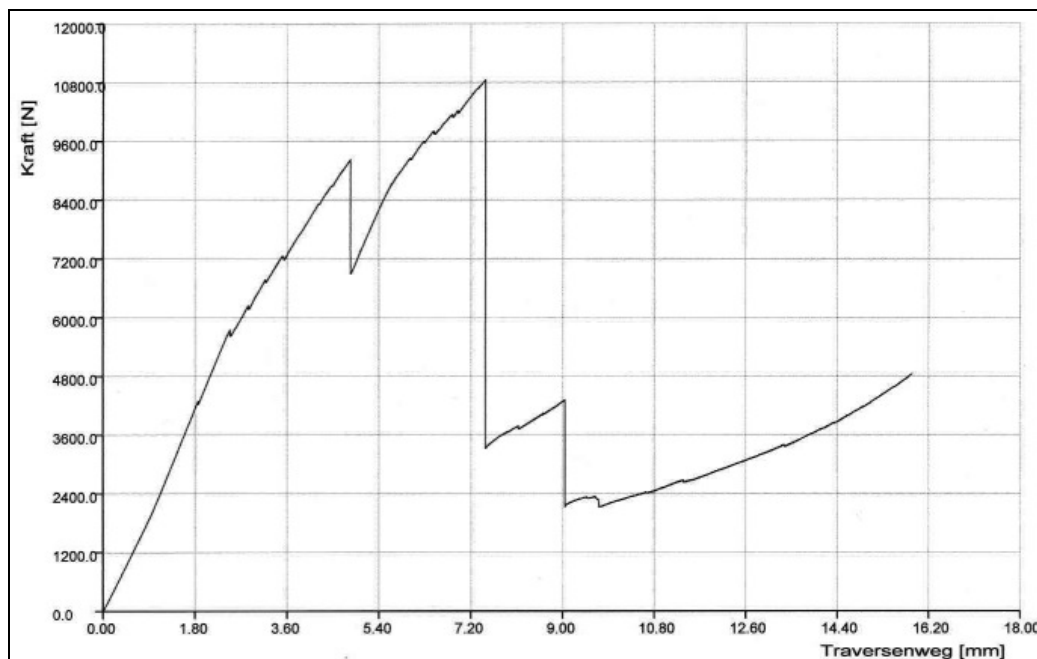


Abbildung 67: Versagen einer vernähten Stringerprobe [37]

Zusammengefasst kann gesagt werden, dass nur die Restfestigkeit von Mehrschichtverbunden auf Querszug durch eine 3D-Verstärkung erheblich verbessert wird. Die Erhöhung der Bruchlast liegt hierbei üblicher Weise zwischen dem Faktor 2 bis 3,5 [37]. Das Erstversagen der 3D-verstärkten T-Pull Proben war meist identisch mit den unverstärkten Proben, bzw. leicht darunter.

#### 4.4. Verbesserung der interlaminaren Scherfestigkeit

Mehrschichtverbunde haben analog zur geringen interlaminaren Scherfestigkeit ebenfalls schlechte interlaminare Schereigenschaften. Interlaminare Schubspannungen können aufgrund unterschiedlicher Dehnungen der einzelnen UD-Schichten über der Dicke auftreten, wie z.B. bei einer Biegebelastung des Laminats. Hierbei werden die einzelnen UD-Schichten unterschiedlich belastet, welches zu einer hohen Belastung an den Trennstellen führt. Die dabei entstehenden großen interlaminaren Schubspannungen zwischen den Schichten müssen durch das Harz übertragen

werden. Die geringen mechanischen Festigkeiten der Harze führen hier oft zu einem vorzeitigen Versagen infolge einer Delamination.

3D-Verstärkungen in Dickenrichtung sollen die mechanischen Eigenschaften zwischen den einzelnen Schichten verbessern. Experimentell können diese Eigenschaften mit so genannten  $G_{IIC}$  Versuchen untersucht werden. Hierbei wird eine FVK Probe, die einen kleinen Riss in der Mittelschicht hat, in einem 3 Punkt Biegeversuch getestet und der Rissfortschritt mit steigender Last gemessen, wodurch die Energiefreisetzungsrate bestimmt wird [54].

Eine gängige Testmethode bei 3D-verstärkten Strukturen ist ein Zug-Schubversuch, auch bekannt als Single bzw. Double Lap Joint. Die Prüfkörper bestehen aus zwei (Single Lap Joint, siehe Abbildung 68) bzw. drei (Double Lap Joint) Mehrschichtverbunden, die miteinander nur über einen definierten Bereich verbunden sind. Die aufgebrachte Zugkraft wird in der Kontaktfläche durch interlaminaren Schub übertragen. Die gemittelte Schubspannung kann über die aufgebrachte Kraft und die Schubübertragende Fläche berechnet werden. Diese Testmethode erlaubt eine direkte Aussage über den Einfluss der 3D-Verstärkungen auf die interlaminare Scherfestigkeit.

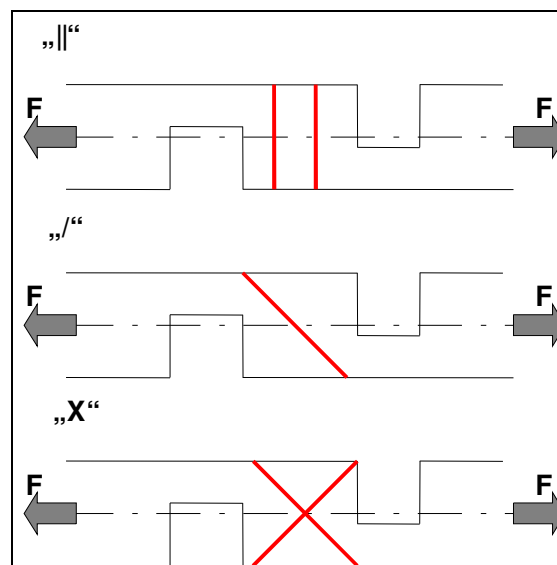


Abbildung 68: Single Lap Joint mit verschiedenen 3D-Verstärkungen [37]

Die Untersuchungen aus dem INTEX Programm [37] basieren auf Single Lap Joint Tests (siehe Abbildung 68). Die Versuche haben gezeigt, dass infolge der Testgeometrie eine zusätzliche Biegung der Flansche auftrat, wodurch eine hohe Kantenbelastung mit Schälkräften auf die Kontaktflächen wirkte. Die Versuche geben daher nur eine qualitative Aussage über die interlaminare Scherfestigkeit. Die Prüfanordnung führte zu absoluten interlaminaren Scherfestigkeiten von ca. 10 MPa für unvernähte Proben (siehe Abbildung 69). Mittels 3D-Verstärkung konnten die



interlaminaren Scherfestigkeiten auf ca. 30 MPa gesteigert werden, welches der Zugfestigkeit quer zur Schicht von unverstärkten Prepreg Proben entspricht.

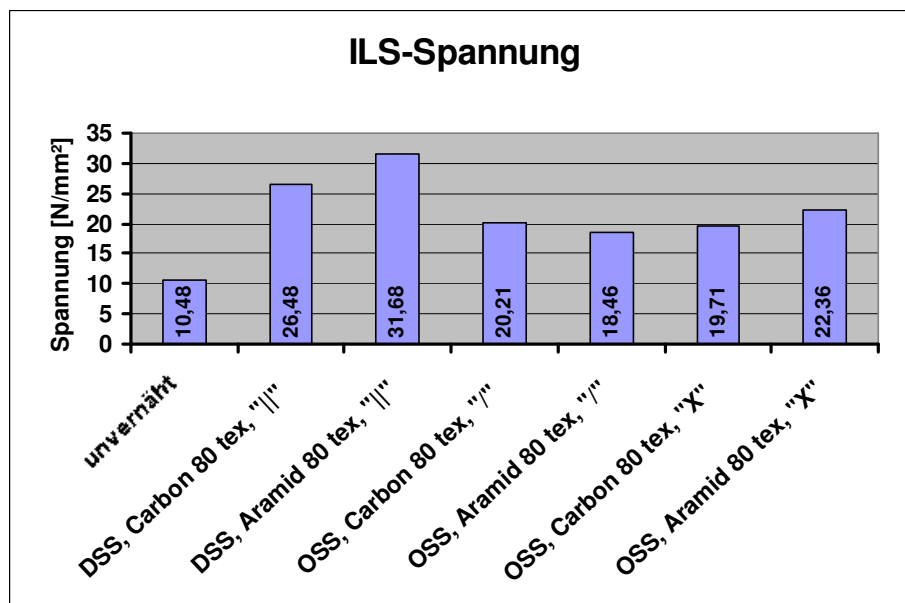


Abbildung 69: Interlaminare Scherfestigkeit für verschiedene Single Lap Joint Prüfkörper [37]

Resultierend aus den Untersuchungen konnte eine Steigerung der Bruchfestigkeit gegenüber einer unverstärkten Probe erzielt werden, aber ein Festigkeitszuwachs über die üblichen Festigkeitswerte von ca. 30MPa wurde nicht gemessen [37].

#### 4.5. Berechnung von 3D-Verstärkungen

Die Berechnung von 3D-Verstärkungen ist komplex. Die Fäden der 3D-Verstärkung führen nicht nur zu einer Verstärkung in dritter Richtung. Durch die Verdrängung der Fasern bzw. Bruch einzelner Filamente werden die In-Plane Eigenschaften zum Teil erheblich herabgesetzt [55,63]. Der Einfluss infolge der 3D-Verstärkung ist unter anderem abhängig von der Stichanzahl, Garndicke und Nähart.

Erste analytische Ansätze [44] beschreiben den Rissfortschritt einer vernähten  $G_{IC}$  Probe mit verschiedenen Näharten. Die Arbeiten zeigen, dass der Risswiderstand mit fortschreitender Delamination des Harzes, unter der Voraussetzung, dass keine Fäden brechen, anwächst. Die Schälkräfte werden primär von den Verstärkungsfäden aufgenommen, was zu einer Festigkeitserhöhung führt.

Die numerische Simulation von Nähten ist aufgrund der nachzubildenden Geometrie aufwendig. Am Beispiel einer  $G_{IC}$  Probe wurden die einzelnen Lagen mit je einem Element in der Dickenrichtung modelliert. Die einzelnen Elemente sind in Dickenrichtung mit einem Kontaktalgorithmus (nodal constrains) verbunden (siehe

Abbildung 70 und Abbildung 71) [37]. Das Versagen der Trennschicht basiert auf dem Vergleich der absorbierten Energie zur Bruchenergie. Im Gegensatz zu den Delaminationselementen laut Kapitel 2.1.4, können hier beim Schließen des Risses wieder Kräfte übertragen werden.

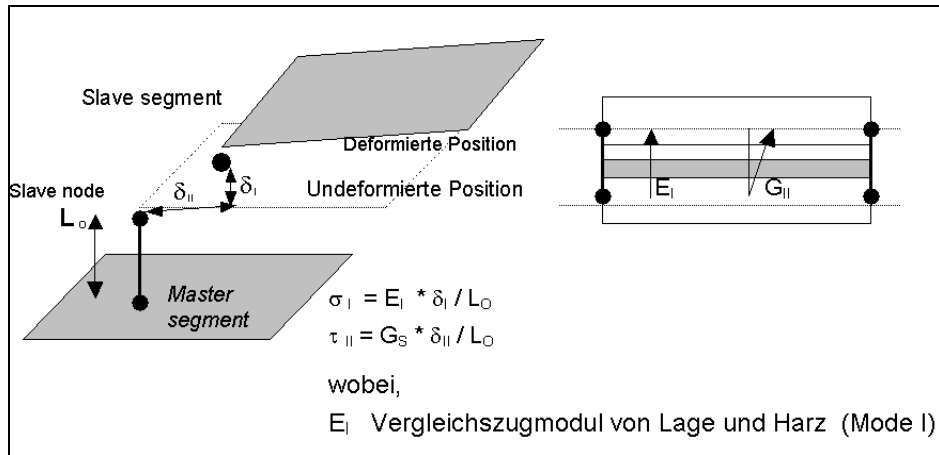


Abbildung 70: Modellierung der 3D-Verstärkung mittels Kontaktknoten [37]

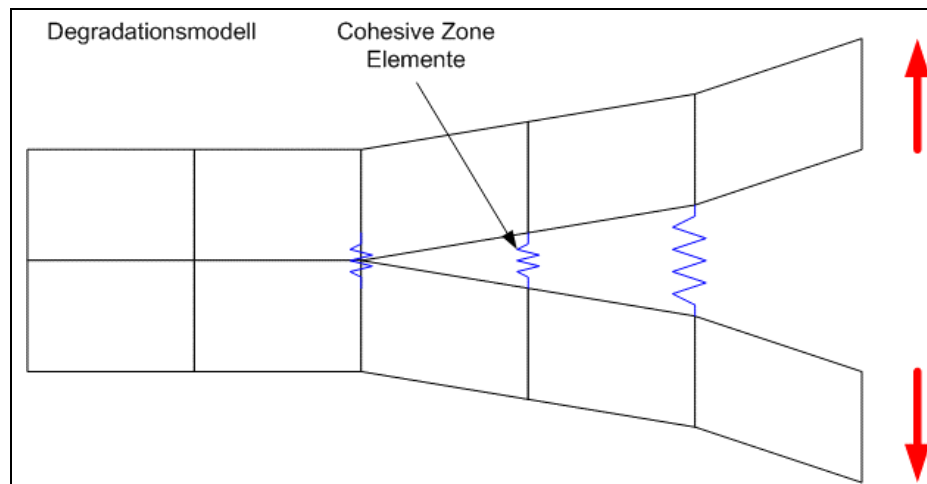
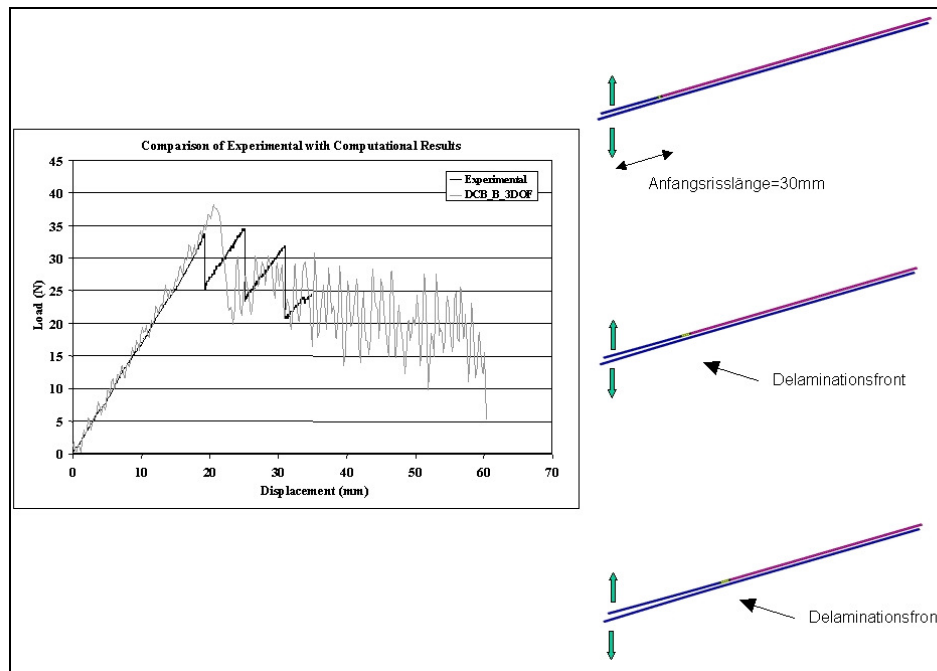


Abbildung 71: Versagensansatz der Delamination mit Teilschädigung

Die 3D-Verstärkung wird mit Balkenelementen und einem zusätzlichen Versagenskriterium idealisiert. Die Hauptlast beim  $G_{IC}$  Versuch wirkt in Dickenrichtung (interlaminare Schällast) wodurch die Fäden auf Zug belastet werden, bis diese versagen. Die numerischen Berechnungen mit Kontaktalgorithmus und 3D-Nähten bilden das Versagen der  $G_{IC}$  Proben gut nach (siehe Abbildung 72). Der Unterschied zwischen den gemessenen und gerechneten Versagenswerten liegt nach Pickett [37] bei ca. 10%.



**Abbildung 72: Nachbildung des Versagens von  $G_{IC}$  Proben mittels Kontaktknoten**

Eine genauere Betrachtung der 3D-Verstärkungen zeigt, dass die Nähte mit einer Harzschicht umgeben sind, die aufgrund der Verdrängung der Fasern entsteht [55,63]. Gunnion [63] hat die Auswirkung der Faserondulationen (Welligkeit von Fasern) auf die Steifigkeiten des Laminats mittels analytischen und numerischer Ansätze untersucht. Hierbei wurden Ondulationen aufgrund der Faserstruktur und der 3D-Verstärkung berücksichtigt. Roth [55] hat den Einfluss von verschiedenen Nähparametern auf den Scheiben-Elastizitätsmodul einer Elementarzelle aufgezeigt. Die Untersuchungen zeigten deutlich, dass eine Vernähung mit dünnen Fäden und geringem Stichabstand vorteilhafter ist als dicke Fäden mit hohem Stichabstand [55]. Die Harzschicht, die den Faden umgibt, führt hierbei zu einer Fehlstelle und ist daher so klein wie möglich zu halten.

## 5. Experimentelle Untersuchung der interlaminaren Festigkeit

Die folgenden Untersuchungen, die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführt wurden, konzentrieren sich auf die Verbesserung der interlaminaren Schäl- und Scherfestigkeiten infolge von 3D-Verstärkungen. Existierende Ergebnisse von geschäfteten Platten mit 3D-Verstärkungen [70], bzw. 3D-verstärkten Stringerschalen [37] können nicht direkt auf Schlaufen übertragen werden. Daher wurden die Probengeometrien den Schlaufen angepasst und der Einfluss der 3D-Verstärkung auf die interlaminaren Festigkeiten untersucht.

### 5.1. Untersuchung der interlaminaren Schälfestigkeit

Der Einfluss der 3D-Verstärkung auf die interlaminare Schälfestigkeit wurde anhand von offenen Schlaufenproben untersucht. Diese basieren auf den Parallel-Schlaufen, so dass die Proben einen identischen Lagenaufbau und gleiche Dicken haben. Die Schlaufenlagen umschließen jedoch nicht mehr den Bolzen, sondern verlaufen gerade und enden offen (siehe Abbildung 83). Diese Probengeometrie lässt ein definiertes Abschälen der Schlaufenlagen von dem Mittellaminat zu. Das Erstversagen der Schälprobe ist vergleichbar mit dem der Parallel-Schlaufe unter 90° Zuglast.

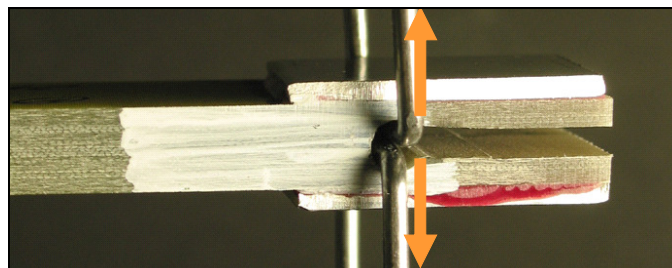


Abbildung 83: Schälprobe zur Untersuchung der interlaminaren Schälfestigkeit

Die Untersuchungen konzentrieren sich auf die Auswirkung verschiedener Parameter der 3D-Verstärkung auf die interlaminare Schälfestigkeit. Als Basismaterial für die Proben wurde CFK und GFK verwendet. Die Schlaufenlagen wurden aus einzelnen UD Lagen hergestellt und das Mittellaminat entspricht dem der Mini-TED Parallel-Schlaufe.

$$[90^{\circ}_6, +45^{\circ}, 0, -45^{\circ}, 90^{\circ}_3, +45^{\circ}, 90, -45^{\circ}, 0]_{\text{sym}}$$

Die Probekörper wurden anschließend mit CFK und GFK Nähten in der dritten Richtung verstärkt (siehe Abbildung 85). Die Verstärkung erfolgte unter 90° und 45° beginnend am Übergang von der Schlaufe zum Mittellaminat (siehe Abbildung 84).

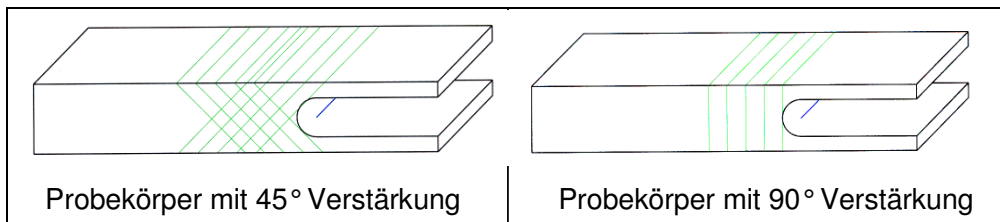


Abbildung 84: Schälprobe mit 45° und 90° 3D-Verstärkung

Das Versuchsprogramm beinhaltet für das jeweilige Basismaterial unverstärkte und 3D-verstärkte Proben. Die 3D-Verstärkung enthalten CFK und GFK Nähte mit 3mm und 5mm Abstand in Spannweite und Tiefe. Die einzelnen Nahtabstände wurden bei 90°- und 45°-Nähten umgesetzt, so dass sich für jedes Basismaterial acht Verstärkungsvarianten ergeben (siehe Abbildung 85).

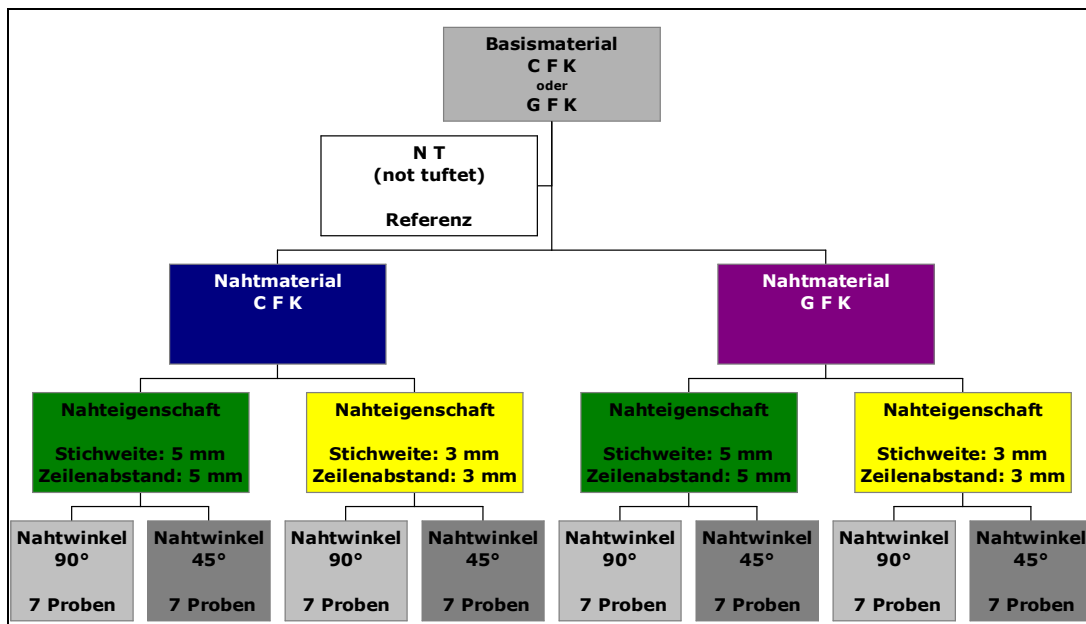


Abbildung 85: Probenprogramm zur Untersuchung der interlaminaren Schälfestigkeit [59]

Köditz [59] beschreibt die Herstellung der Proben mittels dem VAP Verfahren inklusive der Prüfanordnung. Für eine statistische Auswertung wurden je sieben Proben angefertigt.

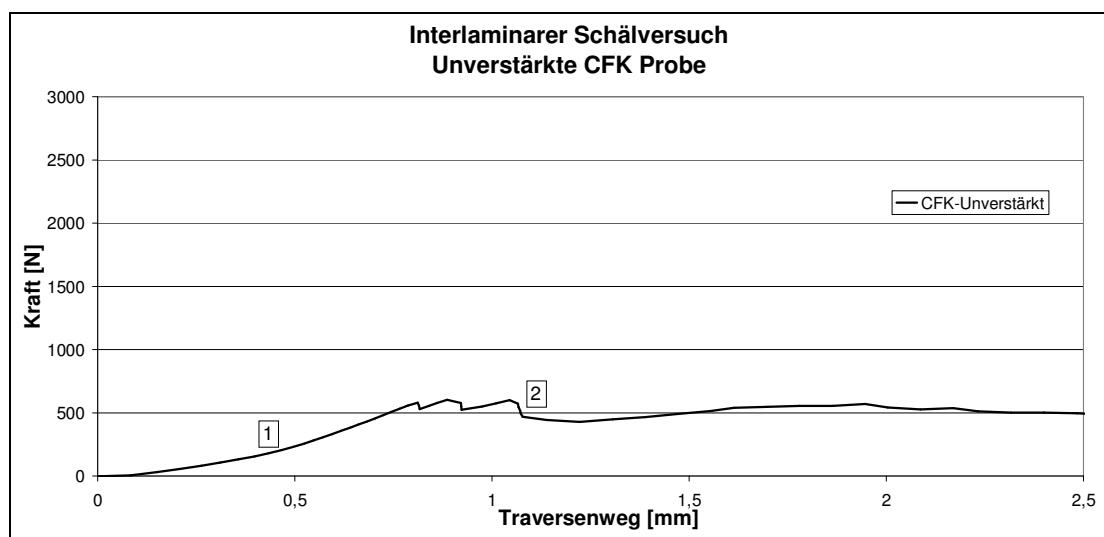
### 5.1.1. Ergebnisse der interlaminaren Schälversuche

Die Probenkörper wurden in eine  $G_{IC}$  Versuchsvorrichtung eingespannt und auf Zug belastet. Hierbei wurden die zwei Vorrichtungsbügel, in Anlehnung an einen  $G_{IC}$  Versuch, auseinander gezogen (siehe Abbildung 83). Um ein Abknicken der überstehenden Schlaufenlagen zu verhindern, wurden Doppler aus 2mm dicken Aluminiumstreifen auf die Außenflächen aufgeklebt.

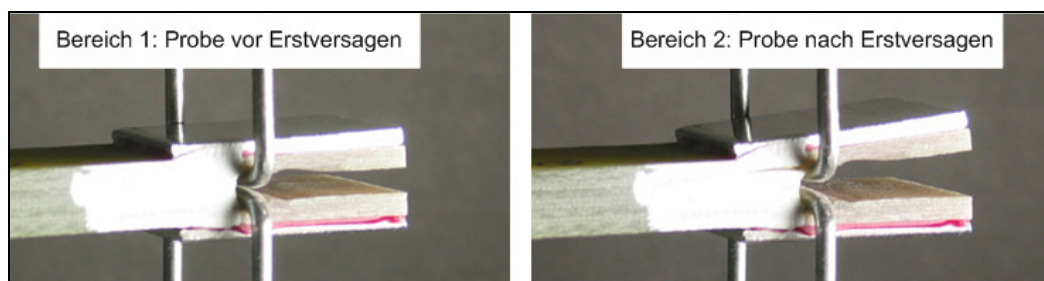
Die Auswertung der interlaminaren Schälversuche beschränkt sich auf die Schälproben mit CFK als Basismaterial. Die Ergebnisse der GFK Proben befinden sich im Anhang (siehe Kapitel 11.2). Als Versuchsparameter wurden die Kraft und der Traversenweg aufgezeichnet. Das Risswachstum wurde nicht explizit gemessen, da sich die Versuche auf die Festigkeitserhöhung infolge der 3D-Verstärkung konzentrierten.

### ***Versagen der unverstärkten Proben***

Die unverstärkte Probe zeigt im Versuch zwei Bereiche auf (siehe Abbildung 86). Im ersten Bereich ist die Probe ungeschädigt und die Last steigt nahezu linear bis zum Erstversagen infolge eines Zwischenfaserbruchs an. Dieser fängt bei etwa 700N bis 800N (siehe Abbildung 86) als Riss am Übergang zwischen Schlaufe und Mittellaminat an (siehe Abbildung 87). Im Bereich 2 wächst der Riss stetig an und delaminiert die Schlaufenlagen vom Mittellaminat (siehe Abbildung 87). Hierbei sinkt die Kraft langsam wieder ab (siehe Abbildung 86).



**Abbildung 86: Interlaminarer Schälversuch einer unverstärkten CFK Probe**



**Abbildung 87: Schadensverhalten einer unverstärkten CFK Probe**

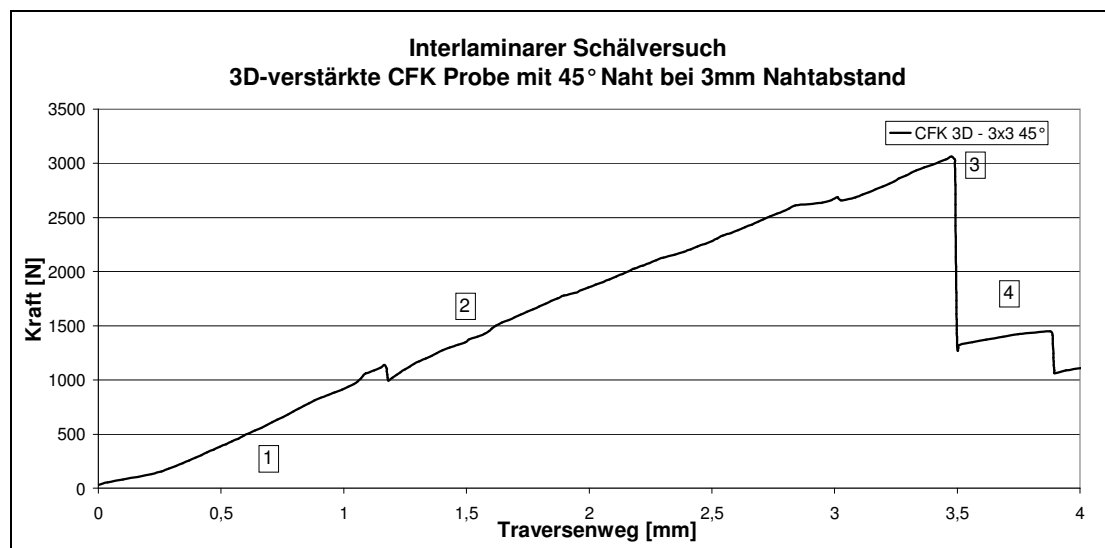
Aufgrund der homogenen Matrix kann der Riss im zweiten Bereich ungehindert wachsen, welches zum Gesamtversagen der Probe führt. Die Versuche mit

unverstärkten Proben haben gezeigt, dass nach dem Erstversagen der Proben, geringe Belastungen zu einem großen Risswachstum und somit zum Gesamtversagen führen.

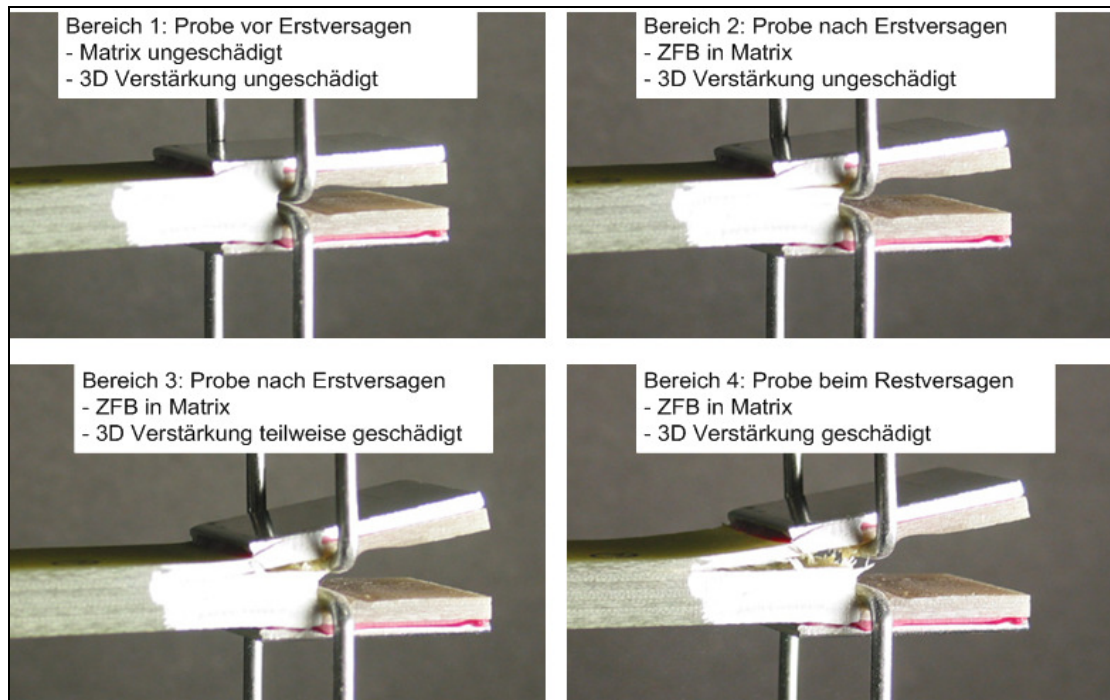
### ***Versagen der 3D-verstärkten Proben***

Die Auswertung von 3D-verstärkten interlaminaren Schälproben wird an einer CFK Probe mit einer CFK Naht unter 45° und einem Nahtabstand von 3mm \* 3mm explizit erläutert. Grundsätzlich unterscheiden sich die einzelnen 3D-Verstärkungen im Schadensverhältnis kaum, nur die Lastniveaus für das Erst- und Restversagen sind verschieden.

Das Kraft-Weg Diagramm weist im Versuch vier Bereiche auf (siehe Abbildung 88). Der erste Bereich ist identisch mit der unverstärkten Probe und zeichnet sich durch einen nahezu linearen Lastverlauf der ungeschädigten Probe aus (siehe Abbildung 89). Im zweiten Bereich ist in der Matrix ein Zwischenfaserbruch aufgetreten (siehe Abbildung 89), wobei jedoch die interlaminare Schälspannung von den 3D-Verstärkungen aufgenommen werden und das Risswachstum stabil bleibt. Dadurch kann die Kraft weiter gesteigert werden und erreicht Werte von über 2500N (siehe Abbildung 88). Im Bereich 3 fängt die Schädigung der 3D-Verstärkung an, indem die erste Nahtreihe langsam auf Zug versagt (siehe Abbildung 89). Die Kraft wird jedoch noch von den weiteren Nahtreihen gehalten und fällt leicht auf ca. 2000N ab (siehe Abbildung 88). Schließlich versagen im Bereich 4 die restlichen Nahtreihen und die Schlaufenlagen delaminieren vom Mittellaminat (siehe Abbildung 89), welches zum Gesamtversagen führt.



**Abbildung 88: Interlaminarer Schälversuch einer 3D-verstärkten CFK Probe**



**Abbildung 89: Schadensverhalten von 3D-verstärkten Proben**

Die Versuche haben gezeigt, dass ein Erstversagen von den Probekörpern dazu führt, dass die interlaminaren Spannungen von den 3D-Verstärkungen aufgenommen werden. Hierbei führt eine Laststeigerung nicht zu einem Risswachstum. Der zweite Bereich verhält sich ähnlich zum ersten, indem die Last nahezu linear mit dem Traversenweg ansteigt. Erst bei sehr hohen Lasten fängt die 3D-Verstärkungen langsam zu versagen. Für eine Schädigung der weiteren 3D-Verstärkungen sind jedoch ebenfalls hohe Lasten notwendig, so dass ein gutes Schadensverhalten zu erkennen ist. Erst nach Versagen aller 3D-Verstärkungen tritt ein Gesamtversagen des Probekörpers ein.

### **5.1.2. Vergleich der unterschiedlichen 3D-Verstärkungen**

Die unterschiedlichen Verstärkungsparameter wurden in einzelnen Versuchsreihen ausgewertet und der Mittelwert für das Erstversagen und die Maximalkraft (Restversagen) berechnet. Aufgrund der Streuung der Versagenslasten in den Versuchen ergeben sich leicht verschiedene Werte im Vergleich zu Kapitel 5.1.1.

In Abbildung 90 ist der Vergleich der unterschiedlichen Verstärkungsparameter der interlaminaren CFK Schälproben aufgezeigt. Die Auswertung zeigt die Verbesserung für das Erst- und Restversagen aufgrund der 3D-Verstärkung in Bezug auf die unverstärkten Proben.



Die Versuche haben gezeigt, dass das Erstversagen durch die 3D-Verstärkung verbessert werden kann (siehe Abbildung 90). Dies lässt vermuten, dass die Fasern vor dem ersten Zwischenfaserbruch Lasten aufnehmen. Es wird vermutet, dass infolge Mikrorisse zwischen den 3D-Verstärkungen die interlaminaren Spannungen im Bauteil primär von den CFK Fäden aufgenommen werden. Dadurch würde sich die Belastung im Bauteil besser verteilen, was zu höheren Festigkeiten führt.

Die Restfestigkeit wird allein durch die 3D-Verstärkung bestimmt, da die Matrix im Schadensbereich schon versagt hat. Hierbei hat sich ein geringerer Nahtabstand positiv auf das Restversagen ausgewirkt, indem die Last auf mehrere Fäden aufgeteilt werden kann.

Die Versuche haben ergeben, dass die 3D-Verstärkung mit CFK Fäden zu höheren Festigkeiten führen als mit GFK Fäden (siehe Abbildung 90). Die Festigkeiten mit CFK Fäden sind bis zu 2,2-fach höher als mit GFK Fäden. Dies ist auf die höhere Zugfestigkeit von CFK im Gegensatz zu GFK zurückzuführen.

Eine 3D-Verstärkung unter einem Nahtwinkel von 45° hat sich als vorteilhafter gezeigt als unter 90° (siehe Abbildung 90). Durch die schräge Naht können die Verstärkungsfäden näher in den Bereich des Erstversagens eingebracht werden (siehe Abbildung 84) und somit mehr Lasten aufnehmen.

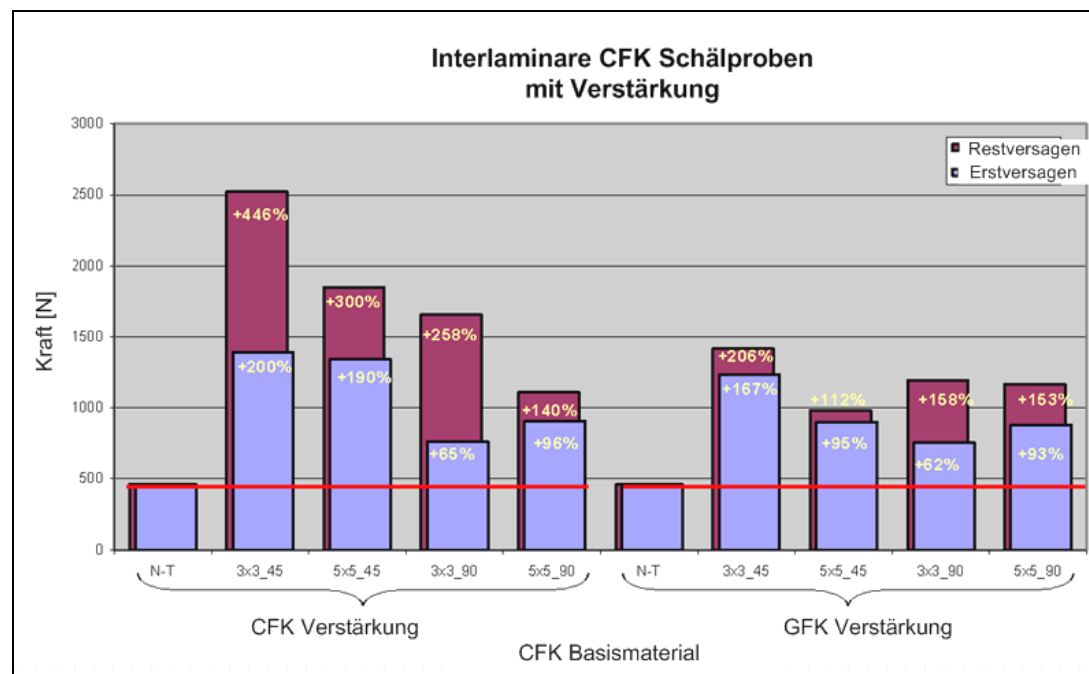


Abbildung 90: Vergleich der 3D-Verstärkungen auf interlaminare CFK Schälproben

Die interlaminaren Schälversuche haben gezeigt, dass mit einer 3D-Verstärkung unter 45° und einem Nahtabstand von 3mm \* 3mm das Erstversagen um 200% verbessert

werden kann (siehe Abbildung 90). Das Restversagen konnte im Vergleich zur unverstärkten Probe um 446% gesteigert werden.

Die 3D-Verstärkung unter  $90^\circ$  und gleichem Nahtabstand führt zu einer Verbesserung des Erstversagens um 65% und des Restversagens um 258%. Der Grund hierfür liegt in der Konzentration der interlaminaren Schälspannungen direkt am Innenrand im Bereich des Übergangs von den Schlaufenlagen zum Mittellaminat. Mittels eines Nahtwinkels von  $45^\circ$  können Fäden in den höchstbelasteten Bereich eingebracht werden, welches mit einem Nahtwinkel von  $90^\circ$  nicht möglich ist (siehe Abbildung 84).

Für die Verstärkung von Parallel-Schlaufen mit hohen interlaminaren Schälspannungen ist eine CFK Naht unter  $45^\circ$  mit geringem Nahtabstand zu empfehlen.

## **5.2. Experimentelle Untersuchung der interlaminaren Scherfestigkeit**

Die folgenden Untersuchungen befassen sich mit der Auswirkungen von 3D-Verstärkungen auf die interlaminare Scherfestigkeit. Hierzu wurde ein Double Lap Joint Versuch bzw. Zug-Scher Versuch ausgewählt. Die Proben wurden in zwei Teile aufgeteilt, die sich in der Mitte überlappen. Die außen anliegende Zuglast wird im Überlappungsbereich mit interlaminaren Schubkräften übertragen. Anhand der Versagenkraft und Kontaktfläche kann anschließend eine gemittelte interlaminare Scherfestigkeit berechnet werden.

Die Probengeometrie wurde an die Mini-TED Schlaufe angelehnt, indem der identische Lagenaufbau verwendet wurde (siehe Kapitel 5.1). Hierbei haben die Proben äußere Schlaufenlagen und ein Mittellaminat, die sich im mittleren Probenbereich überlappen. Die FEM Rechnungen haben gezeigt, dass die kritische Schadensstelle der Schlaufen der Übergang von der Schlaufe zum Mittellaminat ist. Daher verläuft die Trennschicht in den Zug-Scher Proben im gleichen Bereich (siehe Abbildung 91).

Die Schlaufenlagen und das Mittellaminat müssen außerhalb des Überlappungsbereichs getrennt sein, so dass nur in der definierten Trennschicht Lasten infolge interlaminarer Schubspannung übertragen werden. Hierzu ist das Mittellaminat mit einer Silikonschnur getrennt, so dass weder eine Faser- noch Matrixverbindung zwischen den zwei Probenenden besteht. Bei den Schlaufenlagen war eine Trennung mittels einer Silikonschnur aufgrund der geringen Dicken der Schlaufenlagen von 1,5mm nicht möglich. Die Trennung erfolgte nur bei den Fasern

der Schlaufenlagen als Stumpfstoß (siehe Abbildung 91). Somit wurden im Versuch ein Teil der Last über das Harz im Bereich der getrennten Schlaufenlagen übertragen, bis hier das Harz vorzeitig versagte.

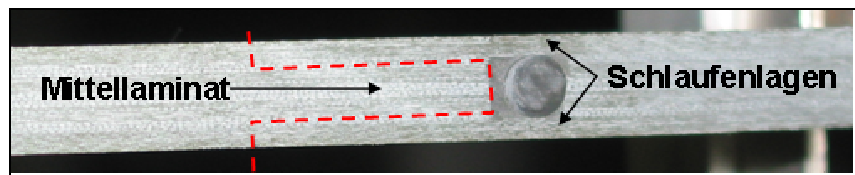


Abbildung 91: Interlaminare Scherprobe mit eingezeichneter Trennschicht

Der Trennungsbereich der Proben wurde mit 3D-Verstärkungen versehen (siehe Abbildung 92).

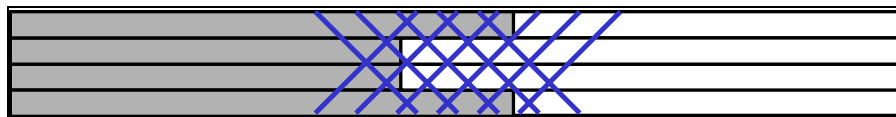


Abbildung 92: 3D-Verstärkung in der Trennschicht von interlaminaren Scherproben

Die 3D-Verstärkungen variierten im Nahtmaterial, Nahtwinkel und Nahtabstand (siehe Abbildung 93) analog zur Untersuchung in Kapitel 5.1.

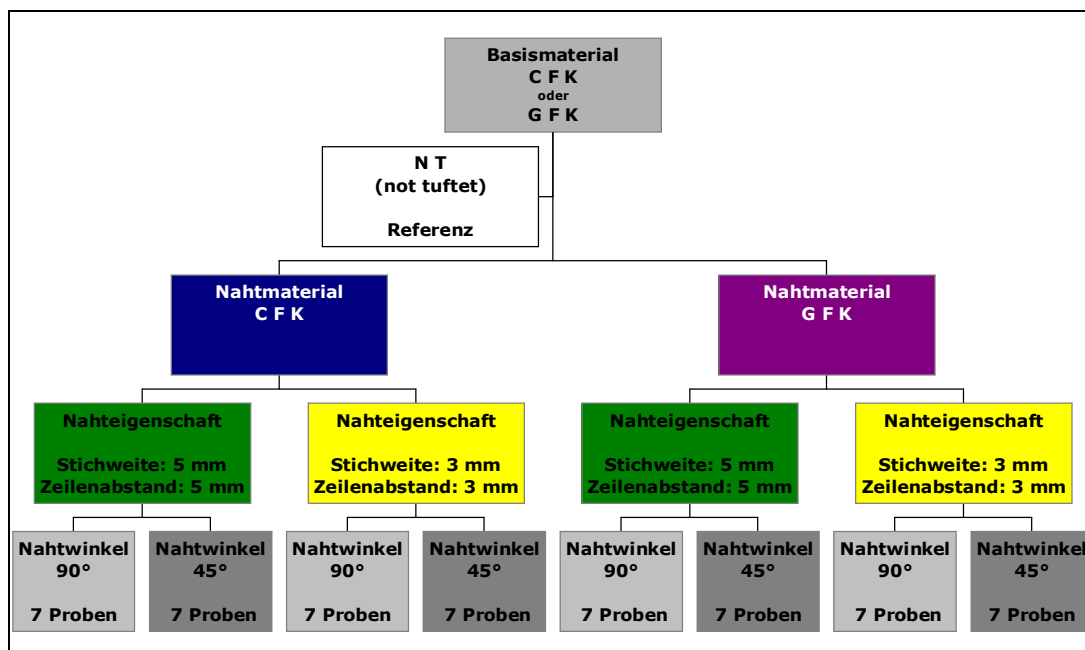


Abbildung 93: Probenprogramm zur Untersuchung von 3D-Verstärkungen auf interlaminare Schälhaftigkeit [59]

Die Herstellung und Geometrie der Proben werden von Köditz [59] beschrieben. Zur statistischen Auswertung wurden je sieben Proben der jeweiligen Versuchsreihe getestet (siehe Abbildung 93).

### 5.2.1. Auswertung der Versuche

Die Auswertung der Versuche konzentriert sich auf die CFK Proben. Die Ergebnisse der GFK Proben sind im Anhang (Kapitel 11.2) angefügt. Die Messkurven im Kraft-Weg Diagramm haben im Verlauf keinen Unterschied zwischen den unverstärkten und den 3D-verstärkten Proben gezeigt. Allein das Versagensniveau war verschieden. Daher wird auf die explizite Auswertung von unverstärkten Proben verzichtet. In Kapitel 5.2.2 sind die Festigkeiten der unverstärkten und 3D-verstärkten Proben gegenüber gestellt.

#### *Versagen von 3D-verstärkten Proben*

Die Auswertung der Versuche wird exemplarisch an einem CFK Zug-Scher Probenkörper mit zusätzlicher 3D-CFK-Verstärkung unter 90° und einem Nahtabstand von 3mm mal 3mm durchgeführt. Hierbei nimmt im Versuch die Last nahezu linear mit dem Verfahrweg zu, bis die Probe bei Maximallast auf beiden Kontaktflächen schlagartig versagt (siehe Abbildung 94).

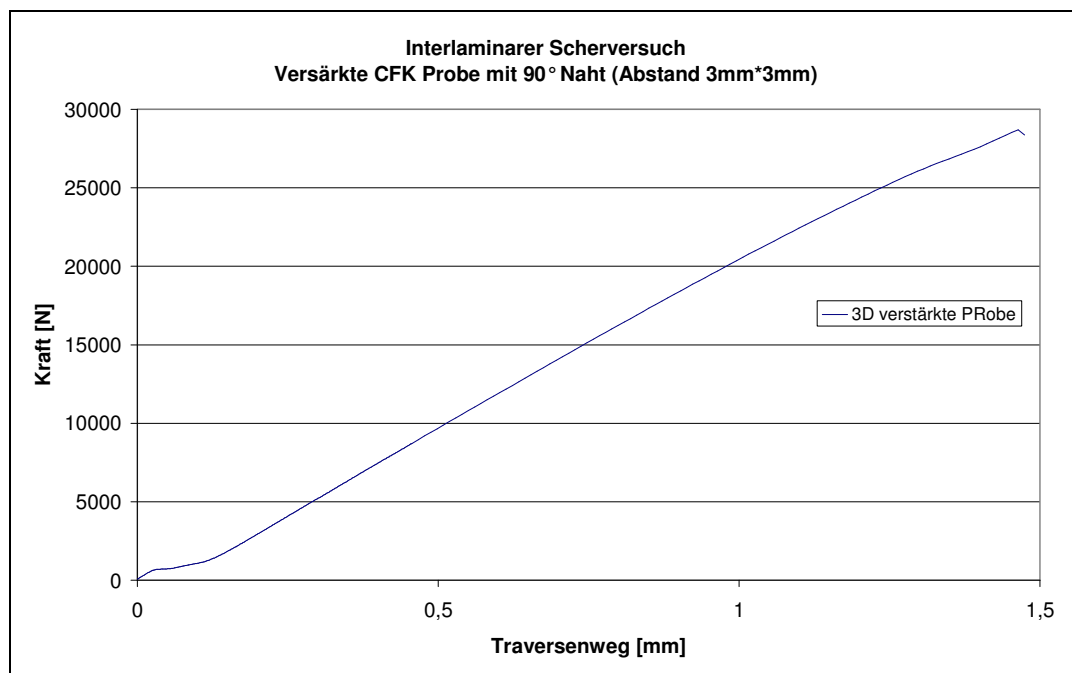


Abbildung 94: Interlaminarer Scherversuch einer 3D-verstärkten Probe

Die unverstärkten Probenkörper zeigten im Versuch bei ca. 80% der Versagenslast einen leichten Anriss der Schlaufenlagen im Bereich der Fasertrennstelle (siehe Abbildung 95). Hierbei versagte die Harzschicht an der Trennstelle der

Schlaufenlagen. Ab dem Anriss wurde die Kraft allein über die Kontaktflächen mittels interlaminaren Schub übertragen. Bei der Maximallast versagt die Kontaktfläche schlagartig, wobei die 3D-Verstärkungen gleichzeitig abgeschert wurden (siehe Abbildung 95). Die Verstärkungsfäden wurden hierbei nicht auf Zug belastet, wie bei den interlaminaren Schälproben, sondern auf Scherung. Hierdurch können die Vorteile von 3D-Verstärkungen kaum genutzt werden, da die Belastung quer zu den Fasern auftritt.

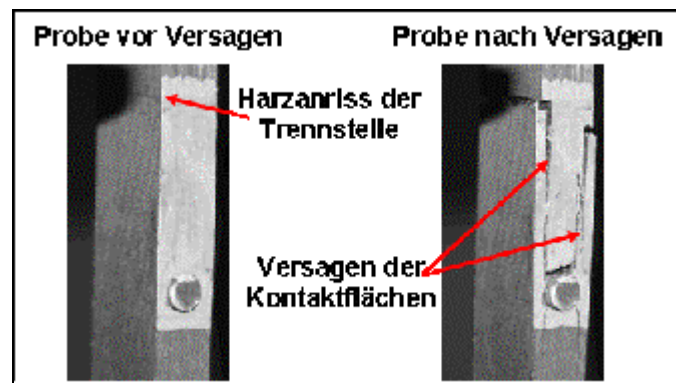


Abbildung 95: Schadensverhalten von 3D-verstärkten Zug-Scher Proben

### 5.2.2. Vergleich der unterschiedlichen 3D-Verstärkungen

Die Versuche wurden anhand der einzelnen Verstärkungsparameter in den jeweiligen Versuchsreihen ausgewertet. Hierbei wurde der Mittelwert für das Restversagen der jeweiligen Versuchsreihe berechnet und miteinander verglichen (siehe Abbildung 96). Der Anriss der Matrix in der Trennstelle der Schlaufenlagen ist bei den unverstärkten Proben ebenfalls dargestellt.

Der Vergleich zwischen den unterschiedlichen 3D-Verstärkungen zeigt, dass mit einer CFK Verstärkung unter  $45^\circ$  nur knapp 20% höhere Festigkeiten erzielt werden können (siehe Abbildung 96). Der Nahtabstand betrug hierbei  $5\text{mm} * 5\text{mm}$ . Eine Reduzierung des Nahtabstands brachte nicht die erhoffte Steigerung der Festigkeiten, sondern reduzierte die Festigkeitserhöhung auf ca. 5% (siehe Abbildung 96). Es ist anzunehmen, dass aufgrund der höheren Anzahl der Nähte die Fehlstellen im Laminat sich ebenfalls erhöht haben und dies zu einer Reduzierung der Festigkeiten führte. Die 3D-Verstärkungen aus CFK unter  $90^\circ$  brachten keine merkbare Verbesserung der interlaminaren Schubeigenschaften.

Die Verstärkungen mit GFK Fäden brachten nur maximal 12% höhere Festigkeiten (siehe Abbildung 96). Dies wird auf die geringere Faserfestigkeit von GFK in Bezug auf CFK zurückgeführt. Hierbei zeigte sich eine Festigkeitserhöhung besonders bei  $90^\circ$  Nähten. Beide Abstandparameter brachten ähnliche Festigkeitszuwächse (siehe Abbildung 96). Die Verstärkung unter  $45^\circ$  führte zu kaum messbaren Verbesserungen

bzw. verschlechterten sogar die interlaminaire Festigkeit bei einem Nahtabstand von 5mm \* 5mm (siehe Abbildung 96).

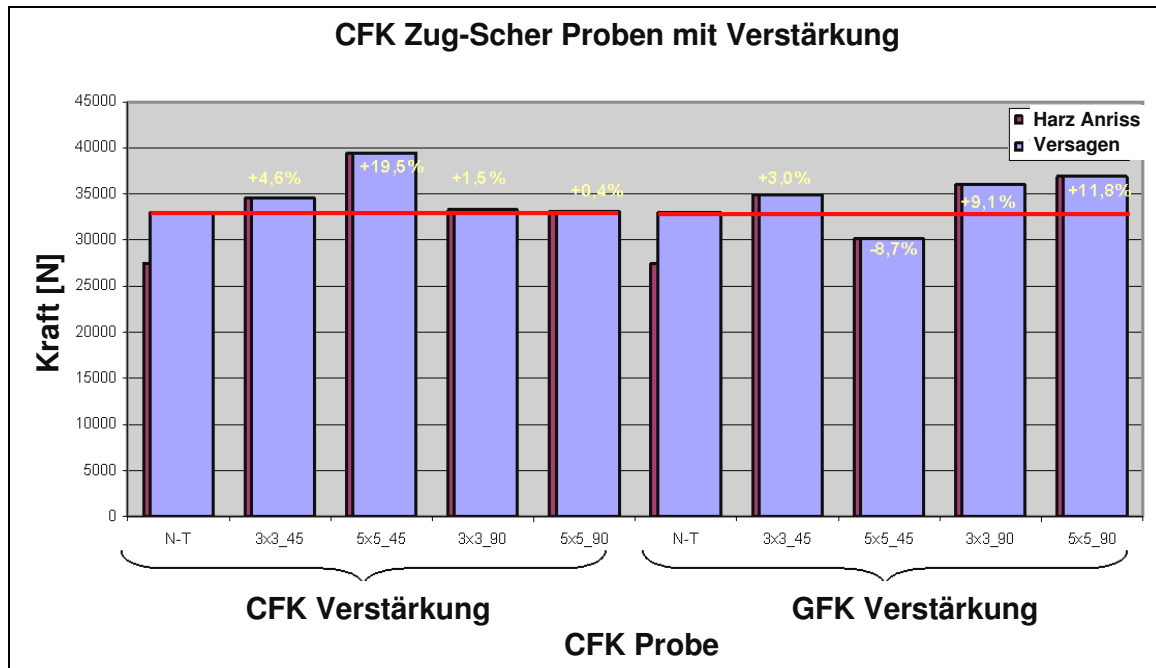


Abbildung 96: Vergleich der 3D-verstärkten CFK Zug-Scher Proben

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass die Verstärkung mit CFK Fäden unter 45° zu den höchsten interlaminairen Scherfestigkeiten von ca. 38 MPA führt. Somit würde eine 3D-Verstärkung unter 45° das größte Verbesserungspotential für ein Erstversagen von Parallel-Schlaufen unter 0° Last bieten.

## 6. Experimentelle Untersuchung von 3D-verstärkten Schlaufen

Das Ziel der experimentellen Untersuchung ist es die Verbesserung der Festigkeiten von Faserverbund-Schlaufen durch Verstärkung in der dritten Richtung zu ermitteln und die Berechnungen zu verifizieren. Die FEM Analysen haben gezeigt, dass ein Erstversagen von Schlaufen infolge eines interlaminaren Zwischenfaserbruchs auftritt (siehe Kapitel 3). Die folgenden Untersuchungen konzentrieren sich auf die Erst- und Restfestigkeit sowie auf das Schadenswachstum von 3D-verstärkten Schlaufen.

### 6.1. Fertigung von Mini-TED Schlaufen

Die experimentellen Untersuchungen von Mini-TED Schlaufen basieren auf der Geometrie einer CFK Klappe mit integriertem Scharnier aus dem Projekt AWIATOR [56]. Diese wurden als unverstärkte Schlaufe mit Prepreg Material gefertigt und getestet. Die folgenden Untersuchungen befassen sich mit Mini-TED Schlaufen, die in Textiltechnik gefertigt wurden und in der dritten Richtung verstärkt sind. Die Textiltechnik erlaubt es, verschiedene Parameter der 3D-Verstärkungen, wie z.B. Nahtwinkel, Nahtabstand und Nahtmaterial zu variieren.

#### 6.1.1. Fertigung von Mini-TED Schlaufen

Die untersuchten Probenkörper hatten einem Schlaufen-Aussendurchmesser von 8mm und einem Innendurchmesser von 5mm (siehe Abbildung 98). Damit beträgt das Radienverhältnis ( $r_a/r_i$ ) 1,6. Die Schlaufenproben wurden mit unterschiedlichen Topologien und folgenden Lagenaufbauten gefertigt (siehe Abbildung 97):

- Parallele Schlaufe (Lagenaufbau symmetrisch zur Probenmitte)
  - Außen: Schlaufe [90<sub>6</sub>]
  - Innen: Mittellaminat [+45°, 0°, -45°, 90°<sub>3</sub>, +45°, 90°, -45°, 0°]
- Taillierte Schlaufe (Lagenaufbau symmetrisch zur Probenmitte)
  - Außen: Mittellaminat [+45°, 0°, -45°, 90°<sub>3</sub>, +45°, 90°, -45°, 0°]
  - Innen: Schlaufe [90<sub>6</sub>]
- Halbtillierte Schlaufe (Lagenaufbau symmetrisch zur Probenmitte)
  - Außen: Schlaufe [90<sub>3</sub>]
  - Mitte: Mittellaminat [+45°, 0°, -45°, 90°<sub>3</sub>, +45°, 90°, -45°, 0°]
  - Innen: Schlaufe [90<sub>3</sub>]

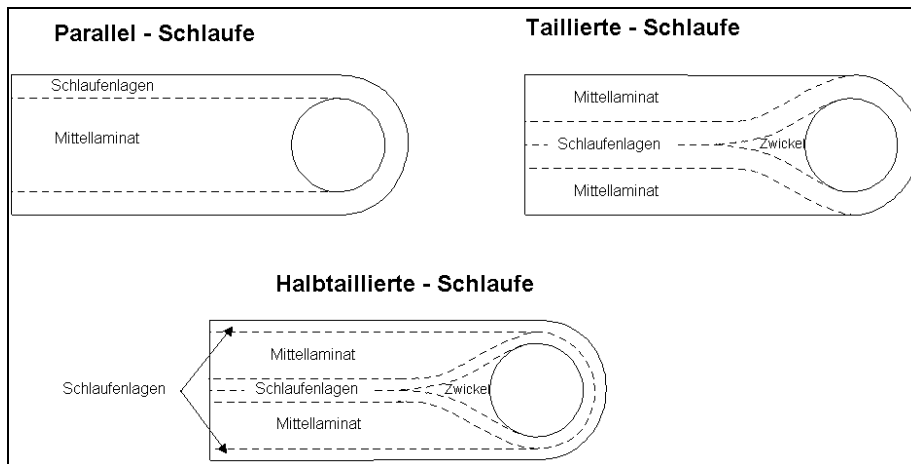


Abbildung 97: Untersuchte Schlaufentopologien

Die Herstellung mehrerer Probenkörper erfolgte mittels einer so genannten Schlaufenplatte. Diese hatte eine Breite in Spannweite von 550mm und eine Tiefe von 160mm (siehe Abbildung 98). Die Schlaufenplatte wurde in zwei Bereiche eingeteilt, wobei einer mit Nähten in der dritten Richtung verstärkt wurde und der andere Bereich unverstärkt blieb und als Referenz diente.

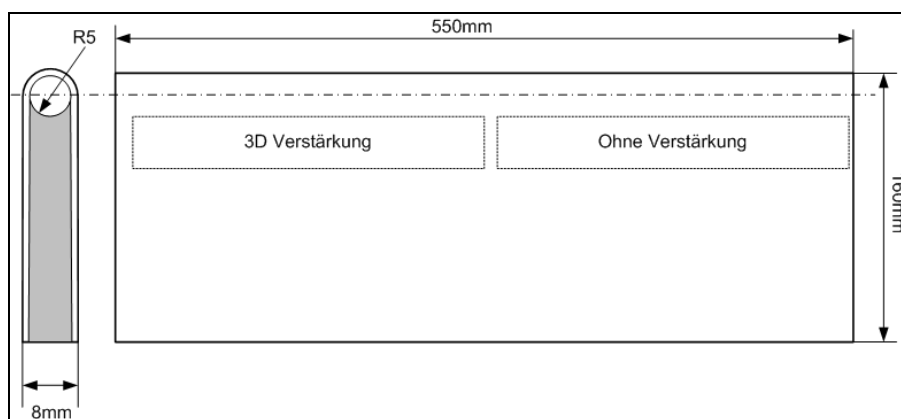
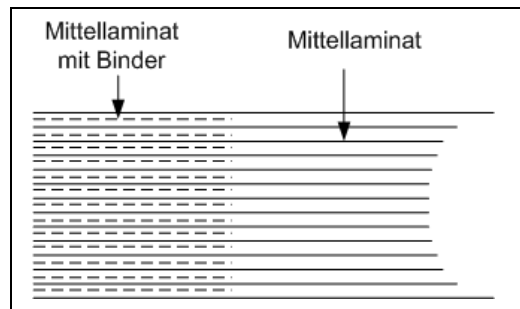


Abbildung 98: Schlaufenplatte mit Verstärkungsbereich

### Legen der Mini-TED

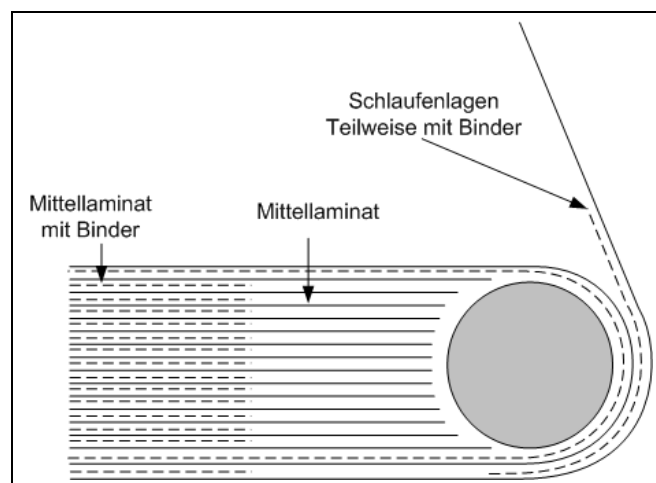
Die Schlaufenplatte wurde in drei Schritten gelegt. Zuerst wurden die Lagen des Mittellaminats zugeschnitten und im hinteren Bereich mit einem Binder (Polyethylen Fließ mit 12g/m<sup>2</sup>) fixiert (siehe Abbildung 99). Der vordere Bereich musste ungebündert bleiben, so dass die 3D-Verstärkung eingebracht werden konnte. Eine Fixierung mittels Binders ließ eine 3D-Verstärkung nicht zu, da die einzelnen Filamente beim Eindringen der Nadel in das Nahtgut nicht verdrängt werden konnten. Nähversuche mit gebünderten Lagen führten zum Abknicken der Nadeln bei ca. 1/3 Einstichtiefe.





**Abbildung 99: Fertigung des Mittellaminats für Mini-TED Schlaufe**

Nachdem das Mittellaminat komplett gelegt und teilweise fixiert wurde, ist ein mit Teflon beschichteter Stahlstab in den Radius eingelegt worden. Auf das Mittellaminat und rund um den Stahlstab wurden anschließend die Schlaufenlagen gelegt (siehe Abbildung 100). Hierbei musste die innerste Schlaufenlage komplett mit dem Mittellaminat gebindert werden, um eine Formstabilität vor dem Infiltrieren zu gewährleisten. Die weiteren Schlaufenlagen wurden nur im hinteren Bereich, analog zum Mittellaminat, und im Radius miteinander fixiert (siehe Abbildung 100). Die Fixierung im Radiusbereich während des Legens ist für einen akzeptablen Faservolumengehalt nach dem Aushärten wichtig. Bei fehlender Fixierung sind die Schlaufenlagen im vorderen Bereich nicht vorkompaktiert, wodurch sich Harznester bilden können, wodurch die Restfestigkeit der Schlaufen herabgesetzt werden kann.

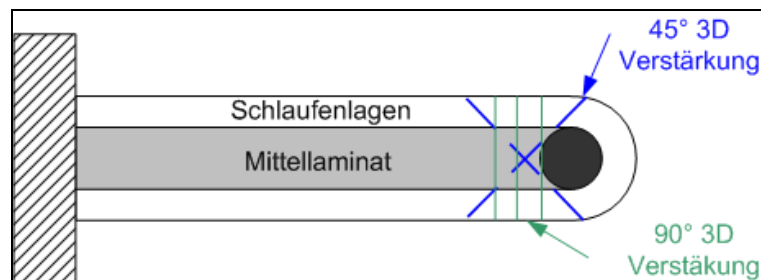


**Abbildung 100: Fertigung der Schlaufenlagen der Mini-TED Schlaufe**

Die zwei weiteren Schlaufentopologien wurden analog zur Parallel-Schlaufe gefertigt. Als Zwickel wurden Faserbündel (Rovings) zu einem Zwirn gedreht und in Spannweitenrichtung eingelegt. Im Gegensatz zur Parallel Schlaufe mussten alle Schlaufelagen miteinander fixiert werden, da sich sonst die Schlaufenlagen und der Zwickel verschoben hätten. Das Mittellaminat blieb im vorderen Bereich zum Einbringen der Nähte ungebindert.

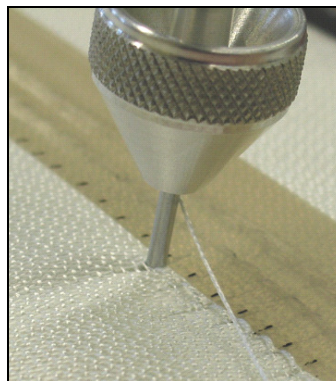
### ***3D-Verstärkung der Mini-TED***

Nach dem Legen der Schlaufenproben wurden die 3D-Verstärkung eingebracht (siehe Abbildung 101).



**Abbildung 101: Parallel Schleife mit 3D-Verstärkung**

Die Vorkompaktierung der Schlaufen ließ ein maschinelles Einbringen der Nähte in die Schlaufen nicht zu. Untersuchungen mit einer CNC Nähanlage (Doppelsteppstich) zeigten eine hohe Faserschädigung in den Schlaufenlagen. Des Weiteren hatte der Nähfaden einen hohen Abrieb, welches rasch zu einem Fadenabriss führte. Nähversuche mit einem Tufting-Roboter zeigten eine hohe Nadelkraft auf, wodurch die Nadel abknickte. Das Einbringen der Verstärkung per Hand hat sich am vorteilhaftesten erwiesen. Durch leichte Schwenkungen der Nadel, konnte der Faden ohne hohen Abrieb und ohne ein Abknicken der Nadel in die Schleife eingebracht werden. Mittels einer Schablone wurde der Nahtabstand sicher gestellt.



**Abbildung 102: Einbringen der 3D-Verstärkung mittels Tufting per Hand**

### ***Infiltration der Mini-TED Schlaufen***

Die fertige Preform wurde in ein Werkzeug gelegt, welches der Außenkontur der Schlaufeplatten entspricht. Der vordere Rand besaß einen Innenradius von 8mm entsprechend der Schlaufen. Die drei weiteren Ränder waren frei, so dass hier eine Absaugung der Preform erfolgte. Das Harz wurde hierbei mittels speziell eingebrachter Bohrungen mittig der Schlaufenplatte zugeführt.

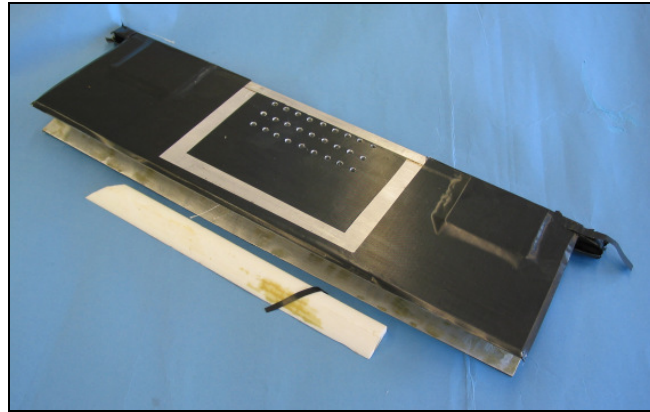


Abbildung 103: Fertigungswerkzeug für Schlaufen in Textiltechnik

Die Preform mit dem Werkzeug wurde auf dem Infiltrationstisch fixiert. Auf die Bohrungen im Werkzeug wurde der Harzanguss mit einer Fließhilfe und einem Angusskanal gelegt und mit einer Membran abgedichtet (siehe Abbildung 104). Dies stellte sicher, dass das Harz nur in die Bohrungen im Werkzeug floss und dadurch die Schlaufenplatte infiltrierte. Auf das gesamte Werkzeug inklusive dem Harzanguss wurde eine zweite Membran gelegt, um das seitlich austretende Harz aufzufangen. Zusätzlich wurde noch eine Harzfalle verwendet, damit bei leichter Leckage der Membran nicht das Harz in die Vakuumleitung fließen konnte (siehe Abbildung 104).

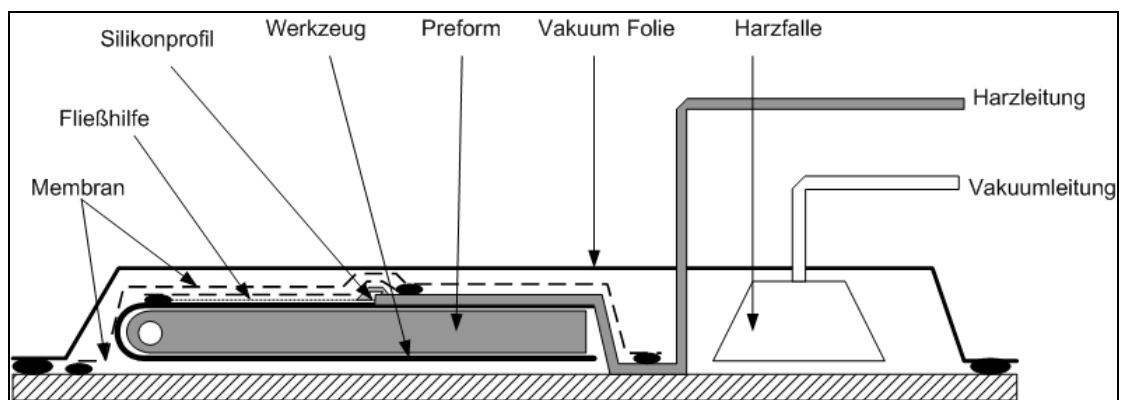


Abbildung 104: VAP Aufbau der Schlaufenplatte.

Die Infiltrationszeit betrug bei 100°C ca. 30min. Vorversuche hatten gezeigt, dass bei geringer Infiltrationszeit Lufteinschlüsse möglich waren. Anschließend wurde die Preform ca. 3h bei 180°C ausgehärtet. Aufgrund des harten Werkzeugs war keine Rücksaugung des Harzes nach der Infiltration, wie es beim VAP Prozess üblich ist, notwendig. Die Laminatdicke und somit der Faservolumengehalt war durch das harte Werkzeug vorgegeben.

Abschließend wurde die Schlaufenplatte aus dem Werkzeug entformt und in die einzelnen Schlaufenproben mit 20mm Breite herausgesägt.

## 6.2. Experimentelle Untersuchung 3D-verstärkter Mini-TED Schlaufen

Im folgendem Kapitel werden zuerst nur Faserverbundschlaufen mit 3Dverstärkungen unter  $90^\circ$  und einem Nahtabstand von  $5\text{mm} \times 5\text{mm}$  betrachtet. Weitere Parameter der 3D-Verstärkung wurden in Kapitel 6.4 untersucht.

### 6.2.1. Versuchsaufbau der Mini-TED Schlaufenversuche

Die Faserverbund Schlaufen wurden mit  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  und  $90^\circ$  Zuglasten belastet und dabei die Kraft und der Traversenweg gemessen (siehe Abbildung 105). Die Versuchsvorrichtung konnte von  $20^\circ$  bis  $90^\circ$  geschwenkt werden, so dass diese für die Lasten  $45^\circ$  und  $90^\circ$  benutzt werden konnte. Für die Belastung unter  $0^\circ$  wurden die Schlaufen direkt in die Prüfmaschine eingespannt.

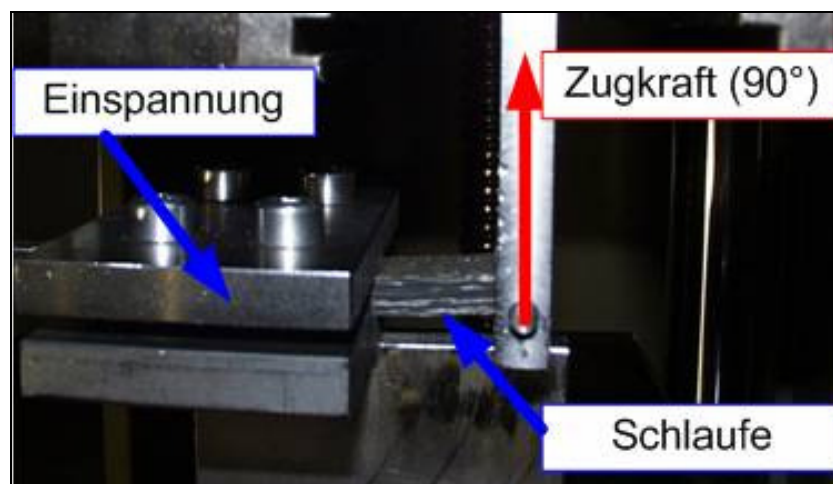


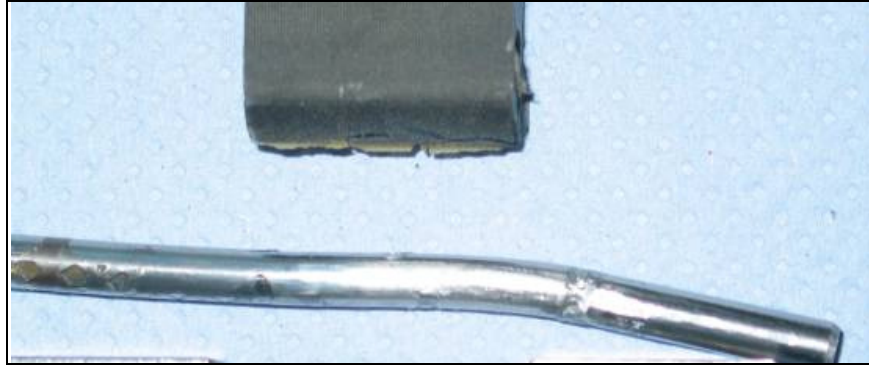
Abbildung 105: Versuchsaufbau der Zugprüfung an Schlaufen

Die verschiedenen Mini-TED Schlaufen wurden mit einer 3D-Verstärkung unter  $90^\circ$  und mit einem Nahtabstand von  $5\text{mm}$  in Spannweite und  $5\text{mm}$  in der Tiefe gefertigt. Die Versuchsergebnisse für das Erst- und Restversagen der 3D-verstärkten Schlaufen wurden mit den entsprechenden Kennwerten der unverstärkten Proben verglichen.

### 6.2.2. $0^\circ$ Zugversuche mit 3D-verstärkten Mini-TED Schlaufen

Die folgenden Untersuchungen konzentrieren sich auf das Schadensverhalten unterschiedlicher CFK Topologien von Mini-TED Schlaufen bei  $0^\circ$  Zuglast. Anhand der statischen Versuche sollen die Festigkeiten gegen Erst- und Restversagen untersucht werden. Die Versuchsauswertung für GFK Schlaufen befindet sich im Anhang (Kapitel 11.3)

Die statischen Versuche unter  $0^\circ$  führten bei ca. 60% der rechnerischen Versagenslast zu einem frühzeitigen Versagen der Schlaufen. Die Ursache lag in der großen Bolzenbiegung, die am Rand der Schlaufenproben zu einer Lastüberhöhung führten (siehe Abbildung 106).



**Abbildung 106: Schlaufenprobe mit Bolzen und Zugvorrichtung nach Versagen unter  $0^\circ$**

### ***Vergleich der Unterschiedlichen Topologien bei $0^\circ$ Zuglast***

Das unterschiedliche Schadensverhalten und die Versagenslasten der einzelnen Schlaufen Topologien werden in Abbildung 107 verglichen. Die unverstärkten Varianten sind Blau dargestellt (PNT: Plot not tuftet, siehe Abbildung 107) und die 3D-verstärkten Proben sind Rot (PT: Plot tuftet, siehe Abbildung 107). Hierbei ist zu sehen, dass ein Erstversagen der unverstärkten Schlaufen bei allen drei Topologien bei gleicher Last auftritt. Dieses ist auf die sehr hohe Bolzenbiegung zurück zu führen, welche ein frühzeitiges Versagen in Form einer Randedelamination aufgrund der hohen Kantenbelastung auslöst.

Die unverstärkten Parallel-Schlaufen weist eine hohe Restfestigkeit auf. Die Ausrichtung der Schlaufenlagen in Lastrichtung führt zu einer guten Lastverteilung in der Schlaufe. Die Versuche haben gezeigt, dass bei  $0^\circ$  Zuglast infolge der 3D-Verstärkung leichte Festigkeitseinbußen von 19% für das Erstversagen und 15% für das Restversagen entstehen (siehe Abbildung 107). Hierbei führen die 3D-Verstärkungen zu einer Schwächung der interlaminaren Scherfestigkeit. Somit sind die 3D-Verstärkungen unter  $90^\circ$  eher als Fehlstelle in der Zwischenschicht zu betrachten, da die Verstärkungsfasern senkrecht zur Belastung angeordnet ist.

Die Taillierten-Schlaufen weisen die niedrigsten Festigkeiten in Zugrichtung auf. Infolge der Faserkröpfung entstehen erhöhte Biegespannungen in den Schlaufenlagen, welches zu einer niedrigeren Restfestigkeit führt. Das Ablösen der Schlaufenlagen vom Zwickel kann durch die 3D-Verstärkungen erschwert werden, so dass das Erstversagen erst bei 26% höheren Lasten auftritt (siehe Abbildung 107). Hierbei wirken sich die 3D-Verstärkungen entgegengesetzt zur Parallel-Schlaufe aus, indem sie teilweise die interlaminaren Schälspannungen aufnehmen, die für ein Erstversagen

mitverantwortlich sind. Eine Erhöhung der Festigkeit für das Restversagen wird mit 26% erzielt (siehe Abbildung 107).

Die unverstärkte Halbtaillierten-Schleufe weist ein hohes Restversagen auf (siehe Abbildung 107). Die 3D-Verstärkungen führen analog zu den Taillierten-Schleufen zu einem erhöhten Erstversagen von 8%. Hierbei wird der Anriss im Zwickel durch die 3D-Verstärkungen behindert, bis die erste Nahtreihe versagt. Nach dem Erstversagen werden die Zuglasten primär von den äußeren parallelen Schlaufenlagen getragen. Eine Erhöhung der Restfestigkeit mit 3D-Verstärkungen ist analog zur Parallel-Schleufe nicht erfolgt. Das Restversagen wird durch die 3D-Verstärkung geringfügig um 2% herabgesetzt (siehe Abbildung 107).

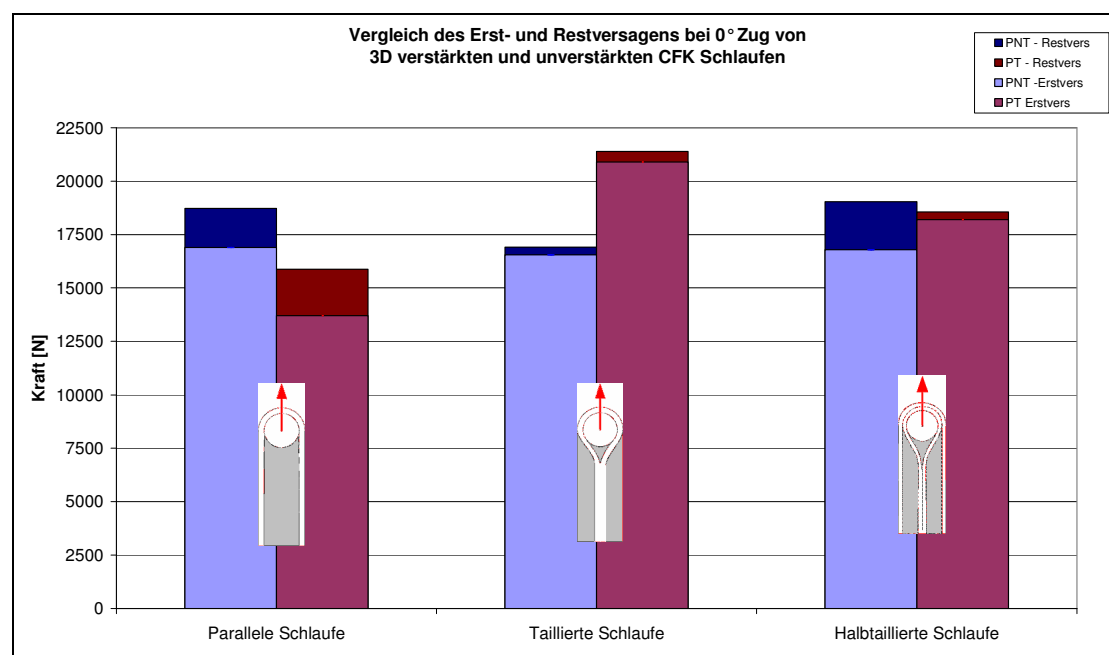


Abbildung 107: Vergleich der 0° Festigkeiten von unverstärkten und 3D-verstärkten Schlaufen

### 6.2.3. 45° Zugversuche mit 3D-verstärkten Mini-TED Schlaufen

Die Erst- und Restfestigkeit sowie das Schadensverhalten von unterschiedlichen Schlaufentopologien unter 45° Zuglasten soll Ziel der folgenden Untersuchungen sein. Die Versuche zeigen, dass die Probekörper bei einer Zuglast unter 45° nur 50% der Festigkeit der 0° Belastung erreichen. Somit hat die Bolzenbiegung bei den 45° Lastfällen nur einen geringen Einfluss.

#### *Vergleich der Unterschiedlichen Topologien bei 45° Zuglast*

Das Erst- und Restversagen der unterschiedlichen Schlaufentopologien unter 45° Zuglast wird in Abbildung 108 verglichen. Hierbei sind die unverstärkten (blau dargestellt in Abbildung 108) und 3D-verstärkten Proben (rot dargestellt in Abbildung 108) gegenübergestellt.

Die Parallel-Schlaufen zeigten bei den Zugversuchen unter 45°, dass eine 3D-Verstärkung zu einem niedrigeren Erstversagen von ca. 13% führt. Das Erstversagen trat infolge hoher interlaminarer Schub- und Schälspannungen auf. Analog zu den 0° Lastversuchen führt die 3D-Verstärkung zu keiner Lasterhöhung bei interlaminaren Schubspannungen. Das Restversagen konnte jedoch erheblich um ca. 32% (siehe Abbildung 108) gesteigert werden. Das Restversagen zeichnet sich durch ein Abschälen der Schlaufenlagen vom Mittellaminat aus, welches durch die 3D-Verstärkungen erschwert wurde. Die Nähte nahmen die interlaminaren Schälspannungen in der Delamination auf und verzögerten somit die Rissausbreitung in der Delamination.

Die unverstärkte Taillierten-Schleife wies die höchste Festigkeit bezüglich Erstversagen auf (siehe Abbildung 108). Die zusammenlaufenden Schlaufenlagen hinter dem Bolzen sind in Lastrichtung gerichtet, wodurch ein Teil der Last von den Schlaufenlagen und nicht vom Zwickel aufgenommen wird. Das Erstversagen bei Taillieren Schlaufen unter 45° Zuglast trat als Zwischenfaserbruch infolge hoher interlaminarer Schubspannung zwischen den Schlaufenlagen und dem Zwickel auf. Infolge der Biegung werden die oberen Schlaufenlagen von den unteren abgeschert, was die hohen interlaminaren Schubspannungen hervorruft. Die 3D-Verstärkung mit 90° Nähten ist hierbei senkrecht zur Belastung ausgerichtet und trägt dadurch im intakten Laminat nicht zur Festigkeitserhöhung bei. Das Erstversagen verringerte sich sogar infolge der 3D-Verstärkung um ca. 8% (siehe Abbildung 108). Das anschließende Schadensverhalten basiert wie bei den Parallel-Schlaufen auf einem Abschälen der Schlaufenlagen voneinander. Bei der Delamination fungieren die 3D-Verstärkungen als Risstopper, welches zu einem 7% höheren Restversagen führt.

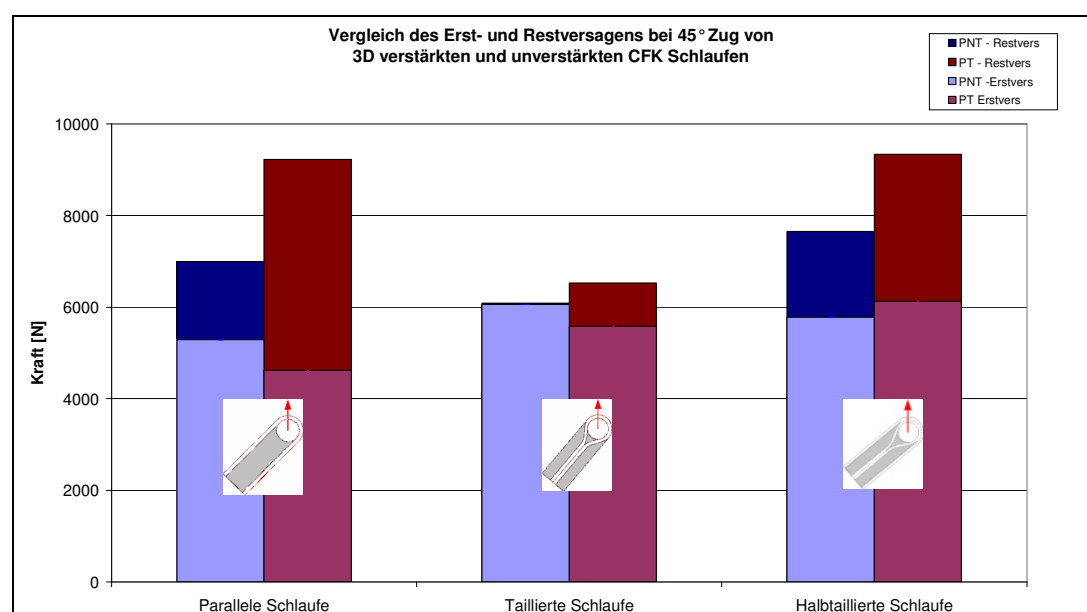


Abbildung 108: Vergleich der 45° Festigkeiten von unverstärkten und 3D-verstärkten Schlaufen

Die unverstärkte Halbtaillierten-Schlaufe zeigt ähnlich hohe Erstfestigkeiten wie die Taillierten-Schlaufe auf (siehe Abbildung 108), da hier ebenfalls Schlaufenlagen hinter dem Bolzen in Lastrichtung gerichtet sind. Das Erstversagen tritt als Kombination von interlaminaren Schub- und Schälspannungen im Zwickel und dem geschäfteten Mittellaminat auf. Diese werden teilweise von den 3D-Verstärkungen aufgenommen und führen zu einer Lasterhöhung beim Erstversagen von ca. 8% (siehe Abbildung 108). Das weitere Schadenswachstum ist analog zur Taillierten-Schlaufentopologie. Hierbei wird das Risswachstum durch die 3D-Verstärkungen erschwert, wodurch die Restfestigkeit um 11% anwächst (siehe Abbildung 108).

#### **6.2.4. 90° Zugversuche mit 3D-verstärkten Mini-TED Schlaufen**

Die folgenden experimentellen Untersuchungen konzentrieren sich auf das Erst- und Restversagen bei 90° Belastung von unterschiedlichen Schlaufentopologien in Abhängigkeit von einer 3D-Verstärkung.

##### ***Vergleich der unterschiedlichen Topologien bei 90° Zuglast***

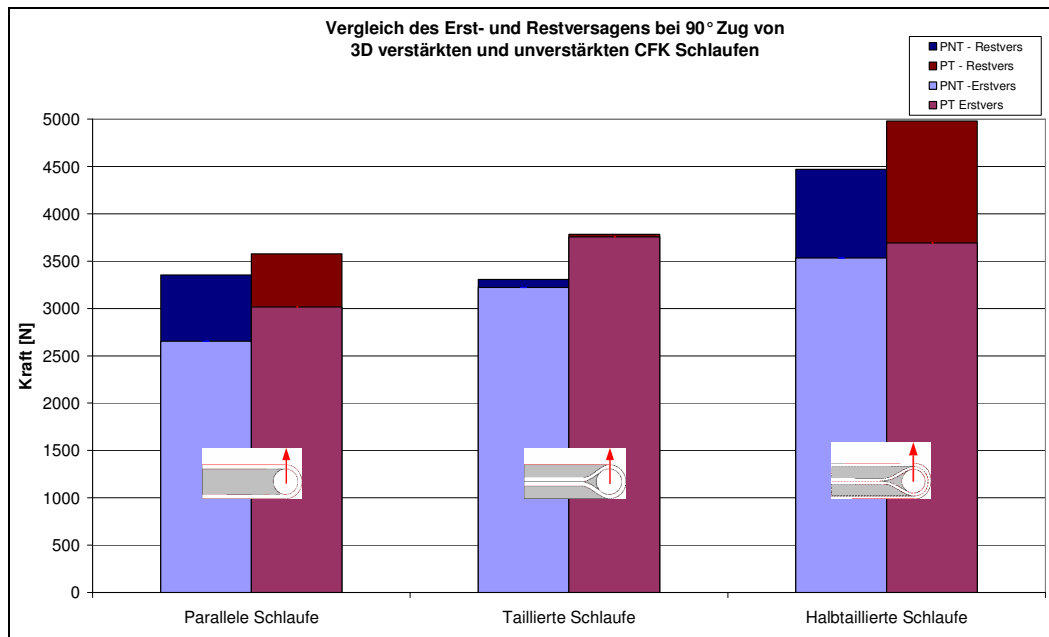
In Abbildung 109 sind die Lasten für ein Erst- und Restversagen der unterschiedlichen Schlaufentopologien mit und ohne 3D-Verstärkung unter 90° Zuglast verglichen worden.

Die unverstärkte Parallel-Schlaufe zeigt die niedrigste Festigkeit beim Erstversagen auf (siehe Abbildung 109). Die 3D-Verstärkung führt zu einer Festigkeitserhöhung bei Erstversagen um ca. 14%. Das Restversagen kann aufgrund der Aufnahme von interlaminaren Schälspannungen durch die 3D-Verstärkung um ca. 7% verbessert werden (siehe Abbildung 109).

Das Erstversagen der unverstärkten Taillierten-Schlaufe ist deutlich höher als das der Parallel-Schlaufe (siehe Abbildung 109). Die 3D-Verstärkungen nehmen teilweise interlaminare Schälspannungen vor dem Erstversagen auf, so dass die Versagenslast um ca. 17% gesteigert wird. Das Restversagen wird infolge der 3D-Verstärkung, die als Rissstopper fungiert, um 14% erhöht (siehe Abbildung 109).

Die höchsten Festigkeiten weist die Halbtaillierten-Schlaufe auf. Das Erstversagen der unverstärkten Schlaufe ist nochmals deutlich höher als das der Taillierten-Schlaufe (siehe Abbildung 109). Eine 3D-Verstärkung erhöht jedoch das Erstversagen nur um 5%. Wie bei den anderen beiden Topologien wird das Risswachstum durch die 3D-Verstärkung gehemmt, wodurch die Restfestigkeit um 11% gegenüber der unverstärkten Probe erhöht wird (siehe Abbildung 109).





**Abbildung 109: Vergleich der 90° Festigkeiten von unverstärkten und 3D-verstärkten Schlaufen**

Die Versuche mit den unterschiedlichen Schlaufen Topologien haben gezeigt, dass eine 3D-Verstärkung unter 90° ein Verbesserungspotential bei 45° und 90° bietet. Hierbei hat die 3D-verstärkte Halbtaillierten-Schlaufe die höchsten Festigkeiten gezeigt, da sie die Vorteile der Parallel- und Taillierten-Schlaufe vereint. Die Verbesserungspotential ist jedoch moderat, so dass weitergehende Untersuchungen sinnvoll sind (siehe Kapitel 6.4).

### 6.3. Vergleich der Versuche mit 3D FEM Rechnungen

Die Versuche aus Kapitel 6.2 wurden mit einem 3D FEM Modell (siehe Abbildung 110) nachgerechnet. Hierzu wurden auf die Modelle die gemessenen Lasten aufgegeben und die Spannungen mit dem Maximum Stress Kriterium ausgewertet. Anschließend wurde die Last für ein Erstversagen laut FEM bestimmt und mit den Versuchen verglichen.

#### 6.3.1. 3D-FEM Modell

Für die FEM Analysen wurden für die einzelnen Schlaufentopologien je ein 3D FEM Modell erstellt. Trotz des großen Aufwands, wurde jede Schicht mit einem Element nachgebildet (siehe Abbildung 110), um die Werkstoffeigenschaften gut wieder geben zu können. Hierdurch konnte eine detaillierte Spannungsanalyse der CFK Mini-TED Schlaufen durchgeführt werden.

Die Last wurde mittels eines Kontaktalgorithmus vom Bolzen auf die Schlaufe übertragen. Hierbei wurde die Verschiebung des Bolzens auf die jeweilige Belastungsrichtung vordefiniert, um eine Konvergenz der Rechnung zu gewährleisten.

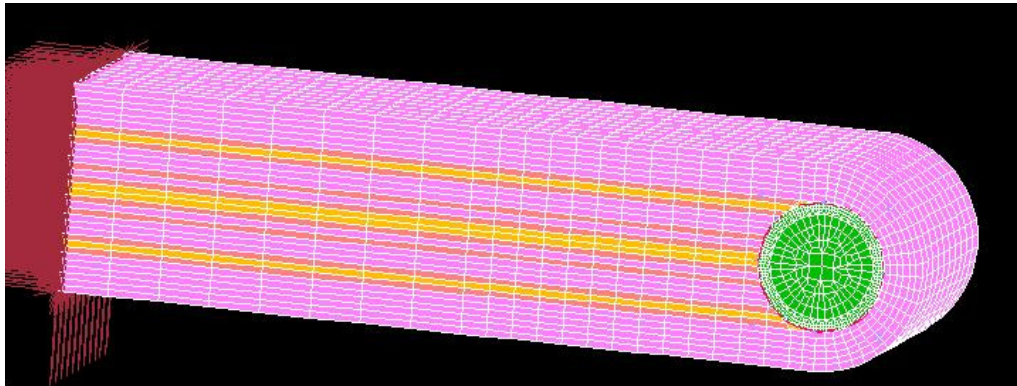


Abbildung 110: 3D FEM Modell für Schlaufenversuche

### 6.3.2. Auswertung der Parallel-Schlaufen

Die Berechnung der Erstversagenslast der CFK-Parallel-Schlaufen unter 0° Zuglast ergab eine recht hohe Abweichung zu den Versuchen (siehe Tabelle 1). Aufgrund der hohen Bolzenbiegung im Versuch, trat eine hohe Kantenbelastung an den Mini-TED Schlaufen auf, welches zu einem verfrühten Versagen führt. In der numerischen Rechnung wurde die Last homogen über die Bauteildicke aufgebracht, so dass der Aspekt der Bolzenbiegung in den Rechnungen keine Einfluss hatte. Die größte Abweichung ist bei der Berechnung bei Zuglasten unter 45° Lastrichtung zu sehen. Hierbei sind hohe interlaminare Schub- und Schälspannungen in der Schlaufe vorhanden. Da eine Interaktion von Spannungen im „Maximum Stress Kriterium“ nicht enthalten ist, wird eine zu hohe Versagenslast berechnet. Eine zusätzliche Auswertung mit dem Tsai-Wu Kriterium ergab eine Versagenslast von 6000N, welches vergleich mit der Last aus dem Versuch ist. Die Berechnung bei Zuglasten unter 90° Lastrichtung zeigt jedoch eine sehr gute Übereinstimmung mit dem Versuch aus Kapitel 6.2 (siehe Tabelle 1).

Tabelle 1: Zugversuche unter 0° Lastrichtung von 3D-verstärkten Parallel-Schlaufen

Vergleich		Versuch	FEM Versagenslast
0° Lastfall	Lasten	16900 N	28000 N
	Abweichung	-	64%
45° Lastfall	Lasten	5280 N	15000 N
	Abweichung	-	284%
90° Lastfall	Lasten	2650 N	2570 N
	Abweichung	-	3%

### 6.3.3. Auswertung der Taillierten-Schlaufen

Der Vergleich zwischen des berechneten und gemessenen Lasten für ein Erstversagen der Taillierten-Schlaufen bei 0° Zuglast zeigt eine gute Übereinstimmung (siehe Tabelle 2). Bei Zuglasten unter 45° und 90° Lastrichtung ist die Abweichung etwas größer. Dies ist ebenfalls auf die Interaktion zwischen den beiden interlaminaren Spannungen zurückzuführen, die im Maximum Stress Kriterium nicht erfasst wird.

**Tabelle 2: Zugversuche unter 0° Lastrichtung von 3D-verstärkten Taillierten-Schlaufen**

Vergleich		Versuch	FEM Versagenslast
0° Lastfall	Lasten	16600 N	18000 N
	Abweichung	-	8%
45° Lastfall	Lasten	6100 N	7500 N
	Abweichung	-	23%
90° Lastfall	Lasten	3200 N	3800 N
	Abweichung	-	19%

### 6.3.4. Auswertung der Halbtaillierten-Schlaufen

Die berechnete Last für ein Erstversagen laut FEM Analyse stimmt sehr gut mit dem Versuch überein. (siehe Tabelle 3). Bei einer Belastung unter 45° ergibt sich wieder die größte Abweichung zwischen der Rechnung und den Versuchen. Dies ist wieder auf die Interaktion der interlaminaren Spannungen zurückzuführen ist, die in der Auswertung der Berechnung nicht enthalten ist. Die Berechnung des Erstversagens unter 90° Zuglast zeigt nur eine geringe Abweichung zu den Versuchsergebnissen (siehe Tabelle 3).

**Tabelle 3: Zugversuche unter 0° Lastrichtung von 3D-verstärkten Halbtaillierten-Schlaufen**

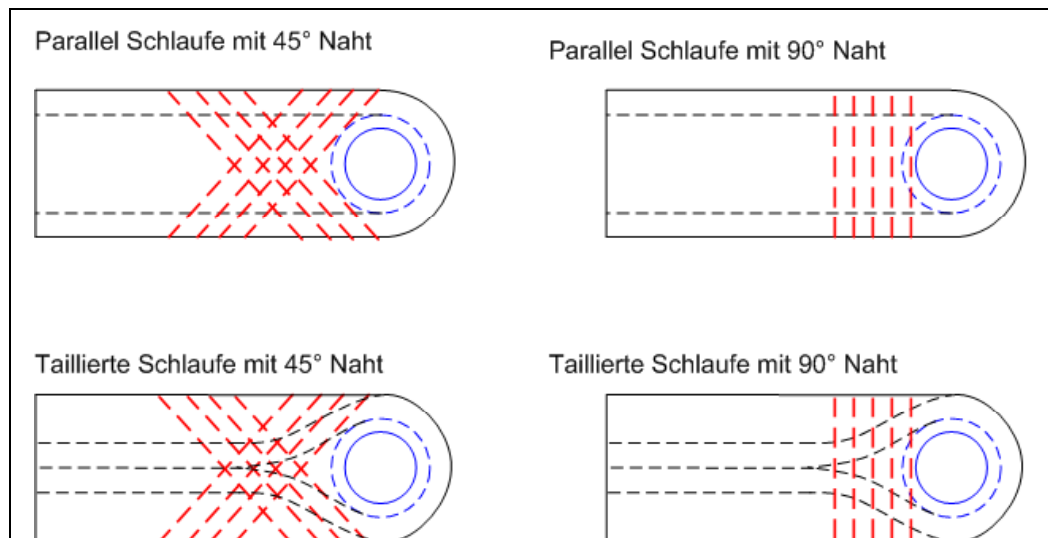
Vergleich		Versuch	FEM Versagenslast
0° Lastfall	Lasten	16800 N	17500 N
	Abweichung	-	4%
45° Lastfall	Lasten	5800 N	10000 N
	Abweichung	-	72%
90° Lastfall	Lasten	3500 N	4000 N
	Abweichung	-	14%

### **6.3.5. Zusammenfassung des Vergleichs zwischen den Rechnungen und Versuchen**

Der Vergleich zwischen den numerischen Rechnungen und den durchgeführten Versuchen meist moderate Übereinstimmungen. Die größeren Abweichung bei 0° Lastrichtung sind auf die hohe Bolzenbiegung im Versuch zurückzuführen. Die Belastung unter 45° und 90° führt zu einem Erstversagen, welches auf die starke Interaktion der beiden interlaminaren Spannungen basiert. Es treten jedoch ebenfalls Spannungen in den einzelnen Lagen auf, welches zu einem dreidimensionalen Spannungszustands in den Schlaufenbauteilen führt. Das verwendete Maximum Stress Kriterium reicht hierbei nicht mehr aus, so dass ein 3D-Versagenskriterium bei der Auswertung der Rechnungen notwendig ist, um ein Versagen bestimmen zu können. Dies wird in Kapitel 7 detailliert erläutert und für eine CFK Parallel-Schlaufe durchgeführt.

### **6.4. Untersuchung von optimal 3D-verstärkten Mini-TED Schlaufen mit Schadenanalyse**

Die Untersuchung mit 3D-verstärkten Schlaufen (siehe Kapitel 6.2) zeigten moderate Festigkeitserhöhungen von bis zu 32%. Infolge des Nahtwinkels unter 90° konnte die 3D-Verstärkung oft nicht direkt im Bereich des Erstversagens eingebracht werden. Die interlaminaren Schäl- und Scherversuche zeigten, dass die 3D-Verstärkung unter 45° die meisten Vorteile hat. Die folgenden Untersuchungen wurden daher mit einem Nahtwinkel von 45° eingebracht (siehe Abbildung 109). Zum Vergleich wurden ebenfalls 3D-Verstärkungen unter 90° untersucht. In den Bereich des Erstversagens wurde bei allen Schlaufen zusätzlich ein CFK Innenring innerhalb der Schlaufe eingebracht (siehe Abbildung 109). Dieser reduzierte den Innendurchmesser der Schlaufe von 5mm auf 4mm. Beide Verstärkungsvarianten wurden mit einem verringerten Nahtabstand von 3mm \* 3mm ausgeführt. Basis der Untersuchungen waren die Parallel- und Taillierten-Schlaufen, die unter 0°, 45° und 90° Zuglastrichtung getestet und mit unverstärkten Probe verglichen wurden. Der Einfluss der hohen Bolzenbiegung wurde durch den reduzierten Innendurchmesser verstärkt. Dies führte zu einem frühzeitigen Versagen der Schlaufen bei 0° Zuglast, wie bereits bei den vorherigen Versuchen, und jetzt ebenfalls bei 45° Zuglast. Das Versagen der Schlaufen bei 90° Zuglast trat bei geringen Kräften auf, so dass die Bolzenbiegung keinen großen Einfluss auf die Ergebnisse hatte.



**Abbildung 109: Untersuchte Schlaufengeometrie mit optimaler 3D-Verstärkung und Innenring**

Bei der Auswertung der Versuche wird zuerst auf das Schadensverhalten eingegangen und anschließend werden die zwei Schlaufen-Topologien mit den unterschiedlichen 3D-Verstärkungen verglichen.

#### **6.4.1. 0° Zugversuche mit optimal 3D-verstärkten Mini-TED Schlaufen**

Das Schadensverhalten und die Festigkeiten von Mini-TED Schlaufen mit optimaler 3D-Verstärkungen unter 0° Zuglast soll Ziel der folgenden Untersuchungen sein.

##### ***Zugversuche unter 0° von optimal 3D-verstärkten Parallel-Schlaufen***

Das Erstversagen unter 0° Zuglast der Parallel-Schlaufe trat, wie bei den vorherigen Versuchen, am Übergang von den Schlaufenlagen zum Mittellaminat infolge hoher interlaminarer Schubspannungen auf (siehe Abbildung 110). Das Restversagen zeigte sich anschließend durch einen Faserbruch in der Schlaufe, jedoch bei niedrigeren Kräften. Somit konzentriert sich diese Auswertung auf das Erstversagen und die Maximalkraft vor dem Restversagen.

Durch die Vernähung unter 45° können die Verstärkungsfäden direkt in den kritischen Bereich eingebracht werden. Die 3D-Verstärkung unter 45° führte somit zu einer leichten Festigkeitserhöhung für die Maximalkraft (siehe Abbildung 111). Dies ist konform mit den Ergebnissen aus den interlaminaren Scherversuchen. Die 3D-Verstärkung unter 45° zeigten moderate Festigkeitserhöhungen in der gleichen Größenordnung von 20%. Das Kraft-Weg Diagramm zeigt bei den 45° verstärkten Schlaufen leichte Unstetigkeiten vor dem Erreichen der Maximalkraft auf (siehe Abbildung 111). Diese weisen auf erste Risse im Mittellaminat (siehe Abbildung 110) und somit auf ein Erstversagen bei ähnlichen Festigkeitswerten wie bei den

unverstärkten Schlaufen hin. Die 3D-Verstärkung unter 45° führt daher nur zu einer Festigkeitserhöhung bei weiterem Schadenswachstum.

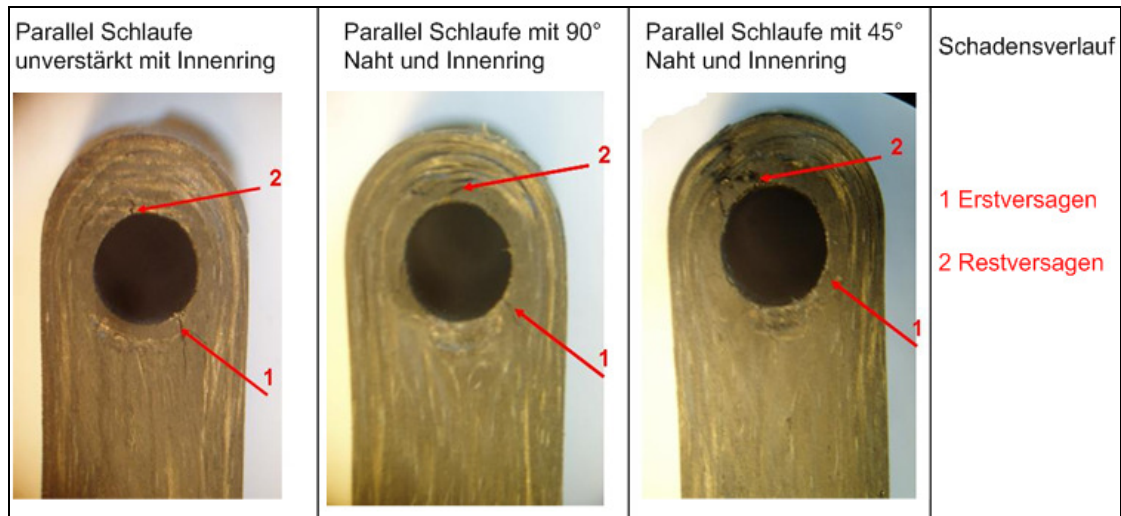


Abbildung 110: Schadenverlauf von optimal verstärkten Parallel-Schlaufen unter 0° Zuglast

Die 3D-Verstärkung unter 90° zeigte keine Festigkeitserhöhung in Bezug auf die unverstärkte Schlaufe (siehe Abbildung 111). Das Erstversagen trat am Übergang von den Schlaufenlagen zum Mittellaminat auf (siehe Abbildung 110). Die 90° Verstärkung konnte zum einem nicht in den kritischen Bereich eingebracht werden, noch zeigte diese in den vorhergegangenen interlaminaren Scherversuchen große Auswirkungen auf die interlaminare Scherfestigkeit. Die Maximalkraft war vergleichbar mit den unverstärkten Schlaufen (siehe Abbildung 111).

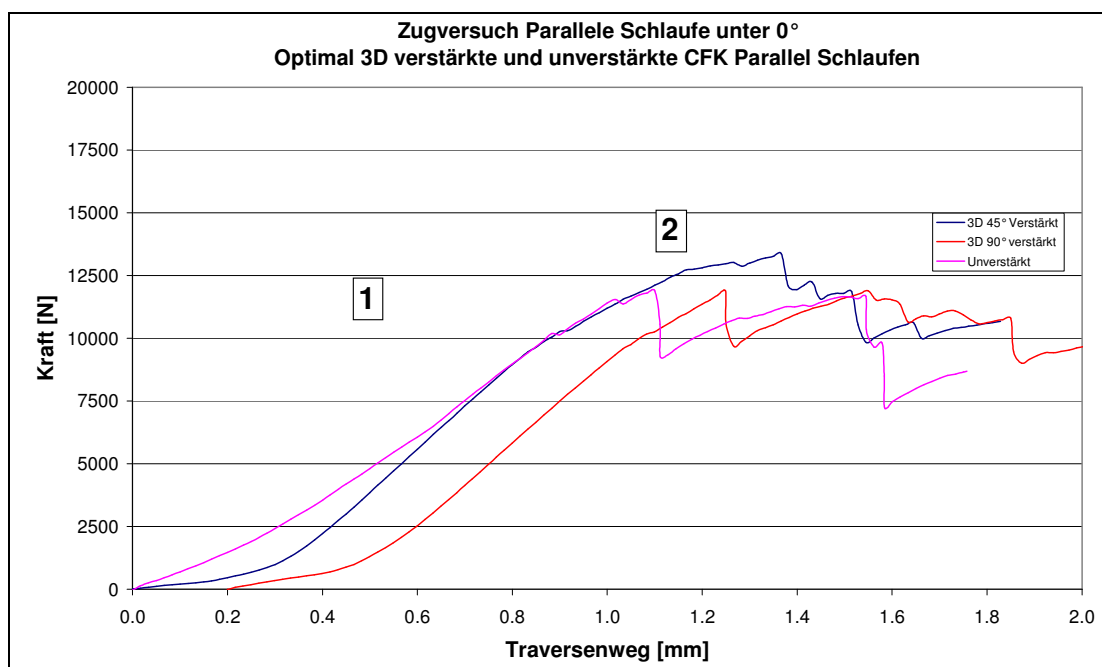


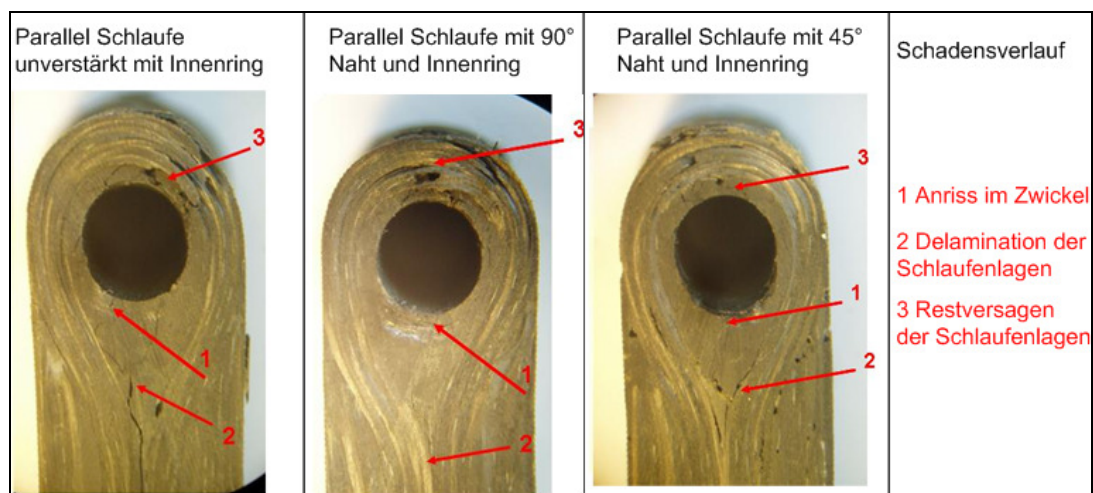
Abbildung 111: Zugversuch einer optimal 3D-verstärkten CFK Parallel-Schlaufe mit 0° Zuglast

### ***Zugversuche unter 0° von optimal 3D-verstärkten Taillierten-Schlaufen***

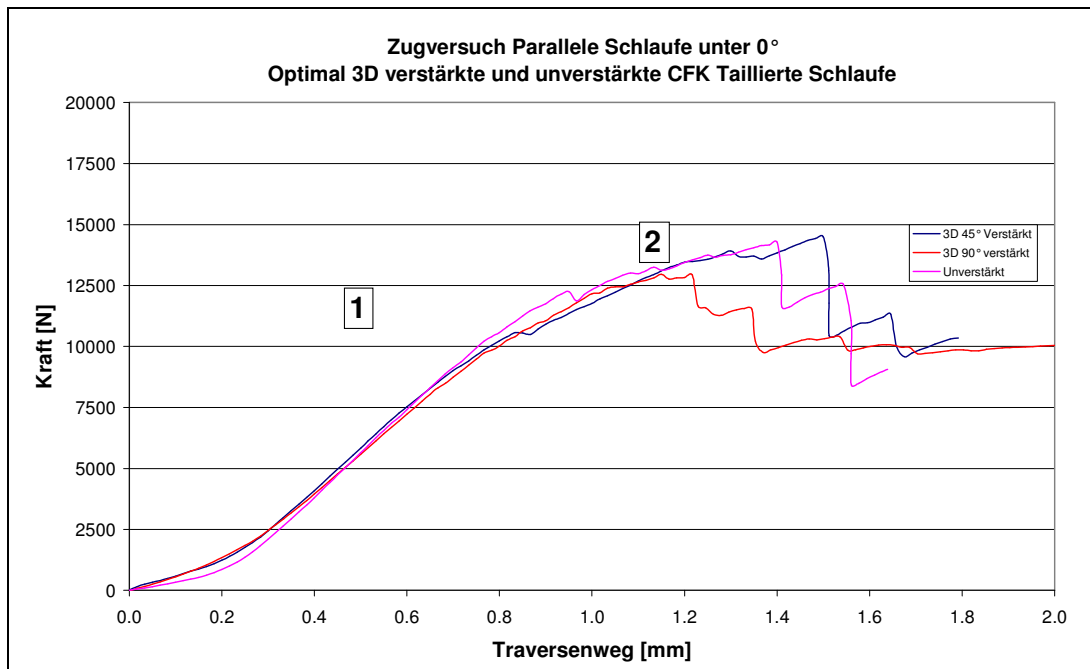
Das Erstversagen der Taillierten-Schlaufen war analog zu den vorherigen Versuchen durch einen Zwischenfaserbruch im Zwickel zu sehen (siehe Abbildung 112 und Unstetigkeiten in Bereich 1 in Abbildung 113). Dieser führte bei Maximalkraft zu einer Delamination der Schlaufenlagen voneinander (siehe Abbildung 113). Das Restversagen trat durch einen Faserbruch in der Schlaufe bei niedrigeren Kräften auf. Ziel der Untersuchung ist jedoch das Erstversagen und die Maximalkraft (siehe Abbildung 112) zu ermitteln.

Die 3D-Verstärkungen unter 45° konnten in den kritischen Bereich des Erstversagens eingebracht werden, führten jedoch zu keiner nennenswerten Verbesserung des Erstversagens bzw. der Maximalkraft (siehe Bereich 1 und Bereich 2 in Abbildung 113).

Die Verstärkung unter 90° verminderte sogar geringfügig die Festigkeiten für das Erstversagen und die maximal ertragbare Last gegenüber der unverstärkten Probe (siehe Abbildung 113). Hierbei wurde die Naht quer zur Faser belastet, wodurch diese nicht zur Festigkeitserhöhung beiträgt, sondern als Fehlstelle im Laminat wirkt.



**Abbildung 112: Schadenverlauf von optimal verstärkten Taillierten-Schlaufen unter 0° Zuglast**



**Abbildung 113: Zugversuch einer optimal 3D-verstärkten CFK Taillierten-Schlaufe mit 0° Zuglast**

### ***Vergleich der Unterschiedlichen Topologien mit 3D-Verstärkungen bei 0° Zuglast***

Die zwei Schlaufentopologien mit unterschiedlichen 3D-Verstärkungen wurden der gemittelten Versuchsergebnisse in Abbildung 114 verglichen. Der vordere Balken symbolisiert hierbei das Erstversagen und der hintere die Maximalkraft.

Die Auswertung der Versuchsreihen der Parallel-Schlaufe zeigt, dass die 3D-Verstärkung unter 45° zwar leicht niedrigeres Erstversagen hat, jedoch konnte die Restfestigkeit erheblich gesteigert werden (siehe Abbildung 114 und Tabelle 4). Die 3D-Verstärkung der Parallel-Schlaufe unter 90° führt zu einer leichten Steigerung des Erst- und Restversagens (siehe Abbildung 114 und Tabelle 4).

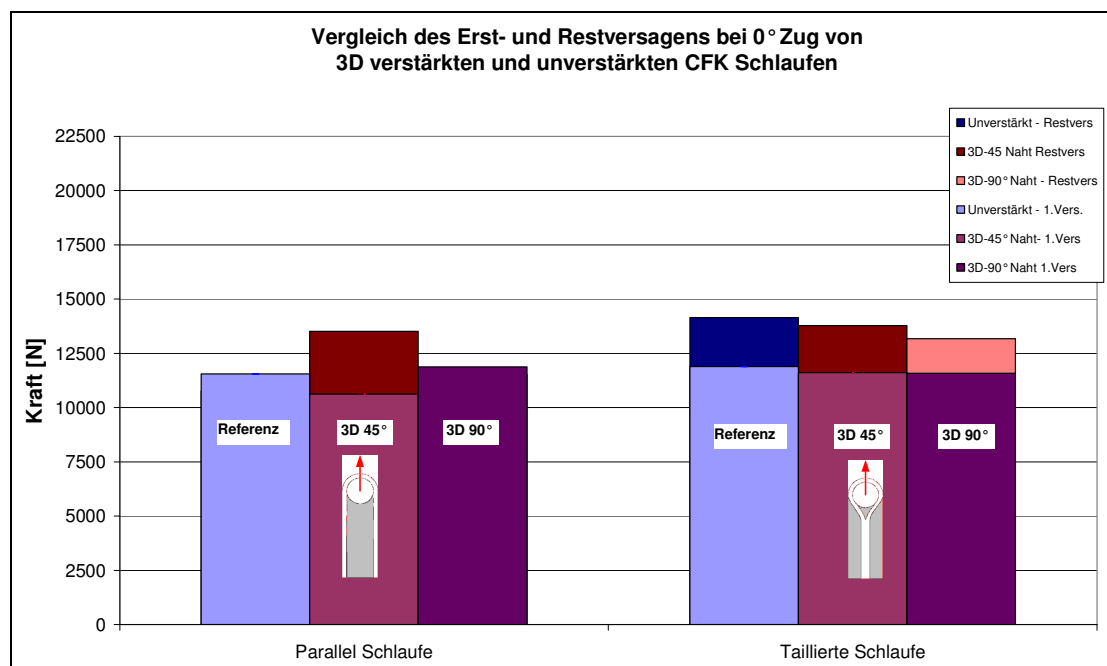
**Tabelle 4: Zugversuche unter 0° Lastrichtung von 3D-verstärkten Parallel-Schlaufen**

Verstärkung	Nein	3*3 unter 45°	3*3 unter 90°
Erstversagenslast	11560 N	10630 N	11870 N
Abweichung	-	-8%	3%
Restversagenslast	10770 N	13510 N	11530 N
Abweichung	-	25%	7%

Die 3D-Verstärkung unter 45° führte bei den Taillierten-Schlaufen zu einer sehr leichten Verringerung des Erst- und Restversagens (siehe Abbildung 114 und Tabelle 5). Eine quantitative Aussage über die Änderung der Festigkeiten ist aufgrund der Streuung der Versuchswerte nicht möglich. Das Erst- und Restversagen der 90° 3D-



verstärkten Schlaufen war ebenfalls nur leicht geringer als das der unverstärkten Schlaufen (siehe Abbildung 114).



**Abbildung 114: Vergleich der 0° Festigkeiten von unverstärkten und optimal 3D-verstärkten Schlaufen**

**Tabelle 5: Zugversuche unter 0° Lastrichtung von 3D-verstärkten Taillierten-Schlaufen**

Verstärkung	Nein	3*3 unter 45°	3*3 unter 90°
Erstversagenslast	11890 N	11610 N	11580 N
Abweichung	-	-2%	-3%
Restversagenslast	14150 N	13780 N	13180 N
Abweichung	-	-3%	-7%

Die 3D-Verstärkung erhöht nur bei den Parallel-Schlaufen die Restfestigkeit. Eine deutliche Erhöhung des Erstversagens war weder bei den Parallel- noch bei den Taillierten-Schlaufen zu sehen.

### 6.4.2. 45° Zugversuche mit optimal 3D-verstärkten Mini-TED Schlaufen

Die folgenden Untersuchungen konzentrieren sich auf das Schadensverhalten, das Erstversagen und die Maximalkraft von optimal 3D-verstärkten Schlaufen bei Zugbelastung unter 45°.

### ***Zugversuche unter 45° von optimal 3D-verstärkten Parallel-Schlaufen***

Die unverstärkte Parallel-Schleife zeigt ein lineares Verhalten bis zum Erstversagen infolge eines Zwischenfaserbruchs am Übergang von der Schleife zum Mittellaminat (siehe Bereich 2 in Abbildung 116). Nach dem ersten Anriss können weiter Lasten von der unverstärkten Parallel-Schleife aufgenommen werden, welches jedoch zum Risswachstum und schließlich bei der Maximalkraft zur kompletten Delamination der Schlaufenlagen vom Mittellaminat führt.

Die 3D-Verstärkung unter 45° führt zu einer leichten Verbesserung des Erstversagens indem die Nähte teilweise die interlaminaren Spannungen vor einem deutlichen Anriss aufnehmen (siehe Bereich 2 in Abbildung 116). Das Erstversagen tritt infolge des Bruchs des Innenrings auf mit einem gleichzeitigem Anriss zwischen den Schlaufenlagen und dem Mittellaminat. Nach dem ersten Zwischenfaserbruch nehmen die Nähte die ganzen interlaminaren Spannungen auf und erschweren somit einen Rissfortschritt bzw. das Abschälen der Schlaufenlagen vom Mittellaminat (siehe Abbildung 115). Bei steigender Last versagen einzelne Nähte, wobei das Risswachstum sehr gering ist (siehe Bereich 3 in Abbildung 116). Bei dem Erreichen der Maximalkraft versagen alle 3D-Verstärkungen zugleich und die Schlaufenlagen delaminieren vom Mittellaminat (siehe Schaden 2 in Abbildung 115). Hinzu kommt eine zweite Delamination im Mittellaminat, die sich ebenfalls vom Bolzen bis zur Einspannung erstreckt (siehe Schaden 3 in Abbildung 115). Das Restversagen tritt infolge Faserbruch in der Schleife auf, infolge eines Ausreißen des Bolzens (siehe Schaden 4 in Abbildung 115).

Die 3D-Verstärkungen unter 90° zeigen eine deutliche Verbesserung des Erstversagens auf (siehe Bereich 2 in Abbildung 116). Die CFK-Nähte und der CFK-Innenring erschweren den ersten Zwischenfaserbruch am Übergang von der Schleife zum Mittellaminat. Das Erstversagen tritt infolge eines Faserbruchs im Innenring auf mit gleichzeitigem Versagen der Trennschicht zwischen den Schlaufenlagen und dem Mittellaminat bis zur ersten Nahtreihe (siehe Abbildung 115). Bei steigender Last versagen nach und nach die Nahtreihen, wobei eine sehr hohe Maximalkraft erreicht wird (siehe Bereich 3 in Abbildung 116). Analog zu den 45° verstärkten Proben delaminieren die Schlaufenlagen vom Mittellaminat nach dem Versagen der letzten Nahtreihe. Zusätzlich ist eine zweite Delamination im Mittellaminat zu erkennen (siehe Schaden 3 und 4 in Abbildung 115). Das Restversagen tritt analog zur 45° verstärkten Schleife infolge eines Faserbruchs der Schlaufenlagen im Bereich des Scheitels auf.

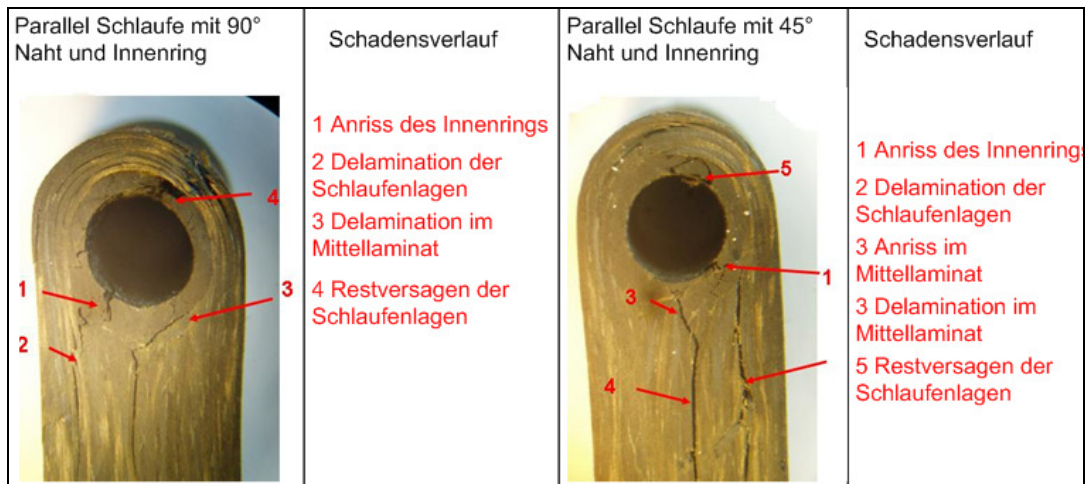


Abbildung 115: Schadenverlauf von optimal verstärkten Parallel-Schlaufen unter 45° Zuglast

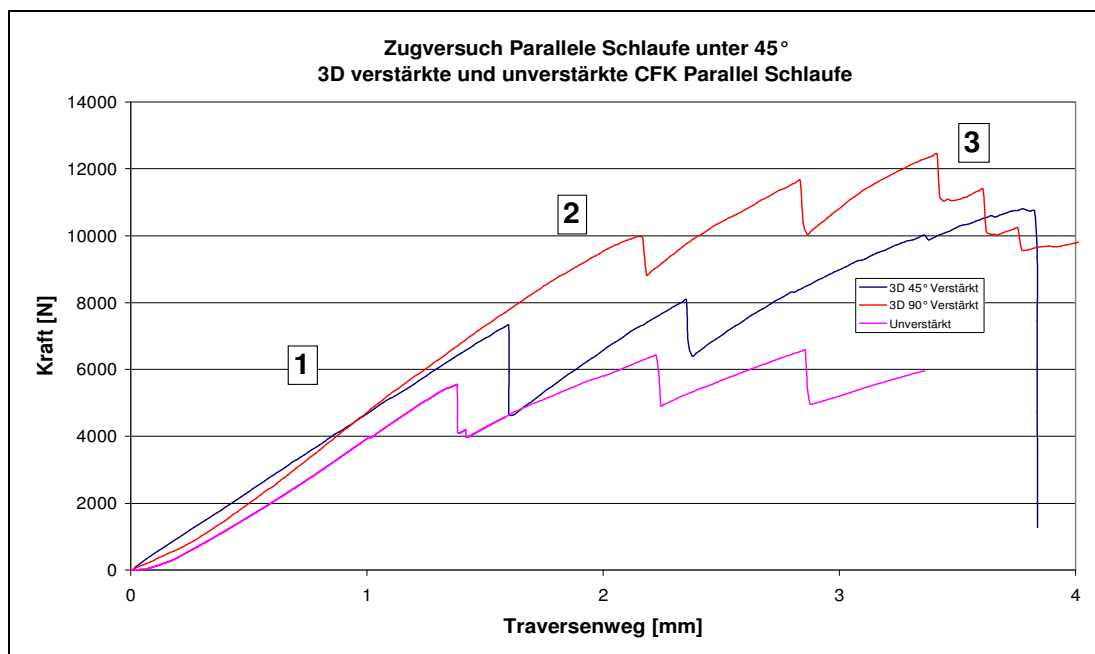


Abbildung 116: Zugversuch einer optimal 3D-verstärkten CFK Parallel-Schlaufe mit 45° Zuglast

### Zugversuche unter 45° von optimal 3D-verstärkten Taillierten-Schlaufen

Die unverstärkte Taillierten-Schlaufe versagt aufgrund eines Zwischenfaserbruchs am Übergang zum Mittellaminat (siehe Abbildung 117 und Bereich 2 in Abbildung 118). Mit leicht zunehmender Kraft führt das Erstversagen zu einem Abschälen des Mittellaminats von den Schlaufenlagen.

Die 3D-Verstärkung unter 45° zeigt einen leichten Anriss am Mittellaminat bei niedrigen Lasten auf (siehe Abbildung 117 und Bereich 1 in Abbildung 118). Die weitere Lastzunahme ist jedoch linear bis zum deutlichen Zwischenfaserbruch am Übergang von den Schlaufenlagen zum Mittellaminat und im Zwickel, welches als Erstversagen zu werten ist (siehe Abbildung 117 und Bereich 2 in Abbildung 118).

Nach dem Erstversagen werden die interlaminaren Spannungen nur noch von den CFK-Nähten getragen, wobei eine erhebliche Laststeigerung möglich ist (siehe Bereich 3 in Abbildung 118). Hierbei können Lasten ertragen werden die im Bereich der Maximalkraft vom 0° Zugversuch liegen (siehe Abbildung 118). Beim Versagen der 3D-Verstärkungen wachsen alle Risse bis zur Einspannung an, wodurch kaum noch Lasten zu ertragen sind (siehe Abbildung 117). Das Restversagen ist durch das Ausreißen des Bolzens in der Schlaufe bestimmt (siehe Schaden 6 in Abbildung 116).

Die unter 90° 3D-verstärkten Schlaufen zeigen ein lineares Lastverhalten bis zum Erstversagen auf (siehe Bereich 1 in Abbildung 118). Das Erstversagen tritt analog zu den 45° verstärkten Proben durch das Ablösen des Mittellaminats von den Schlaufenlagen mit zusätzlichem Bruch des Innenrings und Zwickels ein (siehe Abbildung 117). Anschließend tragen die 3D-Verstärkungen die interlaminaren Lasten, führen jedoch nur zu moderaten Laststeigerungen im Vergleich zur unverstärkten Probe (siehe Bereich 3 in Abbildung 118). Das Restversagen zeigt sich durch einen Bruch der Fasern in der Schlaufen (siehe Abbildung 117).

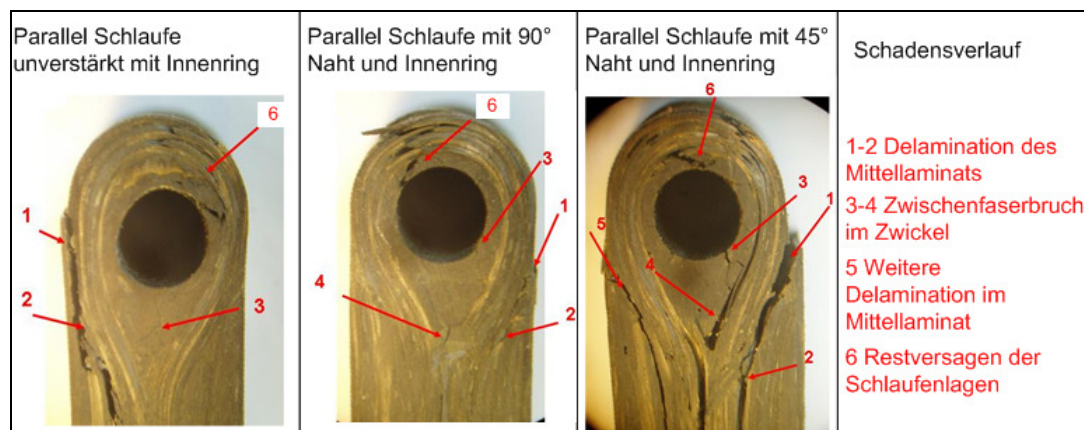


Abbildung 117: Schadensverlauf von optimal verstärkten Taillierten-Schlaufen unter 45° Zuglast

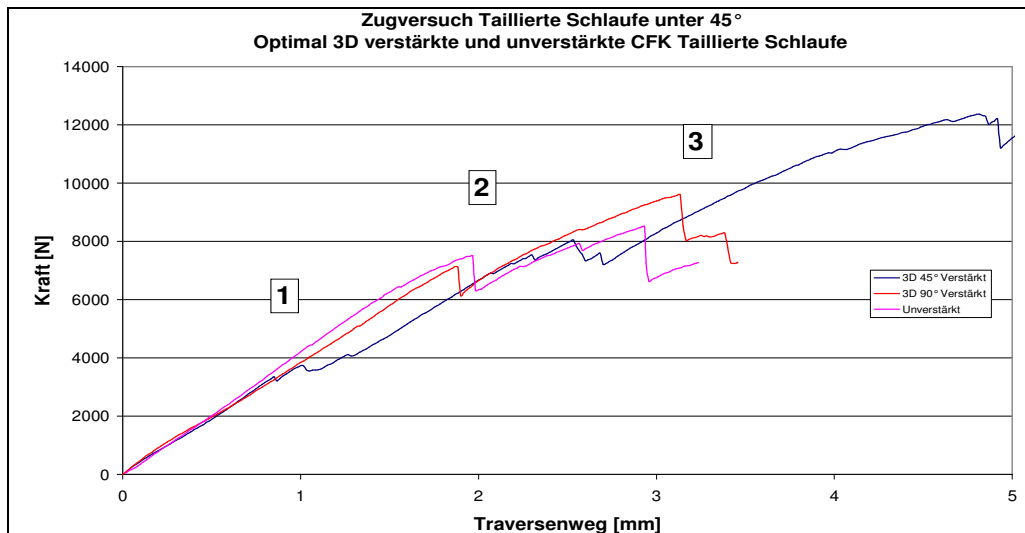


Abbildung 118: Zugversuch einer optimal 3D-verstärkten CFK Taillierten-Schlaufe mit 45° Zuglast

**Vergleich der unterschiedlichen Topologien mit 3D-Verstärkungen bei 45° Zuglast**

Die gemittelten Festigkeiten der unterschiedlichen Schlaufentopologien mit verschiedenen 3D-Verstärkungen wurde in Abbildung 119 verglichen. Das Erstversagen wird durch den vorderen Balken dargestellt und die Maximalkraft durch den hinteren.

Die Parallel-Schlaufe wird aufgrund der Zuglast unter 45° hoch auf interlaminaren Schub zwischen den Schlaufenlagen und dem Mittellaminat beansprucht. Dies führt zu einer geringen Festigkeit, da die Last primär von der Matrix getragen wird.

Die Parallel-Schlaufe zeigt auf, dass infolge der 3D-Verstärkung unter 45° das Erstversagen deutlich gesteigert werden kann (siehe Abbildung 119 und Tabelle 6). Das Restversagen kann ebenfalls erheblich gesteigert werden (siehe Abbildung 119). Die Verbesserungen der 3D-Verstärkung unter 90° sind annähernd doppelt so hoch wie im Vergleich zu den 45°-Nähten. Diese können die interlaminaren Spannungen am besten aufnehmen.

Tabelle 6: Zugversuche unter 450° Lastrichtung von 3D-verstärkten Parallel-Schlaufen

Verstärkung	Nein	3*3 unter 45°	3*3 unter 90°
Erstversagen	5300 N	6820 N	9070 N
Abweichung	-	29%	71%
Restversagen	7000 N	10450 N	12890 N
Abweichung	-	49%	84%

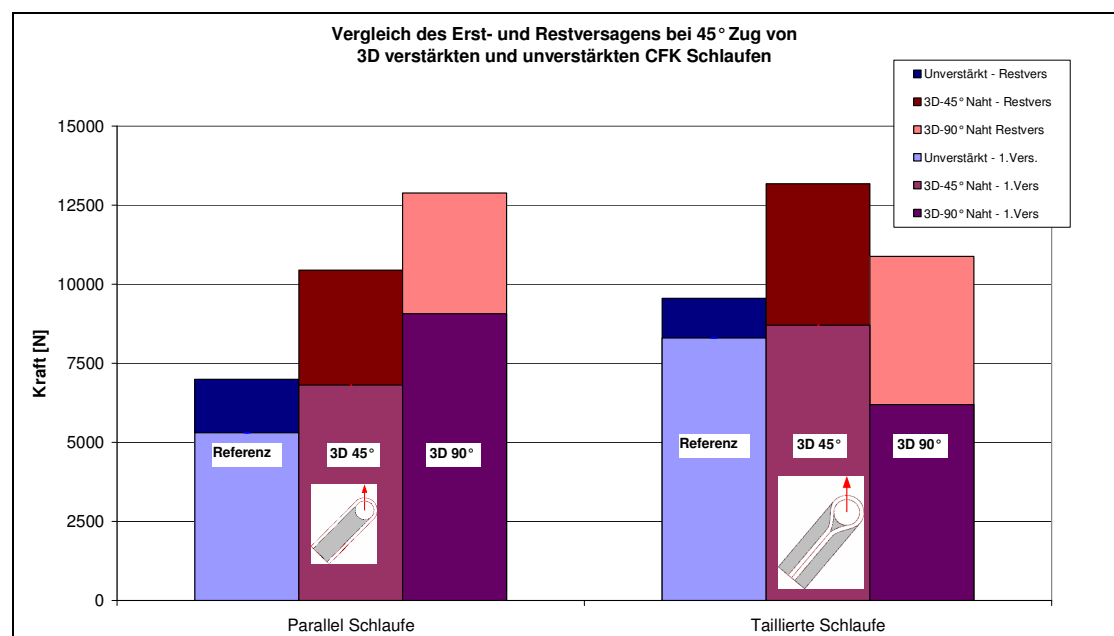
Die unverstärkte Taillierten-Schlaufe kann aufgrund der Lastrichtung entsprechender Geometrie höhere Lasten im Gegensatz zur Parallel-Schlaufe ertragen (siehe Abbildung 119). Die Schlaufenlagen hinter dem Bolzen sind in Lastrichtung ausgerichtet, welcher zu einer besseren Lastverteilung in der Schlaufe führt.

Das Erstversagen der Taillierten-Schlaufe kann mittels 3D-Verstärkungen unter 45° nur gering gesteigert werden (Tabelle 7). Die Verbesserung des Restversagens ist jedoch erheblich (siehe Abbildung 119 und Tabelle 7).

Die 3D-Verstärkung unter 90° der Taillierten-Schlaufen zeigte bei den 45° Zugversuchen eine deutliche Verringerung des Erstversagens. Das Restversagen kann nur moderat gesteigert werden (siehe Abbildung 119 und Tabelle 7).

**Tabelle 7: Zugversuche unter 45° Lastrichtung von 3D-verstärkten CFK Taillierten-Schlaufen**

Verstärkung	Nein	3*3 unter 45°	3*3 unter 90°
Erstversagen	8300 N	8700 N	6200 N
Abweichung	-	5%	-25%
Restversagen	9550 N	13200 N	10900 N
Abweichung	-	38%	14%



**Abbildung 119: Vergleich der 45° Festigkeiten von unverstärkten und optimal 3D-verstärkten Schlaufen**

Die 45° Zugversuche der Parallel-Schlaufe haben gezeigt, dass eine 3D-Verstärkung und insbesondere ein zusätzlicher Innenring das Erstversagen und die Maximallast erheblich verbessern können. Die 3D-Verstärkung der Taillierten-Schlaufe ist nur mit CFK Nähten unter 45° sinnvoll. Hier können ebenfalls deutliche Festigkeitserhöhungen erzielt werden.

### **6.4.3. 90° Zugversuche mit optimal 3D-verstärkten Mini-TED Schlaufen**

Die folgenden Untersuchungen konzentrieren sich mit dem Versagen und dem Schadensverhalten von 3D-verstärkten Schlaufen unter 90° Zuglast.

#### ***Zugversuche unter 90° von optimal 3D-verstärkten Parallel-Schlaufen***

Die Parallel-Schlaufe weist unter 90° Zuglast ein Erstversagen infolge eines Bruchs des Innenrings mit gleichzeitigem Zwischenfaserbruch zwischen den Schlaufenlagen und dem Mittellaminat auf (siehe Abbildung 120 und Abbildung 121). Bei weiterer Lasterhöhung werden die Schlaufenlagen vom Mittellaminat abgeschält (siehe Bereich 2 in Abbildung 121).

Die 3D-Verstärkung unter 45° lässt sich in den versagenskritischen Bereich einbringen, was zu einer Erhöhung der Erstversagenslast führt (siehe Abbildung 120 und Bereich 1 in Abbildung 121). Infolge des Erstversagens werden jedoch meist alle Nähte geschädigt. Somit kann die Restfestigkeit kaum erhöht werden (siehe Bereich 2 in Abbildung 121). Daher wurde bei den entsprechenden Proben die beim Erstversagen auftretende Last gleich der Maximalkraft gesetzt.

Die Verstärkung unter 90° bringt nur eine leichte Erhöhung der Erstversagenslast (siehe Abbildung 120 und Bereich 1 in Abbildung 121). Nach dem ersten Zwischenfaserbruch tragen die Nähte die interlaminaren Schälspannungen, wodurch die ertragbare Last steigt, bis die 3D-Verstärkungen bei Maximalkraft nach einander versagen (siehe Bereich 3 in Abbildung 121).

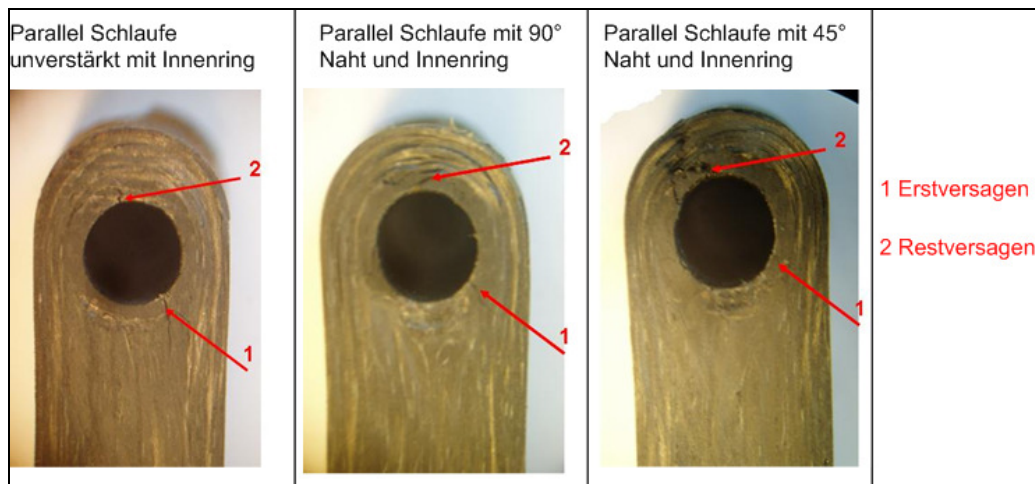


Abbildung 120: Schadenverlauf von optimal verstärkten Parallel-Schlaufen unter 90° Zuglast

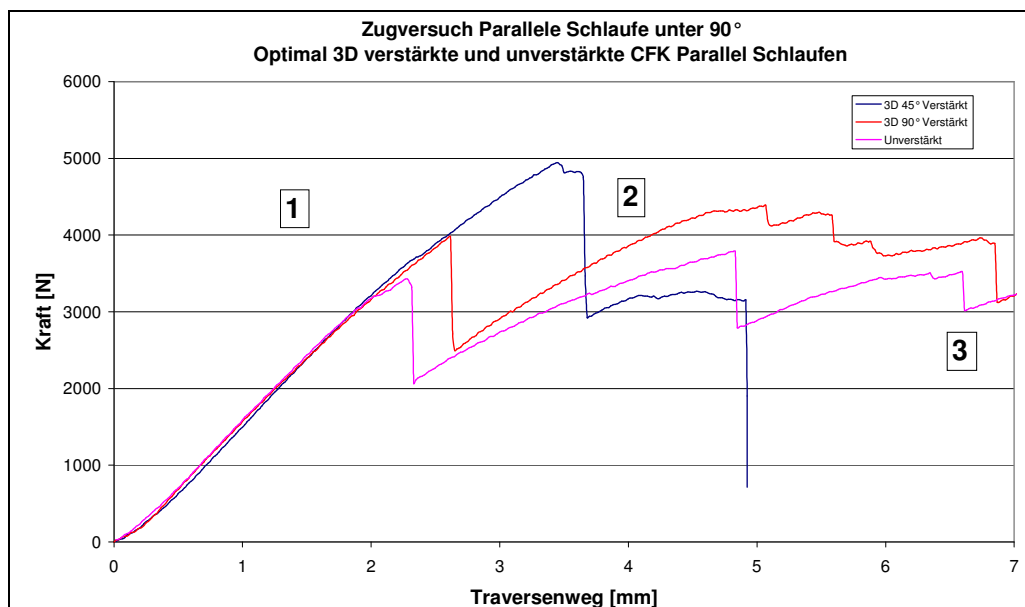


Abbildung 121: Zugversuch einer optimal 3D-verstärkten CFK Parallel-Schlaufe mit 90° Zuglast

Das Restversagen aller Parallel-Schlaufen tritt infolge eines Faserbruchs in der Schlaufe ein (siehe Abbildung 120).

### ***Zugversuche unter 90° von optimal 3D-verstärkten Taillierten-Schlaufen***

Die unverstärkte Taillierten-Schlaufe zeigte bei 90° Zuglast ein Erstversagen infolge eines Zwischenfaserbruchs zwischen den Schlaufenlagen und dem Mittellaminat auf (siehe Abbildung 123 und Bereich 2 in Abbildung 122). Anschließend delaminierten die Schlaufenlagen von dem Mittellaminat bis zu Einspannung bei kaum höheren Lasten (siehe Abbildung 122).



Die 3D-Verstärkung unter 45° führte zu einer erheblichen Steigerung des Erstversagens (siehe Bereich 2 in Abbildung 122). Die interlaminaren Schälspannungen wurden vor einem ersten deutlichen Anriss teilweise von den CFK Nähten aufgenommen. Das Erstversagen trat mit dem Bruch der ersten Nahtreihe und der Delamination zwischen den Schlaufenlagen und dem Mittellaminat auf (siehe Abbildung 123). Anschließend versagten die restlichen Nähte bei geringeren Lasten, welches zu weiteren Delaminationen führte (siehe Abbildung 123), die bis zur Einspannung anwuchsen (siehe Bereich 2 in Abbildung 122).

Die 3D-Verstärkung unter 90° zeigte ebenfalls eine deutliche Verbesserungen des Erstversagens auf (siehe Bereich 2 in Abbildung 122). Diese trat analog zur 45° Verstärkung infolge des Ablösens der Schlaufenlagen vom Mittellaminat auf, bei gleichzeitigem Bruch der ersten Nahtreihe. Anschließend versagten die weiteren Nähte wieder bei geringerer Belastung und führten zu fortschreitender Delaminationen (siehe Abbildung 123 und Bereich 2 in Abbildung 122).

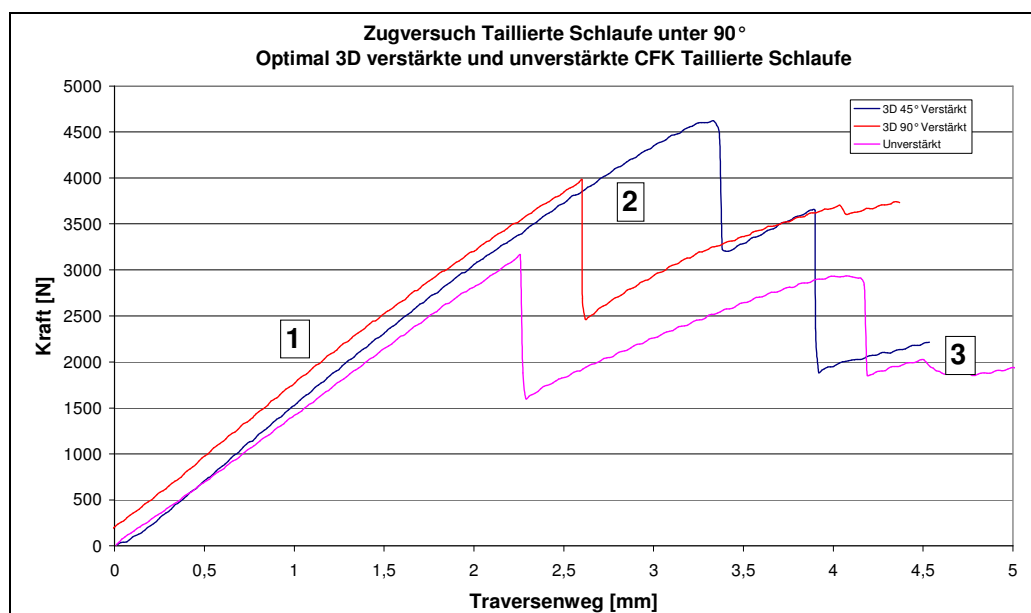


Abbildung 122: Zugversuch einer optimal 3D-verstärkten CFK Taillierten-Schlaufe mit 90° Zuglast

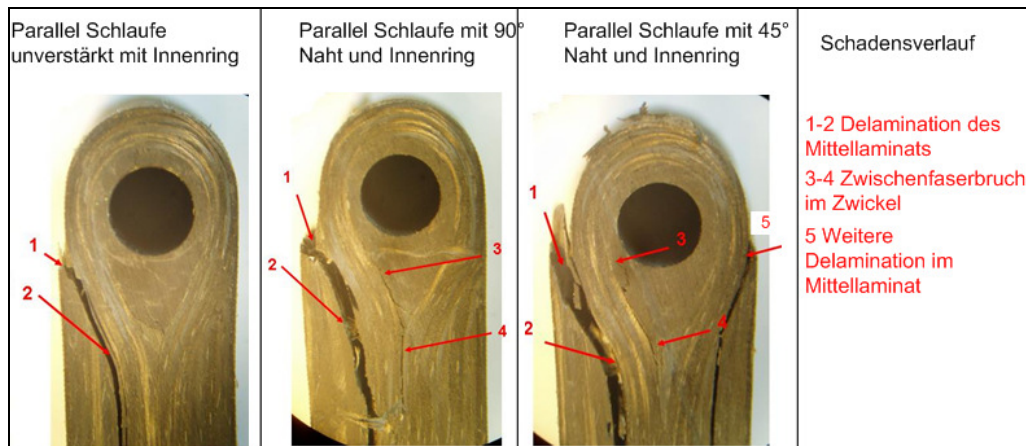


Abbildung 123: Schadensverlauf von optimal verstärkten Taillierten-Schlaufen unter 45° Zuglast

### ***Vergleich der unterschiedlichen Topologien mit 3D-Verstärkungen bei 90° Zuglast***

In Abbildung 124 ist ein Vergleich der gemittelten Festigkeiten bei 90° Zuglast von unverstärkten und optimal 3D-verstärkten Schlaufen dargestellt. Hierbei werden für zwei unterschiedliche Topologien das Erstversagen (vorderer Balken) und die Maximalkraft bzw. Restfestigkeit (hinterer Balken) aufgezeigt.

Die Parallel-Schlaufe zeigt ein niedriges Erstversagen auf, da die Belastung unter 90° Zuglast primär von der Matrix aufgenommen wird. Das Abschälen der Schlaufenlagen vom Mittellaminat führt zu einer Erhöhung der ertragbaren Lasten (siehe Abbildung 124).

Die 3D-Verstärkung unter 45° zeigt ein deutlich höheres Erstversagen im Vergleich zur unverstärkten Schlaufe (siehe Abbildung 124). Nach dem Erstversagen wirken die 3D-Verstärkungen als Rissstopper und führen ebenfalls zur Erhöhung des Restversagens (siehe Abbildung 124 und Tabelle 8).

**Tabelle 8: Zugversuche unter 45° Lastrichtung von 3D-verstärkten Parallel-Schlaufen**

Verstärkung	Nein	3*3 unter 45°	3*3 unter 90°
Erstversagenslast	3240 N	4420 N	3450 N
Abweichung	-	37%	7%
Restversagenslast	3690 N	4525 N	4340 N
Abweichung	-	23%	18%

Das Erstversagen der 90° verstärkten Schlaufen ist nur geringfügig höher im Vergleich zur unverstärkten Schlaufe (siehe Abbildung 124), da der kritische Bereich ohne Verstärkung ist. Die ertragbare Maximallast wird durch die 3D-Verstärkung

signifikant verbessert, in dem die 3D-Verstärkungen die Schälspannungen aufnehmen und dadurch als Rissstopper dienen.

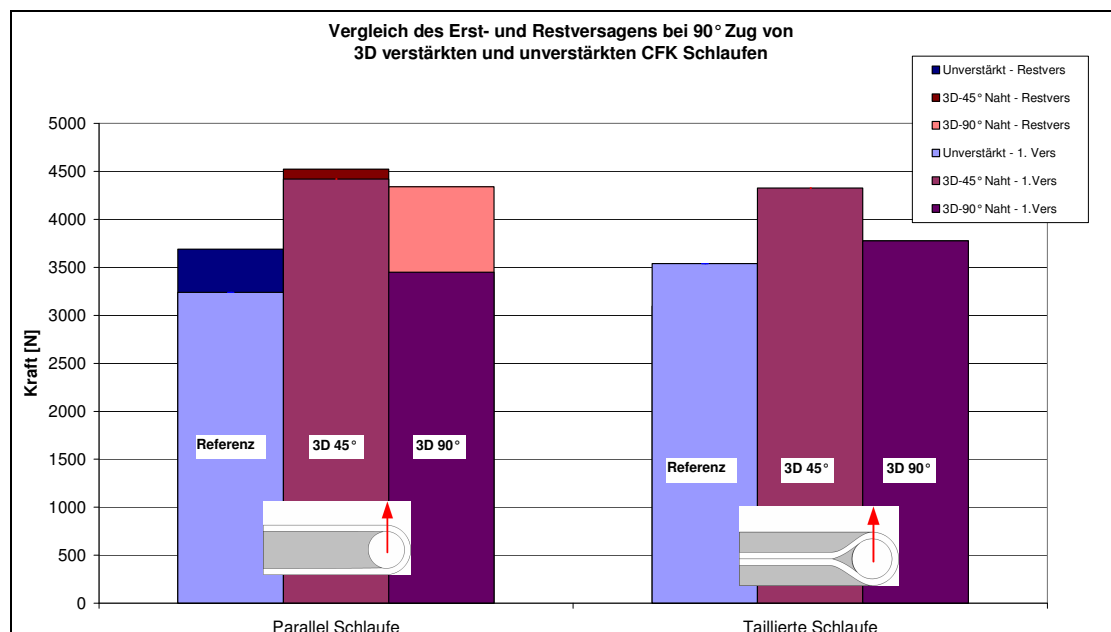
Die unverstärkten Taillierten-Schlaufen wiesen ein leicht höheres Erstversagen als die Parallel-Schlaufen auf (siehe Abbildung 124). Es hat sich jedoch gezeigt, dass die Restfestigkeit bei allen Verstärkungsvarianten geringer war als das Erstversagen, womit die Maximalkraft beim Erstversagen auftrat.

Die 3D-Verstärkung unter 45° zeigte eine deutliche Verbesserung des Erstversagens gegenüber der unverstärkten Schlaufe (siehe Abbildung 124 und Tabelle 9). Der Nahtwinkel unter 45° ermöglicht es, die 3D-Verstärkungen im kritischen Bereich einzubringen.

Das Erstversagen der 90° vernähten Taillierten-Schlaufe konnte nur moderat verbessert werden (siehe Abbildung 124).

**Tabelle 9: Zugversuche unter 45° Lastrichtung von 3D-verstärkten Taillierten-Schlaufen**

Verstärkung	Nein	3*3 unter 45°	3*3 unter 90°
Erstversagenslast	3540 N	4330 N	3770 N
Abweichung	-	22%	7%



**Abbildung 124: Vergleich der 90° Festigkeiten von unverstärkten und optimal 3D-verstärkten Schlaufen**

Die Versuche haben gezeigt, dass die Taillierten-Schlaufe aufgrund ihrer Geometrie eine bessere Lastverteilung und dadurch ein höheres Erstversagen hat. Der Schälwiderstand der Parallel-Schlaufe ist jedoch höher, welches zu einer höheren ertragbaren Maximallast führt. Bei der Parallel- und Taillierten-Schlaufe hat sich gezeigt, dass eine 3D-Verstärkung unter  $45^\circ$  am vorteilhaftesten ist.

## 6.5. Fertigung von 3D-verstärkten Querlenker Schlaufen

Das Ziel der folgenden Untersuchungen ist das Schadensverhalten von 3D-verstärkten FVK Schlaufen bei statischen und dynamischen Lasten zu prüfen. Im vorigen Kapitel wurde der Einfluss von optimierten 3D-Verstärkungen auf Erst- und Restversagen, sowie die dabei maximal ertragbare Last untersucht. Die neuen Versuche sollen nun auf andere Schlaufengeometrien (siehe Abbildung 125) erweitert werden, wobei die dynamische Festigkeit von besonderem Interesse ist.



Abbildung 125: Querlenker Schlaufe mit Lastrichtungen

Die Querlenker Schlaufe entspricht prinzipiell einer Parallel-Schlaufen-Topologie. Im Gegensatz zur Mini-TED ist das Verhältnis des äußeren zum inneren Schlaufenradius sehr klein. Der Bolzendurchmesser der Querlenker Schlaufe ist 7 mal größer als der der Mini-TED Schlaufen, wobei die Breite des Querlenkers um nur 25% gegenüber der Mini-TED Schlaufen zugenommen hat. Der Lasteinleitungsbolzen hat somit ein vielfach größeres Trägheitsmoment bei gering veränderter Einspannlänge, so dass die Bolzenbiegung keinen Einfluss auf die Versuchsergebnisse hat.

Die Fertigung der Querlenker Schlaufen erfolgte analog zu den Mini-TED Schlaufen in Textiltechnik. Dadurch konnten die 3D-Verstärkungen in  $90^\circ$  und  $45^\circ$  mit der Tufting Nähetechnik in die Schlaufe eingebracht werden.

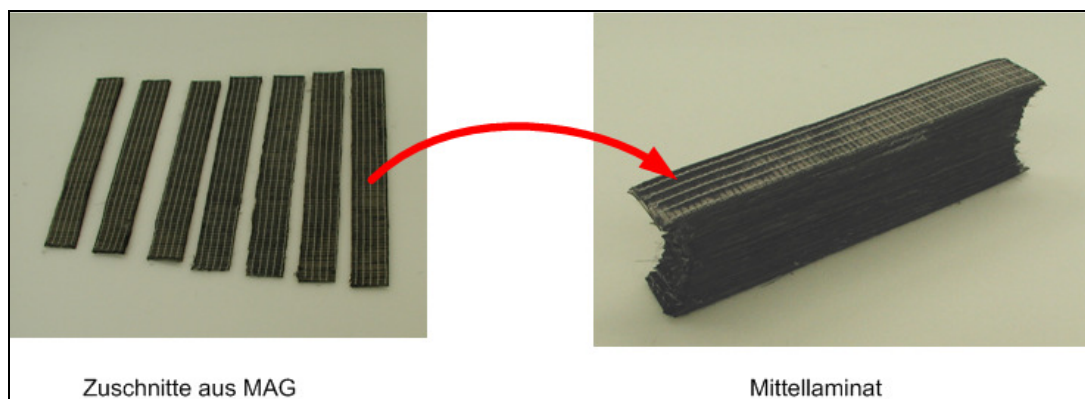
### *Fertigung des Mittellaminats*

Das Mittellaminat besteht, analog zur Mini-TED Schlaufe, aus einem monolithischen Aufbau. Die UD-Schicht des Mittellaminats ist parallel der UD-Schicht der Schlaufe,

wobei die  $0^\circ$  Richtung identisch ist. Der Lagenaufbau des Mittellaminats ist quasi-isotrop mit folgendem Lagenverhältnis:

- 25% mit  $0^\circ$  Lagen
- 50% mit  $-45^\circ$  und  $+45^\circ$  Lagen
- 25% mit  $90^\circ$  Lagen

Die einzelnen Zuschnitte bestehen aus so genannten Multi-Axial-Gelegen (MAG) mit unterschiedlicher Länge, so dass diese an beiden Enden einen Radius bilden (siehe Abbildung 126). Die einzelnen Lagen sind in der Mitte miteinander gebündelt. Der Bereich nahe an den Radien darf nicht gebündelt werden, um hier die 3D-Verstärkungen einbringen zu können.



**Abbildung 126: Fertigung des Mittellaminats der Querlenker Schlaufen**

Nach dem Legen des Mittellaminats wird dieses in eine Wickelvorrichtung mit zwei Teflonbuchsen plaziert (siehe Abbildung 127).



**Abbildung 127: Vorrichtung zum Wickeln der Schlaufen mit Mittellaminat und Teflonbuchsen**

### ***Wickeln der Schlaufe***

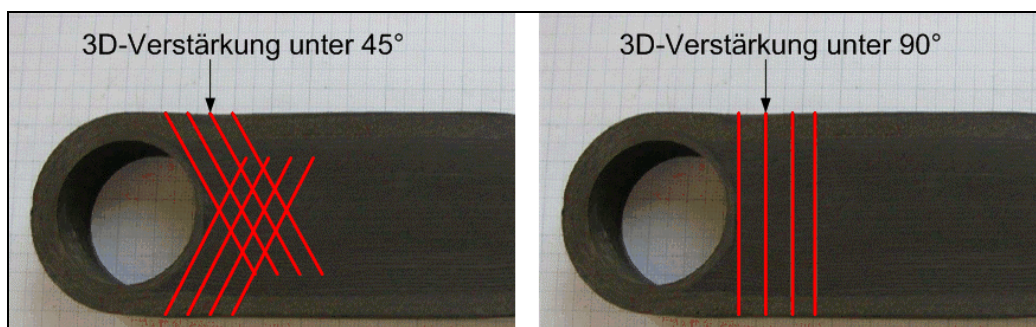
Die Schlaufenlagen wurden mit einem UD-Gewebe Band gewickelt. Das UD-Gewebe hat in Kettrichtung HTA Kohlenstofffasern (98%) und in Schussrichtung werden die UD-Lagen mit Binderfäden (2%) teilweise aus Grylon und Glas fixiert. Die UD-Lagen werden aufeinander gelegt und an den Radien sowie in der Mittel zu einander fixiert (siehe Abbildung 128). Der restliche Bereich bleibt ungebündert, um später die 3D-Verstärkungen einbringen zu können.



**Abbildung 128: unverstärkte Querlenkerschlaufe nach dem Wickeln der Schlaufenlagen**

### ***Einbringen der 3D-Verstärkung***

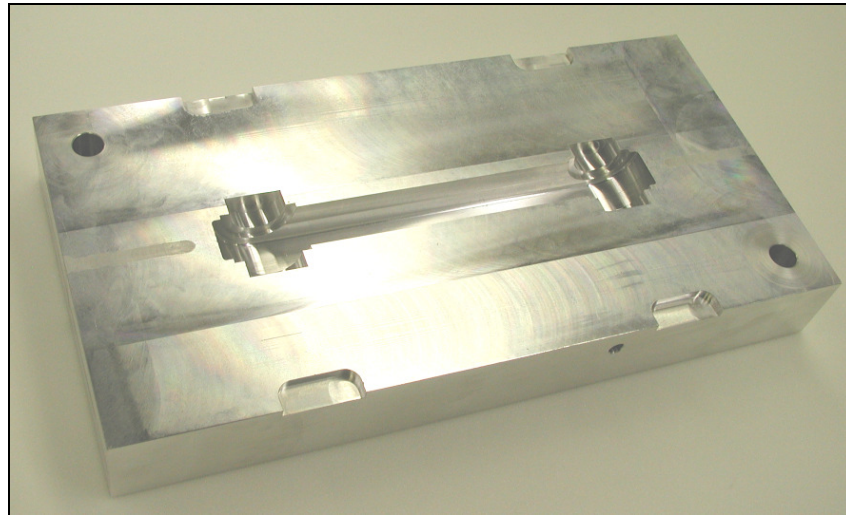
Die 3D-Verstärkung wird nach dem Wickeln der Schlaufenlagen unter  $90^\circ$  und  $45^\circ$  eingebracht (siehe Abbildung 129). Analog zu den Mini-TED Schlaufen wurden die CFK-Nähte per Hand in die Querlenkerschlaufen eingebracht. Für die Vernähung unter  $45^\circ$  ist es vorteilhaft einen Fräskeil zu verwenden, um den Nahtwinkel zu gewährleisten. Aufgrund der großen Bauteildicke, war es nicht möglich die Fäden bei der  $45^\circ$ -Naht durch das gesamte Bauteil einzubringen (siehe Abbildung 129). Bei ca.  $2/3$  der Bauteiltiefe war die Nadel am Anschlag, so dass die 3D-Verstärkung in  $45^\circ$  von der Ober- und Unterseite eingebracht werden musste. Beim Vernähen unter  $90^\circ$  konnte nur von einer Seite vernäht werden, da die Nadel lang genug war. Der Nahtabstand von 3mm in Spannweite und Tiefe wurde mittels einer Schablone vorgegeben, die nach dem Nähen wieder entfernt wurde.



**Abbildung 129: Querlenkerschlaufen mit 3D-Verstärkung unter  $34^\circ$  und  $90^\circ$**

### *Infiltration der Querlenkerschlaufe*

Die fertige Preform wurde in einem RTM Fertigungswerkzeug ausgehärtet (siehe Abbildung 130). Infiltrationsversuche haben gezeigt, dass eine stehende Anordnung der Schlaufe im Werkzeug (siehe Abbildung 130) für die Entformung geeigneter ist als eine liegende. Des Weiteren sollten die Seitenwände im Werkzeug um ca. 3° bis 5° nach Außen geneigt sein, um das Entformen zu erleichtern.



**Abbildung 130: Untere Hälfte des RTM Fertigungswerkzeugs für die Querlenker Schlaufe**

Vorversuche zur Fertigung des Querlenkers mit der Wickeltechnik haben gezeigt, dass es infolge des fehlenden Binders im Bereich der 3D-Verstärkung zu Ondulationen der Schlaufenlagen direkt am Übergang zum Mittellaminat kam. Daher wurde ein Keil mittig in das Fertigungswerkzeug eingelegt, um die Schlaufen während des Kompaktierens im Werkzeug im Bereich des Übergangs von den Schlaufenlagen zum Mittellaminat zu straffen. Dies führte zu einem Knick in den Schlaufenlagen im unkritischen Bereich in der Bauteilmitte (siehe Abbildung 131). Dieser Bereich ist jedoch weit vom kritischen Bereich des Versagens entfernt und hatte somit keine Auswirkung auf die Versuche.



**Abbildung 131: Querlenker Schlaufe mit 3D-Verstärkung.**

Die Ondulationen in den Schlaufenlagen können mit anderen Fertigungsverfahren wie z.B. der Flechttechnik vermieden werden, da hier die Schlaufenlagen straff um das Bauteil gelegt werden. Erste Fertigungsverfahren mit der Flechttechnik waren erfolgsversprechend, sind jedoch nicht Bestandteil der Untersuchungen.

## **6.6. Experimentelle Untersuchung von 3D-verstärkten Querlenker Schlaufen**

### **6.6.1. Festigkeitsversuche der Querlenker Schlaufen**

Festigkeitsversuche beinhalteten statische Versuche unter  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  und  $90^\circ$  sowie dynamische Versuche unter  $0^\circ$  und  $90^\circ$  mit unterschiedlichen Lastniveaus. Die hierbei untersuchten Varianten der Querlenkerschlaufen waren:

- Unverstärkte Schlaufen
- Unverstärkte Schlaufen mit Innenring
- $45^\circ$  3D-verstärkte Schlaufen
- $45^\circ$  3D-verstärkte Schlaufen mit Innenring
- $90^\circ$  3D-verstärkte Schlaufen mit Innenring (nur für  $90^\circ$  Zuglast)

### **6.6.2. Versuchsaufbau der Querlenker Schlaufen**

Die Versuche der Querlenker Schlaufen wurden in einer dynamischen Zug/Druck Prüfmaschine durchgeführt. Die Einspannung der Schlaufen bei  $0^\circ$  Zuglast konnte mittels einer einfachen Gabel-Vorrichtung erfolgen (siehe Abbildung 132). Die Prüfung unter  $45^\circ$  und  $90^\circ$  benötigte jedoch eine aufwendigere Versuchsvorrichtung. Hierbei wird die Schlaufe zwischen einer Trägerplatte einen Niederhalter geklemmt (siehe Abbildung 132). Um einen evtl. Dickenausgleich zu kompensieren, wurde ein zusätzlicher Klemmkeil zwischen Querlenker Schlaufe und Trägerplatte verwendet. Das nach vorne herausstehende Schlaufenauge wurde mittels der Gabel-Vorrichtung auf Zug unter  $45^\circ$  und  $90^\circ$  belastet. Dies wurde durch ein Drehen der Trägerplatte erreicht (siehe Abbildung 132).



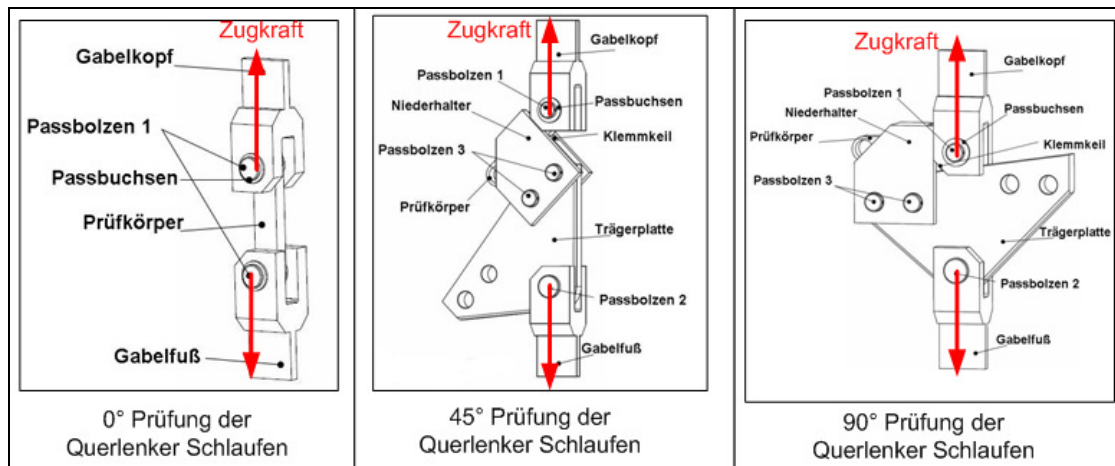


Abbildung 132: Versuchsvorrichtung für Querlenker Schlaufen

### 6.6.3. Statische Versuche

#### *Statische Zugversuche unter 0°*

Die statischen Zugversuche unter 0° haben gezeigt, dass ein Erstversagen zwischen den Schlaufenlagen und dem Mittellaminat auftritt. Da die Schlaufenlagen bei 0° Zuglast nicht zusätzlich geklemmt waren, führte das Erstversagen zu einer Ablösung der Schlaufe, so dass das Restversagen infolge des Faserbruchs am Schlaufenscheitel nicht bestimmt werden konnte.

Die statischen Versuche der unverstärkten Schlaufe zeigten mit 52300 N die geringsten Festigkeiten auf (siehe Abbildung 133). Die 3D-Verstärkung unter 45° führt zu einer leichten Verbesserung der Festigkeiten (siehe Tabelle 10).

Die Implementierung eines zusätzlichen Innenrings bewirkt eine erhebliche Verbesserung der Festigkeiten (siehe Tabelle 10). Dies ist darauf zurückzuführen, dass durch den Innenring die Verbindung zwischen Schlaufenlagen und Mittellaminat zusätzlich mit Fasern verstärkt ist. Durch eine 3D-Verstärkung, die teilweise auch durch den Innenring verläuft, kann die Festigkeit weiter leicht gesteigert werden (siehe Tabelle 10).

Tabelle 10: Zugversuche unter 0° Lastrichtung von 3D-verstärkten Querlenkerschlaufen

Verstärkung	Unverstärkt	Unverstärkt	3D unter 45°	3D unter 45°
Innenring	Nein	2mm CFK	Nein	2mm CFK
Erstversagen	52300 N	62700 N	54300 N	63400 N
Verbesserung	-	20%	4%	22%

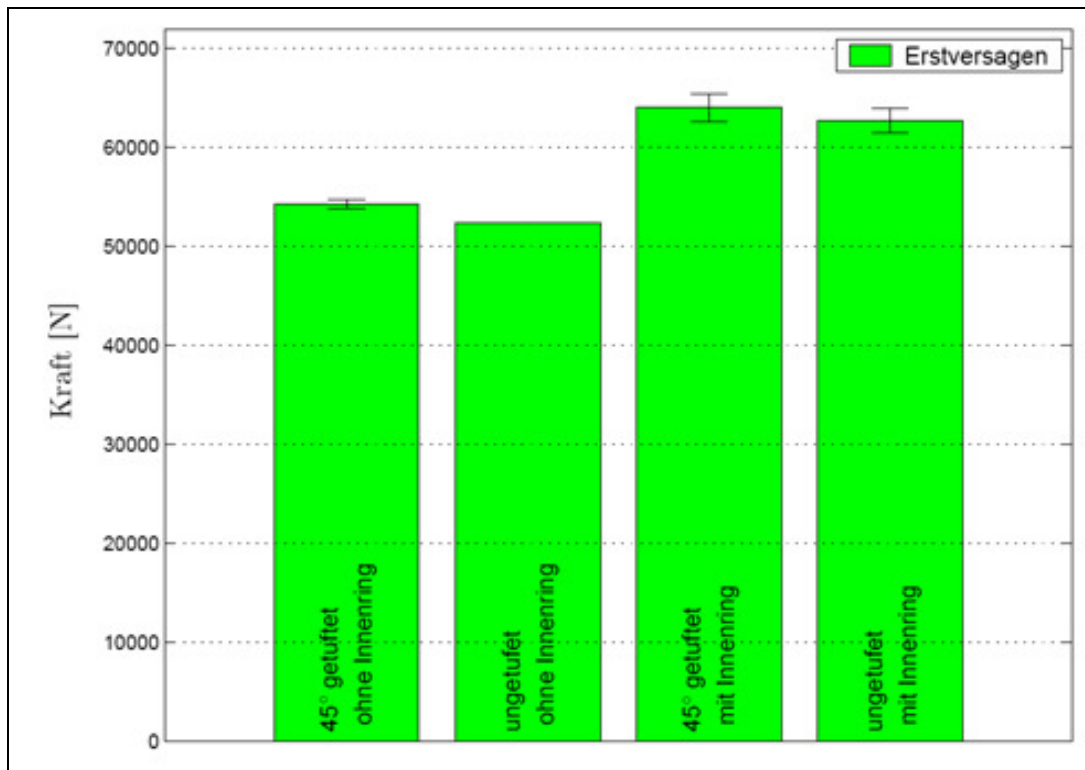


Abbildung 133: Vergleich der Querlenkerschlaufen bei 0° Zuglast

Die Versuche haben gezeigt, dass mit einer 3D-Verstärkung und einem zusätzlichen Innenring die Festigkeiten bei 0° Zuglast insgesamt um 22% verbessert werden können.

### ***Statische Festigkeit unter 45° Zuglast***

Die Zugversuche unter 45° Zuglast zeigten ein Erstversagen der Querlenkerschleife infolge eines Zwischenfaserbruchs am Übergang vom Mittellaminat zu den Schlaufenlagen auf. Das Restversagen zeigte sich durch einen Faserbruch in der Schleife.

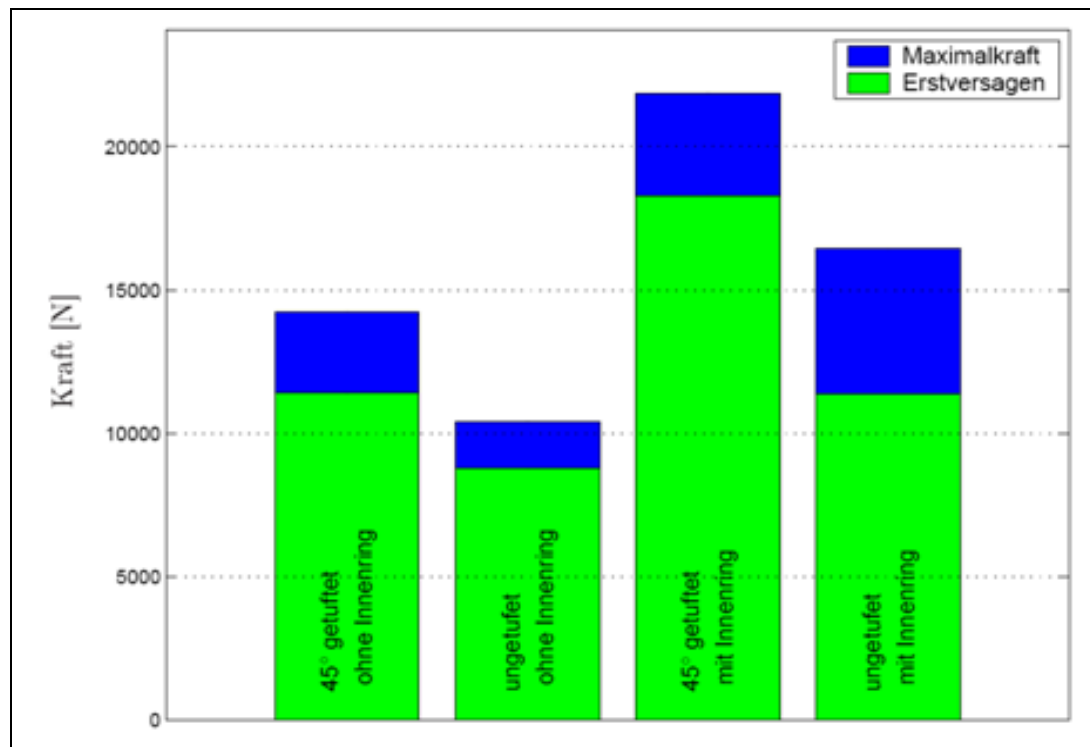
Die unverstärkte Schleife führte mit 8700 N zu den geringsten Festigkeiten für das Erst- und mit 10400 N auch für das Restversagen. Die 3D-Verstärkung unter 45° führt zu einer signifikanten Verbesserung der Festigkeiten für das Erst- und Restversagen (siehe Tabelle 1 und Abbildung 134).

Der zusätzlich implementierte Innenring führt zu einer gleichwertigen Verbesserung des Erstversagens wie die 3D-Verstärkung gegenüber der unverstärkten Schleife. Das Restversagen kann jedoch erheblich gesteigert werden. Die 3D-Verstärkung führt nochmals zu einer sehr großen Erhöhung der Festigkeiten gegen Erst- und Restversagen (siehe Tabelle 1 und Abbildung 134).

Die Zugversuche unter 45° haben gezeigt, dass die Festigkeit infolge einer 3D-Verstärkung und einem zusätzlichen Innenring um 208% gegen Erstversagen und um 209% gegenüber Restversagen gesteigert werden kann. Diese Werte zeigen das enorme Potential von 3D-Verstärkungen.

**Tabelle 11: Zugversuche unter 0° Lastrichtung von 3D-verstärkten Querlenkerschlaufen**

Verstärkung	Unverstärkt	Unverstärkt	3D unter 45°	3D unter 45°
Innenring	Nein	2mm CFK	Nein	2mm CFK
Erstversagen	8700 N	11400 N	11400 N	18300 N
Verbesserung	-	30%	30%	208%
Restversagen	10400 N	16400 N	14200 N	21800 N
Verbesserung	-	58%	37%	209%



**Abbildung 134: Vergleich der Querlenkerschlaufen bei 45° Zuglast**

### ***Statische Festigkeit unter 90° Zuglast***

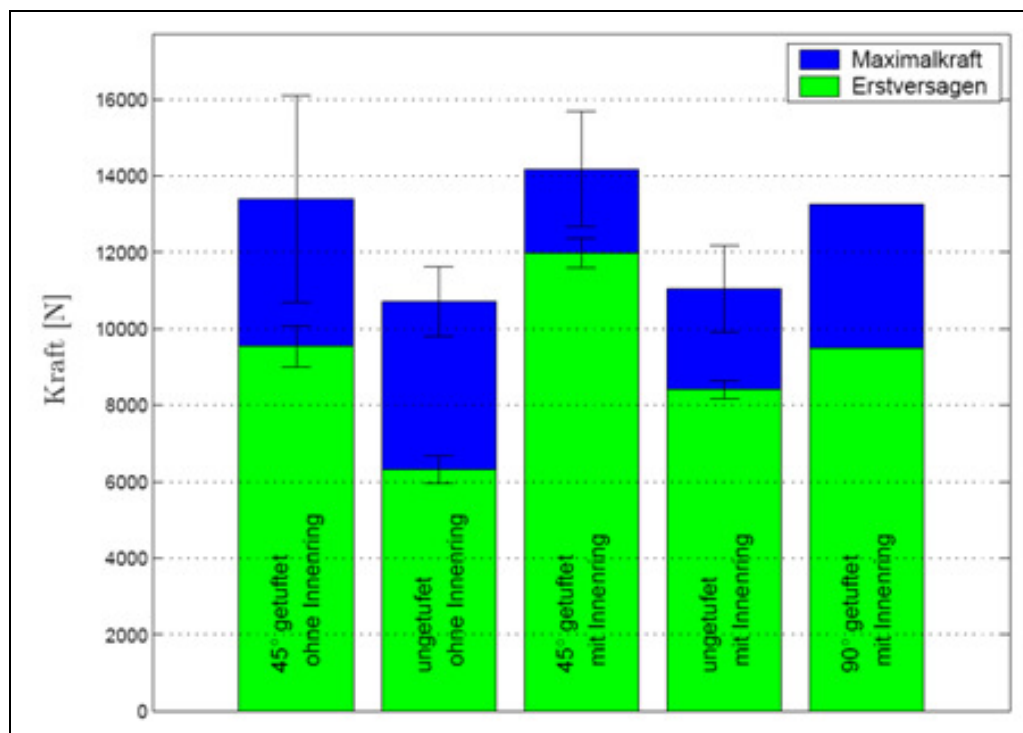
Die Querlenkerschlaufen haben bei den statischen Zugversuchen unter 90° ähnliche Schadensverläufe gezeigt wie bei den 45° Zugversuchen. Das Erstversagen trat analog zu den Mini-TED Schlaufen infolge eines Zwischenfaserbruchs am Übergang von der Schlaufe zum Mittellaminat auf und das Restversagen zeigte sich durch einen Faserbruch in der Schlaufe (siehe Kapitel 3.3.2).

Die unverstärkte Schlaufe zeigte, wie schon bei den 0° und 45° Versuchen, die niedrigste Festigkeit gegen das Erstversagen mit 6,3 kN und das Restversagen mit 10,7 kN auf (siehe Abbildung 135).

Die 3D-Verstärkung unter 45° führt zu einer erheblichen Verbesserung des Erstversagens und einer leichten Steigerung des Restversagens (siehe Abbildung 135 und Tabelle 12). Der zusätzliche Innenring verbessert das Erstversagen moderat, jedoch ist beim Restversagen keine Steigerung zu erkennen (siehe Abbildung 135), da hier das Abschälen nicht behindert wird. Die 3D-Verstärkung unter 45° führt bei den Schlaufen mit einem Innenring zur höchsten Steigerung des Erst- und Restversagens (siehe Abbildung 135 und Tabelle 12). Die 3D-Verstärkung unter 90° führt nur zu einer leichten Steigerung des Erst- und Restversagens (siehe Abbildung 135).

**Tabelle 12: Zugversuche unter 0° Lastrichtung von 3D-verstärkten Querlenkerschlaufen**

Verstärkung	Unverstärkt	Unverstärkt	3D - 45°	3D - 45°	3D - 90°
Innenring	Nein	2mm CFK	Nein	2mm CFK	2mm CFK
Erstversagen	6300 N	8400 N	9500 N	12000 N	9300 N
Verbesserung	-	33%	51%	90%	14%
Restversagen	10700 N	11000 N	13600 N	14200 N	13300 N
Verbesserung	-	3%	27%	33%	24%



**Abbildung 135: Vergleich der Querlenkerschlaufen bei 90° Zuglast**

Die Versuche mit 90° Querkraftlast haben gezeigt, dass die Festigkeiten mittels 3D-Verstärkung unter 45° und einem zusätzlichen Innenring gegenüber der unverstärkten Schlaufe um 90% gegenüber dem Erstversagen und 33% für das Restversagen verbessert werden können.

#### **6.6.4. Dynamische Versuche**

Die dynamischen Festigkeiten von FVK Schlaufen wurden mittels Zugschwellversuche bestimmt. Die Auswirkung der 3D-Verstärkung auf die Lebensdauer war von besonderem Interesse. Das Verhältnis der oberen und unteren Zugschwelllasten lag hier bei 10:1. Die maximale obere Zugschwelllast war gleich dem Erstversagen in der jeweiligen Verstärkungsvariante und Lastrichtung. Die experimentellen Untersuchungen wurden mit je 3-5 Proben pro Verstärkungsvariante durchgeführt, wobei die einzelnen Proben mit unterschiedlichen Zugschwelllast geprüft wurden.

Aufgrund der Streuung in den Messpunkten wurde eine Ausgleichskurve für die Wöhlerkennlinien definiert. Die gemittelten statischen Festigkeiten dienen hierbei als Startpunkt. Anhand der Messpunkte wurde die Ausgleichsgerade im Doppellogarithmischen Diagramm bestimmt (siehe Abbildung 136 und Abbildung 137).

##### ***Zugschwellversuche unter 0°***

Das Schadensverhalten der Schlaufen im Lebensdauertest war identisch mit den statischen Versuchen, indem die Schlaufenlagen vom Mittellaminat delaminierten.

Die dynamischen Versuche unter 0° Zugrichtung haben gezeigt, dass die unverstärkte Schlaufe die geringsten dynamischen Festigkeiten besitzt. Nach 100.000 Lastwechseln fällt die Festigkeit auf ca. 55% der statischen Festigkeit (28000 N) ab (siehe Abbildung 136).

Ein ähnliches Verhalten ist ebenfalls bei der unverstärkten Probe mit Innenring zu beobachten. Der Festigkeitsabfall ist identisch mit der unverstärkten Probe. Aufgrund der höheren statischen Festigkeit beträgt die dynamische Festigkeit bei 100.000 Lastwechseln 35000 N (siehe Abbildung 136).

Die 3D-verstärkte Schlaufe zeigt einen geringeren Abfall der Festigkeiten über die Lebensdauer. Nach 100.000 Lastwechseln beträgt die dynamische Festigkeit (34000 N) noch ca. 62% des statischen Erstversagens (siehe Abbildung 136).

Dieses Lebensdauerverhalten kann ebenfalls bei der 3D-verstärkten Schlaufe mit Innenring festgestellt werden. Die dynamische Festigkeit bei 100.000 Lastwechseln

beträgt 40000 N, welches ebenfalls 62% der statischen Festigkeit entspricht (siehe Abbildung 136).

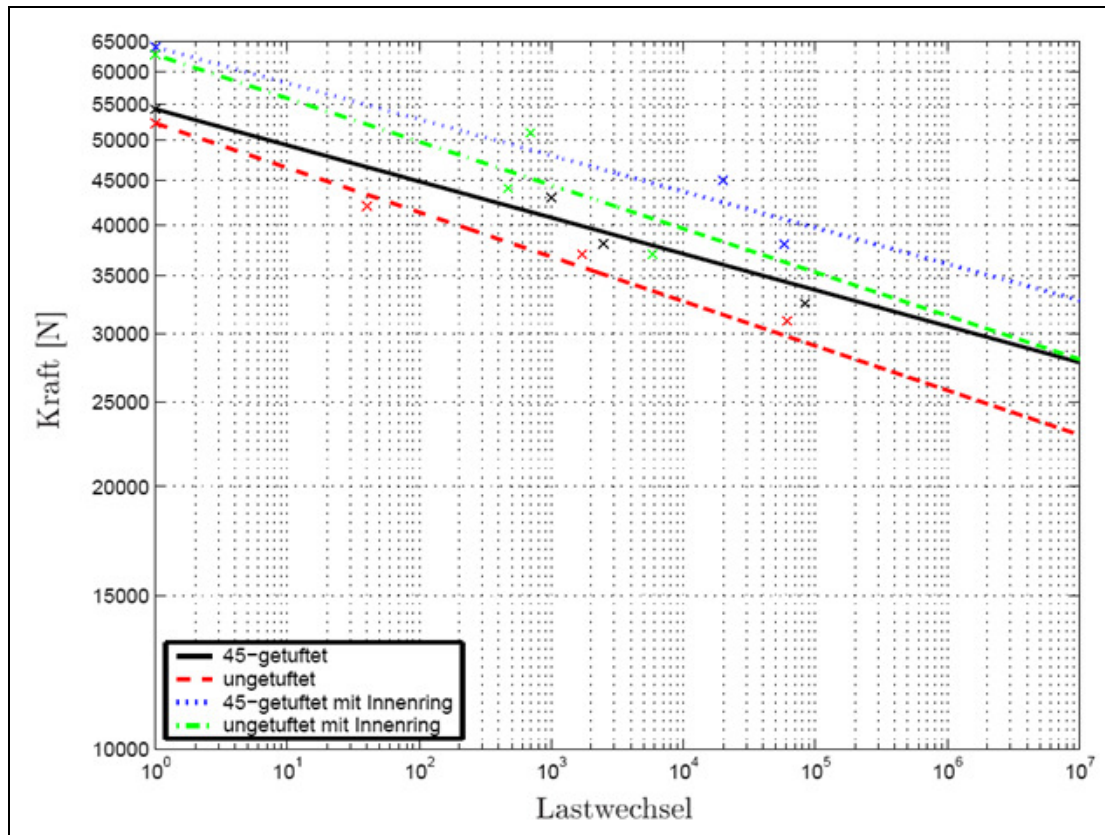


Abbildung 136: Wöhlerkurven für die Querlenkerschlaufen unter 0° Zugschwellbelastung

### Zugschwellversuche unter 90°

Die CFK Schlaufen zeigten bei den Lebensdauererprobungen mit 90° Zuglast ein identisches Schadensverhalten wie bei den statischen Versuchen. Aufgrund eines Zwischenfaserbruchs delaminierten die Schlaufenlagen von dem Mittellaminat. Die hierbei auftretende Steifigkeitsänderung der Bauteile, dient der Bestimmung der Lebensdauerfestigkeit.

Die unverstärkte Schlaufe hat bei den Zugschwellversuchen unter 90° Lastrichtung die geringsten Festigkeiten aufgezeigt. Die dynamische Festigkeit bei 100.000 Lastwechseln betrug 3500 N, welches 2/3 der statischen Festigkeit entspricht (siehe Abbildung 137).

Ein ähnliches Lebensdauerverhalten ist ebenfalls bei der unverstärkten Probe mit Innenring zu beobachten. Analog zu der unverstärkten Schlaufe fällt die dynamische Festigkeit bei 100.000 Lastwechseln auf 5300 N ab, welches 2/3 der statischen Festigkeit entspricht (siehe Abbildung 137).

Die unter 45° 3D-verstärkte Schlaufe zeigt einen niedrigeren Abfall der dynamischen Festigkeit über die Lastwechselanzahl. Diese beträgt bei 100.000 Lastwechseln mit 6800 N noch 70% der statischen Festigkeit (siehe Abbildung 137).

Der zusätzliche Innenring der unter 45° 3D-verstärkten Probe führt zwar zu den höchsten Festigkeiten, der Abfall über die Lastwechselanzahl ist jedoch leicht höher als bei der verstärkten Probe ohne Innenring (siehe Abbildung 137). Bei 100.000 Lastwechseln beträgt die dynamische Festigkeit 8800 N, welches 66% der statischen Festigkeit entspricht.

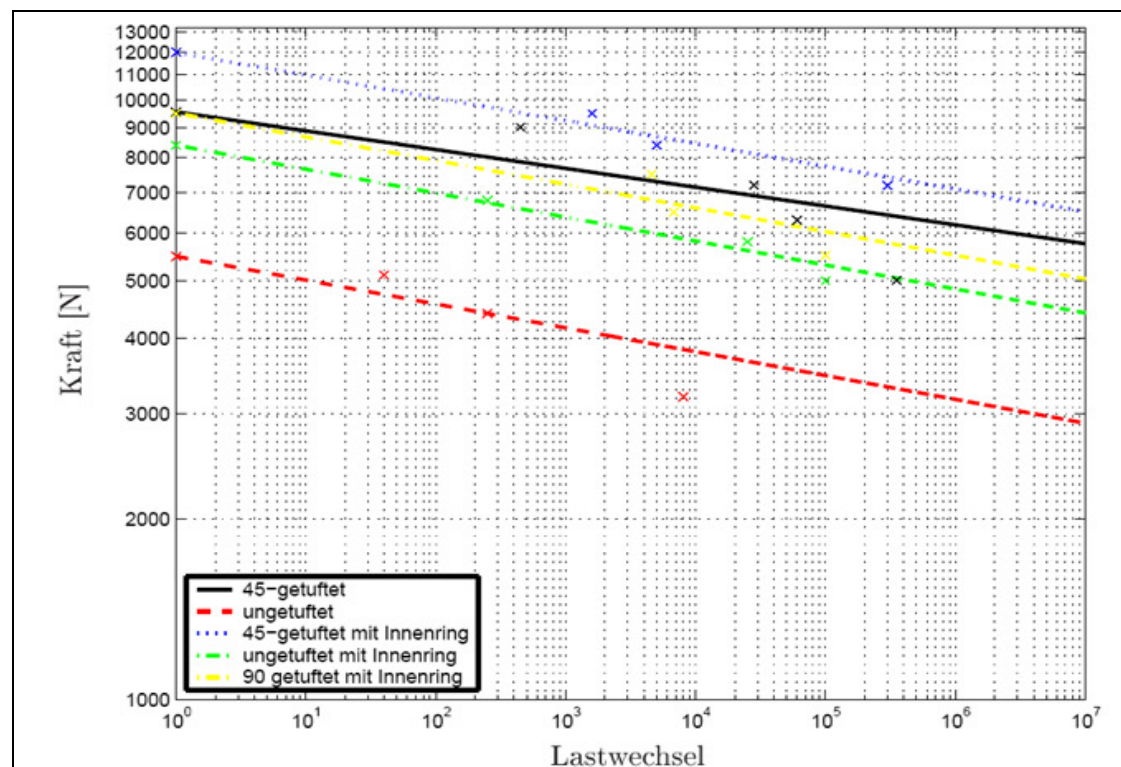


Abbildung 137: Wöhlerkurven für die Querlenkerschlaufen unter 90° Zugschwellbelastung

Die 3D-verstärkte Schlaufe mit CFK Nähten unter 90° weist eine ähnliche statische Festigkeit auf, wie die 45° verstärkte Probe, fällt jedoch über der Lastwechselzahl stärker ab. Hierbei entspricht die dynamische Festigkeit bei 100.000 Lastwechseln mit 6,0 kN etwa 66% der statischen Festigkeit (siehe Abbildung 137).

Die Lebensdauerversuche haben gezeigt, dass sich die 3D-Verstärkung vorteilhaft auf die Ermüdung auswirkt. Eine auf 0° Zug belastete Schlaufe kann bei einer Lastwechselzahl von 100.000 infolge einer 3D-Verstärkung und einem zusätzlichen Innenring ca. 42% höhere Lasten aufnehmen (siehe Abbildung 136). Bei einer Belastung unter 90° Zug, kann die dynamische Festigkeit bei 100.000 Lastwechseln sogar um 220% gegenüber der unverstärkten Probegesteigert werden (siehe Abbildung 137).

## 7. Numerische Degradationsmodelle

Dieses Kapitel beinhaltet die numerische Schadensberechnung auf Basis der Versagens- und Schädigungsmodelle aus Kapitel 2.1.3. Die numerischen Untersuchungen, die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführt wurden, konzentrieren sich auf das Nachbilden der interlaminaren Schäl- und Scherversuche mittels nicht linearer FEM Modelle. Anschließend werden diese Ergebnisse bei einer CFK Parallel-Schlaufe umgesetzt und das Versagen numerisch mit nicht-linearen FEM Modellen nachgebildet. Hierbei ist die Nachbildung der Schädigung in den numerischen Modellen vom besonderen Interesse. Eine Schädigung wird durch die Degradation der Materialeigenschaften bei der Simulation mittels Unterprogramme berücksichtigt.

### 7.1. Numerisches Schädigungsmodell

Die Schädigung des Materials wird in der Software Marc-Mentat mit Unterprogrammen (Subroutinen) erfasst. Die Subroutinen müssen bestimmte Namen haben, um vom Solver Marc erkannt zu werden, so dass mit diesen Unterprogrammen auf die Berechnungen Einfluss genommen werden kann. Diese Unterprogramme werden in Fortran77 erstellt und dienen zur Veränderung des numerischen FEM Modells während der Simulation infolge Versagens. Bei der Berechnung definieren die Subroutinen HYPELA und FORCDT die Steifigkeiten von Elementen und die von außen angreifenden Kräften.

Um ein Versagen numerisch nachbilden zu können muss mit kleinen Lastschritten gerechnet werden. Diese werden von Null bis zur Endlast langsam gesteigert. Dies wird in der Rechnung mit Inkrementen realisiert. Tritt in einem Inkrement eine Schädigung auf, so wird die Last konstant gehalten und im nächsten Inkrement erneut durchgerechnet. Dies wird so lange durchgeführt, bis keine weiteren Elemente aufgrund Lastumlagerung im Bauteil versagen. Somit müssen bei jedem Inkrement die Lasten und Steifigkeiten definiert werden. Da dies mit der Subroutine HYPELA geschieht, benötigt diese bei jedem Inkrement die aktuellen Elementdaten, die mittels der Subroutine ELEVAR erfasst werden. Es werden eine Vielzahl von Inkrementen benötigt, um ein Versagen nachbilden zu können. Je höher die Schädigung, desto höher ist somit der Rechenaufwand. Es ist sinnvoll, nicht alle Elemente auf ein eventuelles Versagen zu überprüfen, da sonst der Rechenaufwand unverträglich wird. Anhand der Versuche können Regionen definiert werden, wo ein Schaden auftreten kann. In diesen Regionen sollten die Elemente auf evtl. Schädigungen untersucht werden. Die restlichen Elemente können ohne Schädigungsuntersuchung berechnet werden.



Nach abgeschlossener Berechnung werden die Ergebnisse in Mentat visualisiert. Für die Darstellung der Schädigung im Post-Processing wurde dazu die Subroutine PLOTV erstellt. Mit dieser können die beschädigten Elemente gesondert dargestellt werden.

Die einzelnen Subroutinen werden im globalen Schädigungsprogramm zusammengefasst (siehe Abbildung 139). Im Anhang befindet sich das globale Schädigungsmodell als Fortran77 Code (siehe Kapitel 11.4)

### **7.1.1. Globales Schädigungsprogramm**

Im Folgenden wird auf die Berechnung der Schädigung im FEM Modell eingegangen. Die Berechnung der Versagensmechanismen und Elementschädigung ist in Kapitel 7.1.2 enthalten.

#### ***Rechnungsablauf***

Am Anfang der FEM Rechnung werden die ungeschädigten Element-Steifigkeiten im Programm INITIAL MATERIAL PROPERTIES (siehe Abbildung 139) mit der Subroutine HYPELA definiert und an Marc weitergegeben. Anschließend wird das FEM Modell ohne Last durchgerechnet und auf Konvergenz geprüft.

Im ersten Inkrement wird im Programm LOAD STEP (siehe Abbildung 139) mit der Subroutine FORCDT eine äußere Belastung auf das Modell aufgegeben. Hierbei hat sich gezeigt, dass ein Aufbringen von Kräften zu einer schlechten Konvergenz der Rechnungen führt. Daher wird in der Subroutine FORCDT auf auserwählte Knoten eine Verschiebung aufgegeben. Hierbei muss die Belastung so niedrig sein, dass keine Schädigung im ersten Inkrement auftreten soll. Die Verschiebung kann in den folgenden Schritten mit der Subroutine FORCDT leicht erhöht werden.

In jedem Inkrement wird mit im Programm FAILURE DETERMINATION (siehe Abbildung 139) mit der Subroutine HYPELA geprüft ob eine Schädigung aufgetreten ist. Die Schädigungsuntersuchung konzentriert sich zum einen auf ein intralaminare Versagen in der UD-Schicht und zum anderen auf eine interlaminare Schädigung infolge einer Delamination (siehe Kapitel 7.1.2). Ist eine Schädigung in einem Inkrement aufgetreten, so wird im nächsten Inkrement die Verschiebung konstant gehalten und die Steifigkeiten der beschädigten Elemente mit dem Programm MATERIAL DEGRADATION DETERMINATION (siehe Abbildung 139) berechnet und herabgesetzt. Die Degradation der Steifigkeiten wird in Marc mit Sekanten-Steifigkeitsmodulen durchgeführt (siehe linkes Diagramm in Abbildung 138). Die Bestimmung der Sekanten-Steifigkeiten basiert auf der gesamten Elementverformung und aktuellen Belastung (siehe Abbildung 138). Im Gegensatz dazu wird bei der Berechnung der Tangentenmodule nur die inkrementelle Deformation mit der

aktuellen Belastung benötigt, wobei auf die vorherige Deformation zurückgegriffen werden muss (siehe rechtes Diagramm in Abbildung 138).

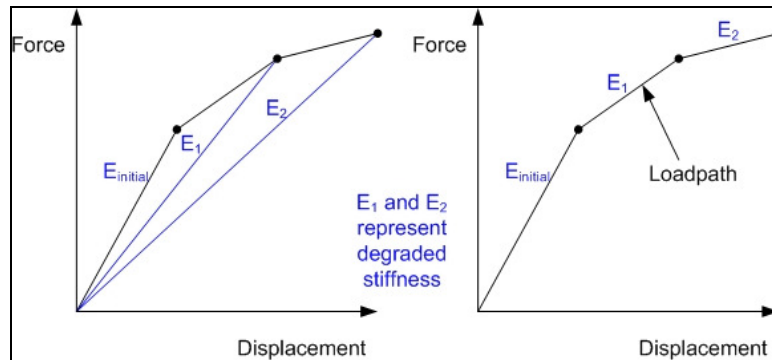


Abbildung 138: Sekanten- und Tangentenmodul vom nichtlinearen Materialverhalten

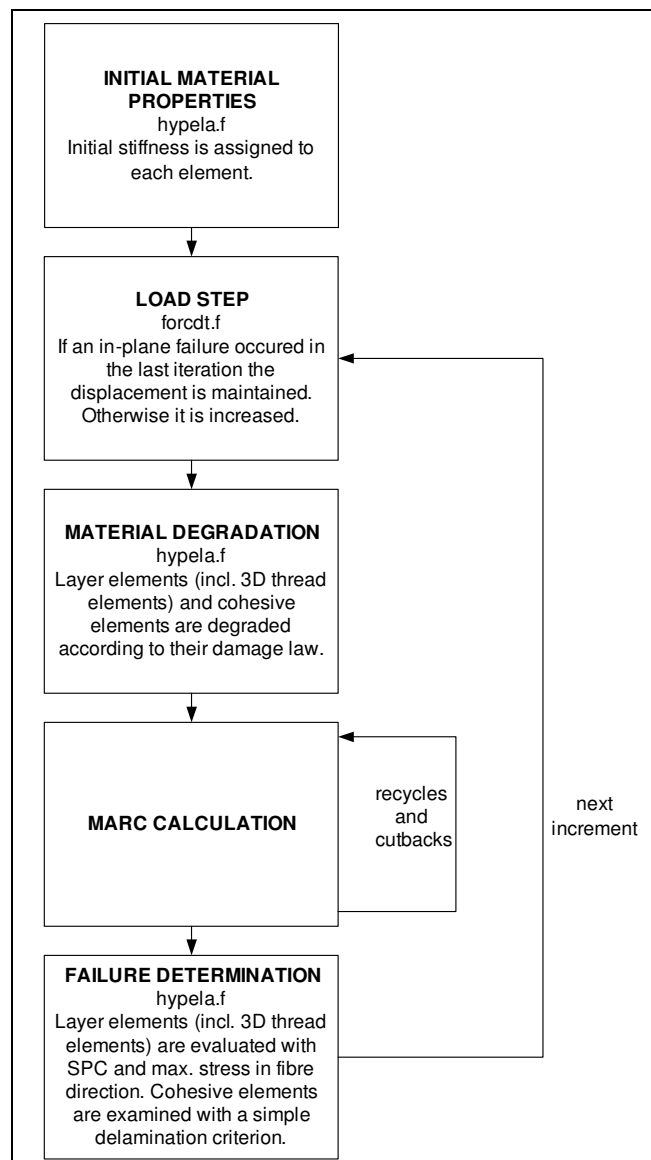


Abbildung 139: Globales Flowchart Diagramm des Schädigungsprogramms

Die Degradation führt im Bauteil zu einer Lastumlagerung von den geschädigten auf die benachbarten Elemente, welches zu einer weiteren Schädigung im Bauteil führen kann. Versagen keine weitere Elemente beim festgesetzten Lastschritt, so wird anschließend die Verschiebung wieder erhöht bis zur nächsten Schädigung (siehe Abbildung 139). Somit kann ein Versagen im Bauteil bis zur gewünschten Last ermittelt werden. Hierbei kann die angreifende Kraft, mittels Reaktionskräften an den Verschiebungsknoten bestimmt werden.

### **7.1.2. Lokales Degradationsprogramm**

Die einzelnen Schädigungsunterprogramme sollen genauer erläutert werden. Dabei ist zu unterscheiden, ob ein Versagen intralaminar in der UD-Schicht, oder interlaminar zwischen den UD-Schichten auftritt.

#### ***Intralaminares Versagen***

Die Anstrengung eines Elements in der Laminatschicht wird aufgrund der einzelnen Spannungen berechnet. Das Versagen ist somit allein von Spannungen abhängig. Zuerst wird mit Maximum Stress Kriterium untersucht ob ein Bruch in Faserrichtung aufgetreten ist (siehe Abbildung 140). Ist dies der Fall, dann werden alle Steifigkeiten des Elementes auf Null herabgesetzt, welches ein Gesamtversagen widerspiegelt. Ist kein Faserbruch aufgetreten, so wird das Element mittels dem Einfachen-Parabolischen-Kriteriums (EPK) auf Zwischenfaserbruch untersucht (siehe Kapitel 2.1.3). Hierzu wird die Anstrengung in Schnittebenen des Laminats parallel zur Faserrichtung untersucht. Diese Schnitte bzw. Bruchebenen für eventuelle Zwischenfaserbrüche variieren von  $-90^\circ$  bis  $90^\circ$ . Das EPK unterscheidet hierbei, ob eine positive oder negative Normalspannung auf die Bruchebene wirkt. Dies muss ebenfalls bei der Schädigungsuntersuchung berücksichtigt werden (siehe Abbildung 140). Falls ein Versagen in einer Bruchebene eintritt, wird ebenfalls der Bruchmodus bestimmt und zusätzlich der Bruchwinkel gespeichert (siehe Abbildung 140). Anschließend wird das Inkrement bei gleicher Last nochmals durchgerechnet.

Im neuen Inkrement werden die Steifigkeiten aufgrund des berechneten Versagens degradiert. Die Degradation kann nach Puck [22] durch die Formeln 2.41 bis 2.43 (siehe Kapitel 2.1.4) vorgenommen werden. Die Degradation führt zu einer Verringerung der Element-Steifigkeiten aufgrund der Anstrengung (ohne vorherige Degradation) und des Bruchwinkels. Zur Bestimmung der Anstrengung müssen die Spannungen ohne die Effekte eines Versagens berechnet werden. Dieses wird in der Subroutine anhand der vorliegenden Dehnungen und den Anfangssteifigkeiten durchgeführt. Mittels der degradierenden Element-Steifigkeiten aufgrund einer Schädigung, kann die Lastumlagerung im Bauteil berechnet werden

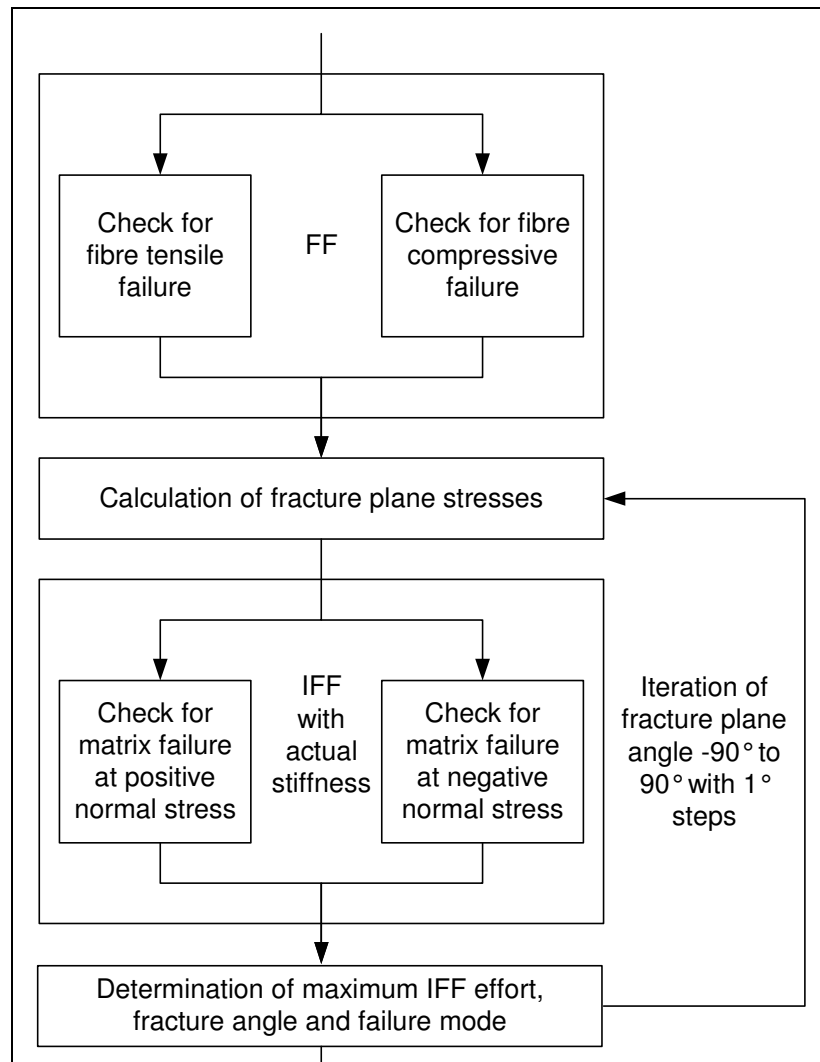


Abbildung 140: Lokales Versagensmodell im Laminat

### *Interlaminares Versagen*

Die Schädigungsberechnung des interlaminaren Versagens basiert auf den Formeln 2.53 bis 2.57 aus Kapitel 2.1.4. Es handelt sich hierbei um einen energiebasierten Versagensmechanismus. Das Versagen der Zwischenschicht wird aufgrund der Verformungen der Delaminationselemente bestimmt (siehe Abbildung 141). Diese relative Verformung wird mittels der Dehnungen und Elementdicke berechnet (siehe Formel 7.1 und 7.2). Die Elementdicke beträgt hierbei 1/100 der einzelnen Laminatschicht, aufgrund der Untersuchungen von Sprenger [67].

Relative Verformung:  $\varepsilon = \frac{\Delta l}{l} \quad \Delta l = l\varepsilon \quad (7.1)$

$$\begin{aligned} \delta_x &= t \cdot \varepsilon_{zx} \\ \delta_y &= t \cdot \varepsilon_{yz} \\ \delta_z &= t \cdot \varepsilon_z \end{aligned} \quad (7.2)$$

Mittels der Deformationen wird bestimmt, ob es sich um eine kritische Deformation und somit um ein Versagen handelt. Tritt ein Versagen in einem Inkrement auf, so werden die einzelnen Verformungen zu einer Gesamtverformung (Formel 2.5.2) zusammengefasst. Anschließend wird die Anstrengung dieses Elementes ohne vorherige Degradation bestimmt. Hierzu werden die Spannungen und Dehnungen zur Berechnung des ungeschädigten Zustands herangezogen (siehe Abbildung 141). Anhand dieser Deformationen und der Energiefreisetzungsraten wird die Dehnung der Delaminationselemente bestimmt. Mit der Dehnung kann die Degradation bzw. spezifische Steifigkeit mittels des bi-linearen Steifigkeitsverhaltens der Delaminationselemente berechnet werden (siehe Abbildung 141 und Abbildung 142). Danach wird der Lastschritt mit den degradierten Steifigkeiten neu berechnet und geprüft ob ein weiteres Versagen in den benachbarten Elementen auftritt.

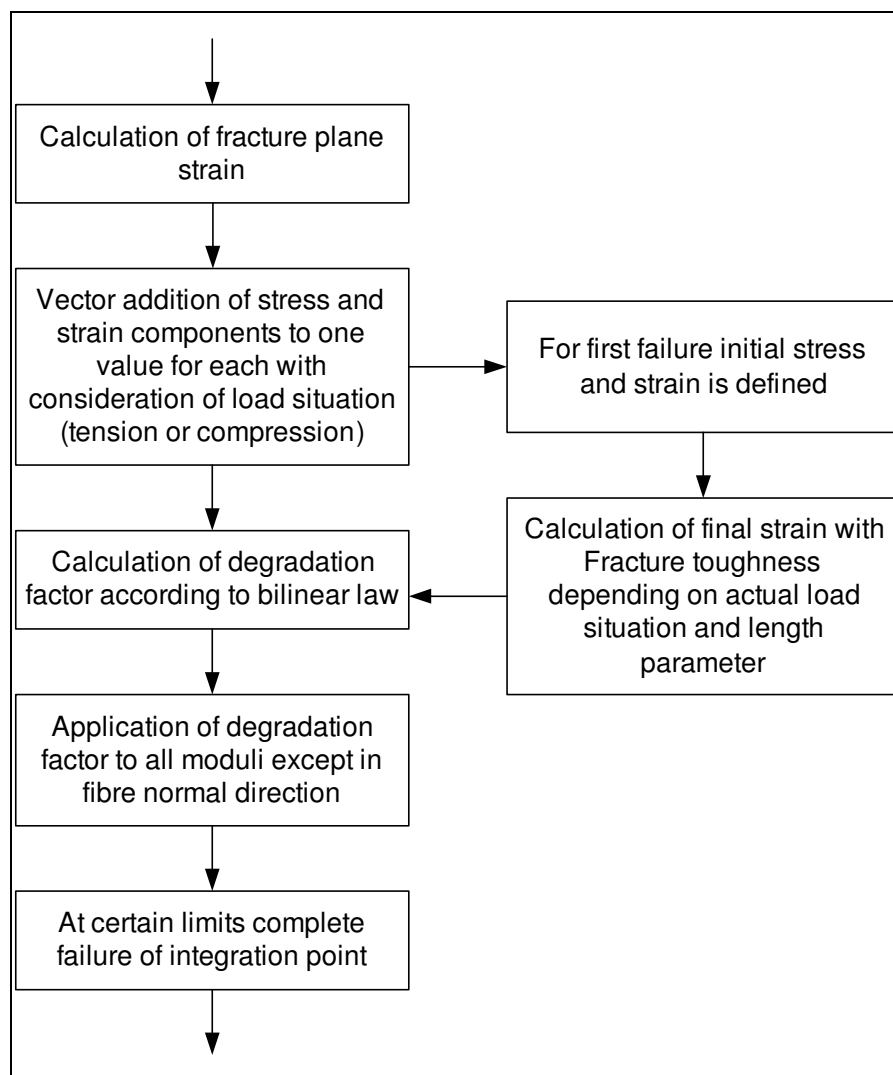


Abbildung 141: Lokales Versagensmodell in der Zwischenschicht

Die kritische Deformation bei der ein Versagen in der Zwischenschicht auftritt, wird mit der Steifigkeit (siehe Formel 7.3), der Energiefreisetzungsrate und der maximal ertragbaren Traktion (Spannung) berechnet (siehe Kapitel 2.1.4). Bei der Berechnung von Delaminationselementen wird nicht von einer Spannung gesprochen, sondern eher von Kräften pro Elementsfläche (Traktion), die das Element zusammenhalten. Die Delaminationselemente werden aufgrund des energiebasierten Versagensansatzes mit der spezifischen Steifigkeit (Formel 7.3) gerechnet.

$$\text{Spezifische Steifigkeit: } k_{displacement} = \frac{k_{strain}}{t} = \frac{E_m}{t} \quad (7.3)$$

$$\text{Harz Steifigkeit } E_m = 3000 \text{ MPa}$$

$$\text{Energiefreisetzungsrate: } E_{GIC} = 168 \text{ J / m}^2 \quad (7.4)$$

$$\text{Maximale Traktion } T_{max} = 48 \text{ N / mm}^2 \quad (7.5)$$

In einer Voruntersuchung im Rahmen dieser Arbeit wurde ein Delaminationselement mit der angegebenen spezifischen Steifigkeit (Formel 7.3), Energiefreisetzungsrate und maximaler Traktion, auf das Schadensverhalten rechnerisch untersucht. Die Voruntersuchung der Versagensdeformation hat gezeigt, dass die Kurve im Spannungs-Deformation Diagramm (siehe Kurve K in Abbildung 142) nicht bi-linear verläuft und somit bei der numerischen Berechnung zu Problemen führt. Daher wurde die spezifische Steifigkeit herabgesetzt und untersucht ab welcher Steifigkeit sich ein bi-lineares Verhalten einstellt (siehe Abbildung 142). Die Reduzierung der Steifigkeit auf 1/10 (siehe Kurve K/10 in Abbildung 142) zeigte noch kein bi-lineares Verhalten. Die weiteren Steifigkeits-Reduzierungen des Delaminationselements auf 1/25 bzw. 1/50 (siehe Kurve K/25 und K/50 in Abbildung 142) zeigten das gewünschte bi-lineare Schädigungsverhalten. Bei weiteren Steifigkeitsreduzierungen zeigten sich keine bi-linearen Schädigungskurven mehr (siehe Kurve K/100 in Abbildung 142). Des Weiteren verschob sich zusätzlich die kritische Deformation für ein Gesamtversagen.

Es hat sich gezeigt, dass eine Minderung der Steifigkeit um den Faktor 50, zur gewünschten bi-linearen Versagenskurve führt und sich dabei die kritische Deformation für das Restversagen nicht ändert. Somit werden diese bei den numerischen Simulationen für die Versagensberechnung der Zwischenschicht herangezogen, um die Sekanten-Steifigkeiten des Harzes infolge eines Versagens zu bestimmen.

Nach Pinho [65] haben die modifizierten spezifischen Steifigkeiten nur geringfügige Auswirkungen auf die Höhe des Versagens und das Schadensverhalten. Maßgebend für ein Versagen ist die Energiefreisetzungsrate für die Zwischenschicht [68] und nicht die Steifigkeit, wodurch die Annahme bestätigt wird.

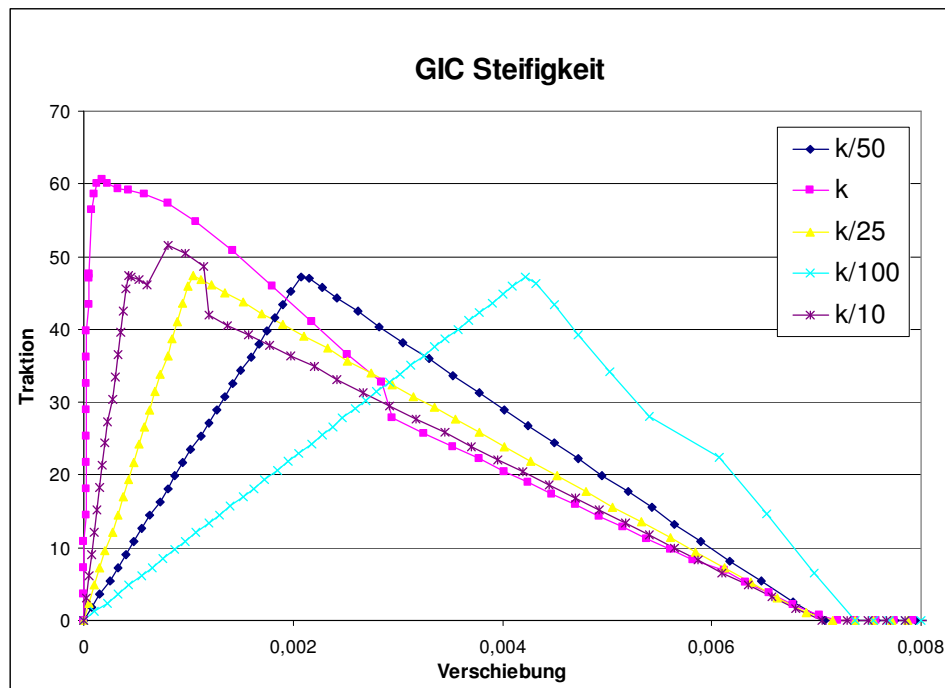


Abbildung 142: Versagenskurven von Delaminationselementen

## 7.2. Numerisches Degradationsmodell des interlaminaren Schälversuchs

Das numerische Degradationsmodell des interlaminaren Schälversuchs bildet den verwendeten Versuchskörper nach. Hierbei wird die Breite auf 1mm reduziert um die Rechenzeiten zu minimieren (siehe Abbildung 143). An der vorderen Einspannungen werden mittels Rigid-Body-Elementen (RBE) die Zuglasten aufgebracht, wobei das hintere Ende eingespannt ist.

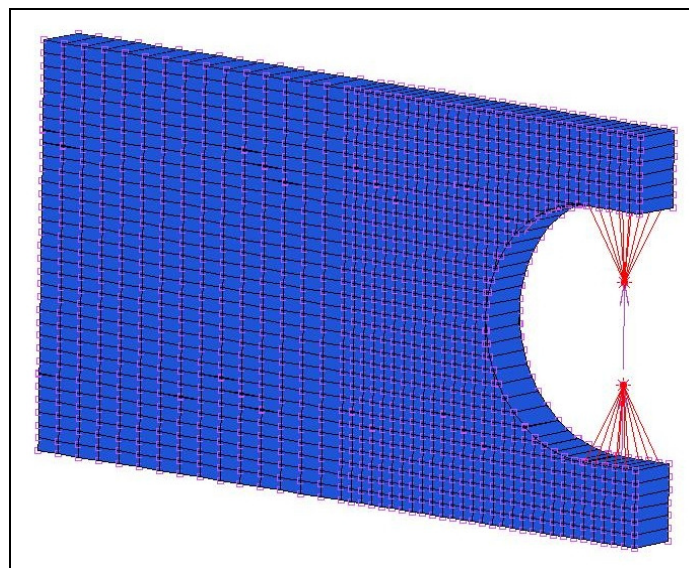


Abbildung 143: Numerisches Degradationsmodell des interlaminaren Schälversuchs

### 7.2.1. Eigenschaften des numerischen Degradationsmodells

Das Modell hat für die verschiedenen Lagen unterschiedliche Materialzuweisungen und Versagensansätze. Jede UD-Schicht wird durch eine Elementreihe repräsentiert. Für die Implementierung der 3D-Verstärkung mussten 2 Elemente in Bauteilbreite in jeder UD-Schicht modelliert werden.

Die Schlaufenlagen haben UD-Kennwerte in Bauteil Längsrichtung (siehe Abbildung 144 und Tabelle ). Die Versuche haben gezeigt, dass in den Schlaufenelementen kein Versagen aufgetreten ist. Somit wurden die Schlaufenlagen im numerischen Degradationsmodell von einem Versagen ausgeschlossen.

Das Mittellaminat besteht ebenfalls aus einzelnen UD-Schichten. Hierbei hat jede UD-Schicht UD-Kennwerten mit entsprechender Faserorientierung in  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  und  $90^\circ$  Richtung laut Lagenaufbau der Mini-TED. Im vorderen Bereich und an der Trennschicht zu den Schlaufenlagen wurde ein Versagen zugelassen (siehe blaue Elemente in Abbildung 144, Tabelle 13 und Tabelle 14).

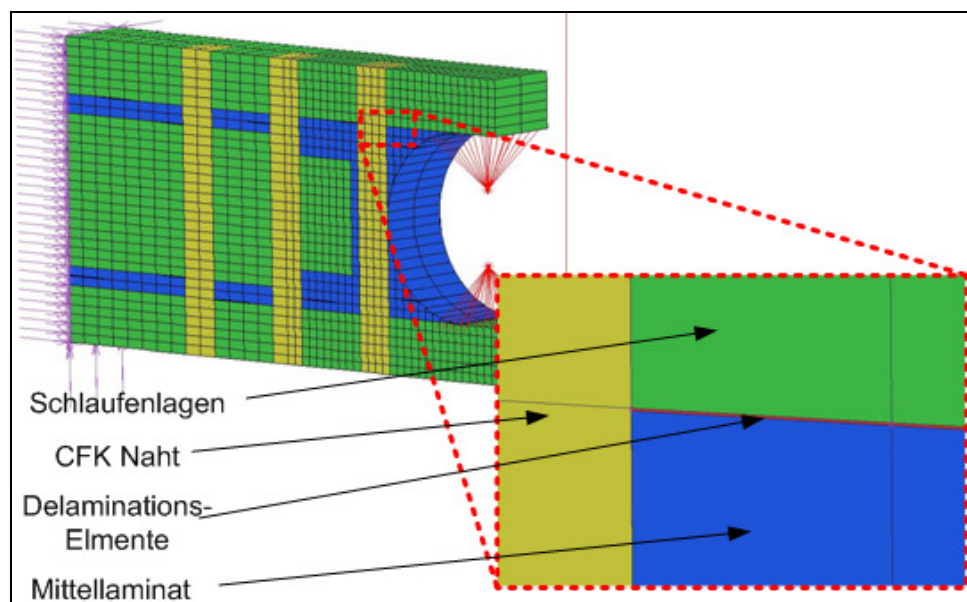


Abbildung 144: Materialzuweisung beim numerischen Degradationsmodell

Die UD-Kennwerte der UD-Lagen entsprechen einem CFK-Epoxy Laminat mit 60% Faservolumengehalt (siehe Tabelle 13). Die Eigenschaften der 3D-Verstärkungen müssen der Elementgröße angepasst werden (siehe Abbildung 144). Hierbei wird von einer verstärkten Fehlstelle ausgegangen, wobei der Verstärkungsfaden von Harz-Matrix umgeben ist. Somit ergibt sich für die Elemente der 3D-Verstärkung ein Faservolumengehalt von 8,8% (siehe Tabelle 13). Dieser basiert auf dem Fadendurchmesser und dem Elementquerschnitt.



**Tabelle 13: Kennwerte des numerischen Degradationsmodells**

Parameter	UD-Kennwerte	3D-Verstärkung
Faservolumengehalt	60%	8,8%
$E_{11}$	143956 MPa	28508 MPa
$E_{22}$	11066 MPa	3677 MPa
$E_{33}$	11066 MPa	3677 MPa
$G_{12}$	5049 MPa	1366 MPa
$G_{23}$	2553 MPa	1194 MPa
$G_{31}$	5049 MPa	1366 MPa
$\nu_{12}$	0,278	0,339
$\nu_{23}$	0,371	0,495
$\nu_{31}$	0,0214	0,0438

Ein Versagen wurde teilweise beim Mittellaminat und den 3D-Elementen zugelassen. Da ein Versagen bei den 3D-Elementen meist zum Faserbruch führte, wurden die Steifigkeiten bei Erreichen der maximalen Spannung in Faserrichtung (siehe Tabelle 14) auf Null gesetzt.

**Tabelle 14: Festigkeitsparameter für das Mittellaminat und die 3D-Verstärkung**

Parameter	Festigkeit Mittellaminat	Festigkeit 3D- Verstärkung
Faservolumengehalt	60%	8,8%
$X_t$	1800 N/mm <sup>2</sup>	475 N/mm <sup>2</sup>
$X_c$	1000 N/mm <sup>2</sup>	200 N/mm <sup>2</sup>
$N_t$	60 N/mm <sup>2</sup>	
$Y_c$	190 N/mm <sup>2</sup>	
$S_L$	60 N/mm <sup>2</sup>	80 N/mm <sup>2</sup>
$m$	-0.2	

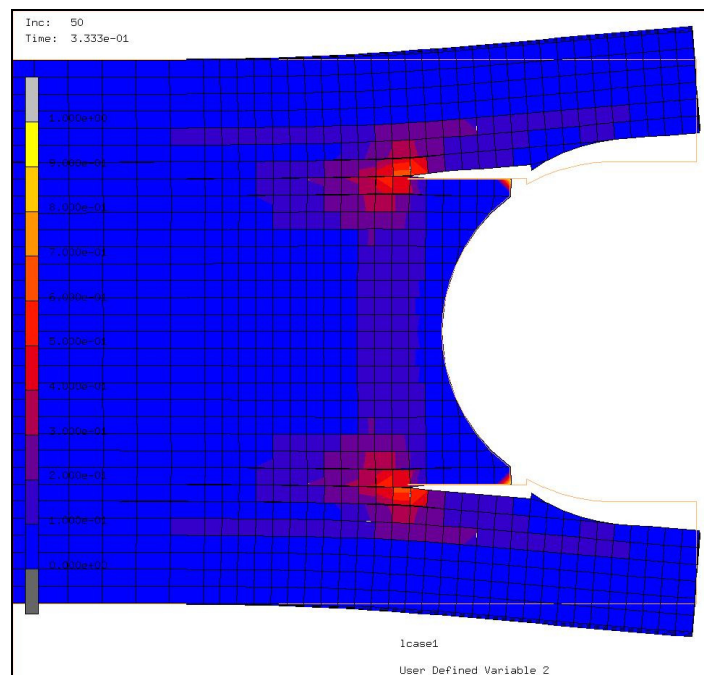
Zur Nachbildung des Zwischenfaserbruchs zwischen den Schlaufenlagen und dem Mittellaminat wurden zusätzlich Delaminationselemente verwendet. Diese hatten nur interlaminare Steifigkeiten in den drei Richtungen:  $XZ$ ,  $YZ$  und  $Z$ . In allen drei Richtungen betrug die Steifigkeit 1/50 der UD-Querzugsteifigkeit  $E_{22}$  (siehe Tabelle 13 und Kapitel 8.1). Anhand der Festigkeiten laut Tabelle 15 wurden die Steifigkeiten nach dem Erstversagen herabgesetzt (siehe Kapitel 2.1.4).

**Tabelle 15: Festigkeiten der Delaminationselemente**

Parameter	Delaminationselemente
N	48 N
S	48 N
k	$1,156 \cdot 10^6 \text{ N/mm}^3$
$G_{1C}$	$168 \text{ J/m}^2$
$G_{2C}$	$560 \text{ J/m}^2$
$\alpha$	1.21

### 7.2.2. Ergebnis der numerischen Degradationsrechnungen

Die Ergebnisse des numerischen Degradationsmodells wurden für einen direkten Vergleich mit den Versuchen auf die Probengeometrie hoch skaliert. Die Simulation hat ergeben, dass der Zwischenfaserbruch zum größten Teil in den Delaminationselementen auftritt (siehe Abbildung 145). Diese Elemente werden auf Querszug in Z-Richtung belastet, welches zum Versagen führt. Die 3D-Verstärkungen werden aufgrund der Orientierung in Z-Richtung auf Zug in den Fasern belastet. Bei Erreichen der maximal ertragbaren Spannung werden die Elemente komplett ausgeschaltet, da beim Versagen ein Faserbruch eintritt (siehe Abbildung 145).



**Abbildung 145: Versagen im numerischen Degradationsmodell des interlaminaren Schälversuchs**

Der Vergleich der zwischen einer unverstärkten und 90° 3D-verstärkten Probe ist in Abbildung 146 zu sehen. Beide Varianten haben ein vergleichbares Erstversagen, da im Bereich des Erstanrisses keine 3D-Verstärkungen unter 90° eingebracht werden können. Nach dem Erstversagen führt der Zwischenfaserbruch der unverstärkten Probe nur noch zu recht kleinen Kräften (siehe Abbildung 146). Die 3D-verstärkte Probe kann nach dem Erstversagen durch die CFK-Nähte höhere Kräfte aufnehmen (siehe Abbildung 146). Die Simulation hat gezeigt, dass der Anriss bis zur ersten Naht anwächst. Die interlaminaren Spannungen werden hierbei nun durch die 3D-Verstärkungen aufgenommen (siehe Abbildung 145), bis diese versagt. Anschließend wächst der Riss weiter bis zur zweiten Nahtreihe an. Die zweite Nahtreihe versagt jedoch bei geringeren Kräften als die erste, welches am größeren Hebelarm der Belastung und dadurch höheren Biegespannungen liegt. Die dritte Nahtreihe versagt, bei ebenfalls geringen Kräften, welches zum Gesamtversagen der Probe führt, in dem der Riss bis zur Einspannung anwächst.

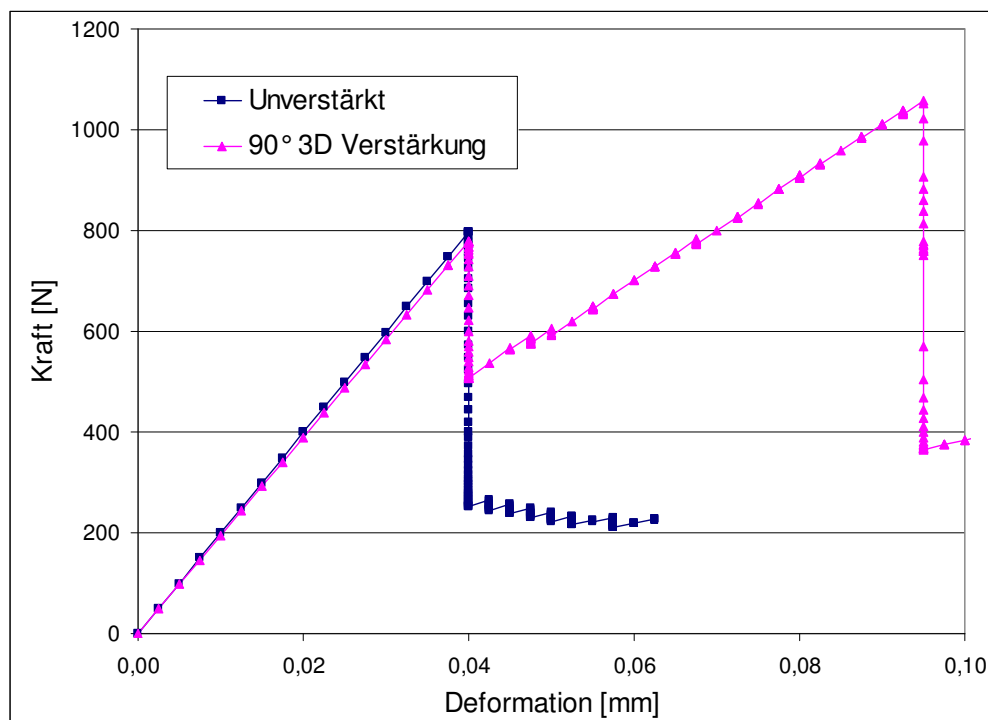


Abbildung 146: Kraft-Weg Diagramm der numerischen Degradationsmodelle

Die Versuche haben gezeigt, dass bei den unverstärkten Proben ein Versagen bei ca. 400N bis 850N eingetreten ist. Die geringeren Versagenslasten können auf Harznester bzw. Porositäten zurückgeführt werden, so dass das tatsächliche Versagen zwischen 700N und 900N liegt. Die Simulation hat gezeigt, dass die unverstärkte Probe bei ca. 800N versagt und somit die Versuche sehr gut nachbildet. Die Maximalkraft der 3D-verstärkten Probe mit 3mm Nahtabstand lag im Versuch bei ca. 1600N. Das Kraft-Weg Diagramm zeigte hierbei, dass die Nähte nahezu gleichzeitig versagten. Dies lässt vermuten, dass sich Mikrorisse zwischen den Nähten gebildet haben, wodurch

alle Nähte gleichzeitig zum Tragen kamen. Im Gegensatz dazu ergibt die Simulation, dass die zweite Nahtreihe vor dem Versagen der ersten Nahtreihe kaum belastet wurde. Daher ist die geringe rechnerische Versagenskraft von ca. 1050N zu erklären. Die Versuche mit einer 3D-Verstärkung unter  $90^\circ$  und einem Nahtabstand von 5mm zeigen ein ähnliches Verhalten wie die Simulation. Hierbei versagen die Nähte deutlich nach einander, wobei der Risswachstum zwischen den Nähten mit deutlichen Lastabfällen zu sehen ist. Die Maximallast liegt bei den Versuchen bei ca. 1100N, welches ebenfalls der Simulation entspricht.

### 7.3. Numerisches Degradationsmodell des interlaminaren Scherversuchs

Das numerische Degradationsmodell für den interlaminaren Scherversuch ist analog zum interlaminaren Schälversuch aufgebaut (siehe Abbildung 147). Bei der Simulation werden die Schlaufenlagen am hinteren Ende festgehalten und am vorderen Ende werden mittels RBE's die Deformation am Mittellaminat aufgebracht (siehe Abbildung 147).

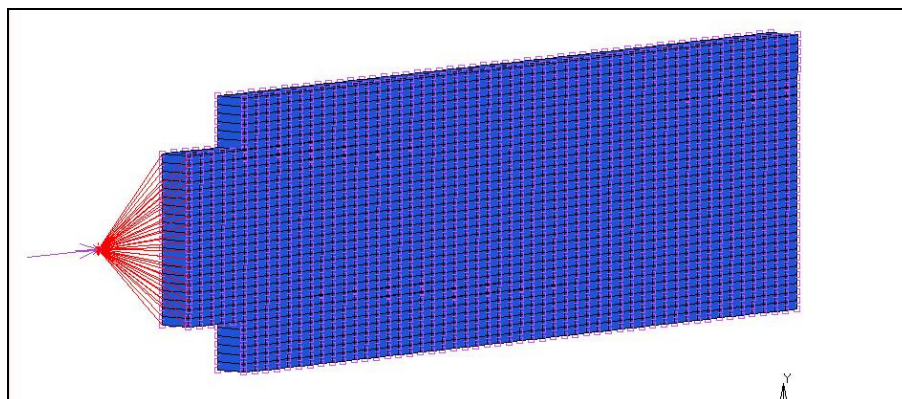


Abbildung 147: Numerisches Degradationsmodell des interlaminaren Scherversuchs

#### 7.3.1. Eigenschaften des numerischen Degradationsmodells

Die Schlaufenlagen haben UD-Steifigkeitswerte in Probenlängsrichtung (siehe Abbildung 148 und Tabelle 13). Aufgrund der Versuche ist ein Versagen der Schlaufenelemente nicht vorgesehen.

Das Mittellaminat hat analog zu den Schlaufenlagen UD-Kennwerte für die einzelnen Faserrichtungen (siehe Abbildung 148 und Tabelle 13). Die Versuche haben ebenfalls gezeigt, dass ein Versagen im Mittellaminat nicht zu beobachten war. Daher wird ein Versagen der Elemente des Mittellaminats nicht berücksichtigt.

Die 3D-Verstärkungen unter  $90^\circ$  bekommen aufgrund der Elementgröße abgeminderte UD-Stifigkeitskennwerte in Z-Richtung (siehe Tabelle 13 und Abbildung 148). Ein Versagen der Elemente wird anhand der maximalen Spannungen berechnet. Das Versagen der Naht zeigt sich durch ein Abscheren der Fasern, welches zu einem Gesamtversagen führt. Daher werden alle Steifigkeit beim Überschreiten der zulässigen Festigkeiten (siehe Tabelle 14) auf Null gesetzt.

Delaminationselemente dienen analog zu den interlaminaren Schälversuchen zur Untersuchung eines Zwischenfaserbruchs zwischen den Schlaufenlagen und dem Mittellaminat. Im Gegensatz zu den interlaminaren Schälversuchen werden je drei Ebenen von Delaminationselementen implementiert (siehe Abbildung 148). Als Steifigkeit der Delaminationselemente werden ebenfalls  $1/50$  der Querszugsteifigkeit angesetzt. Das Versagen der Delaminationselemente basiert auf den Kennwerten von Tabelle 15.

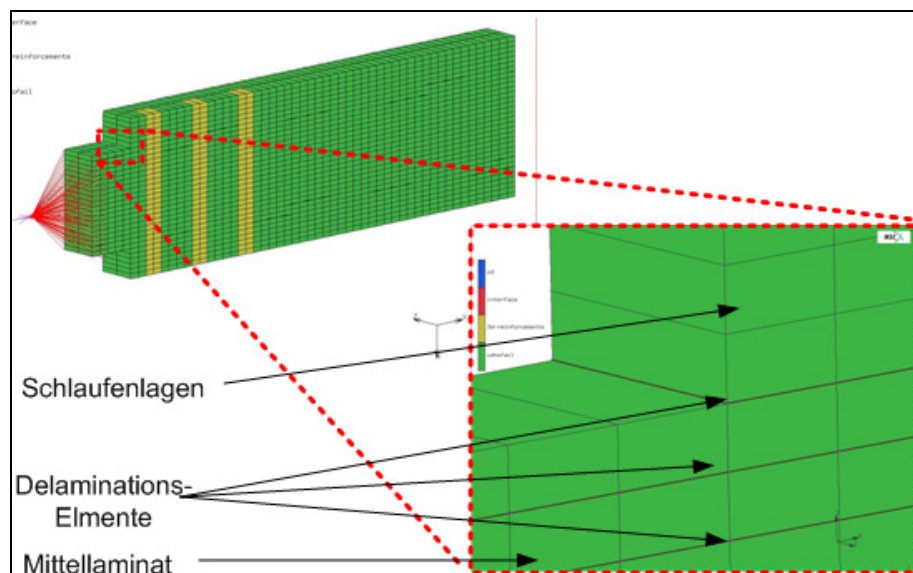


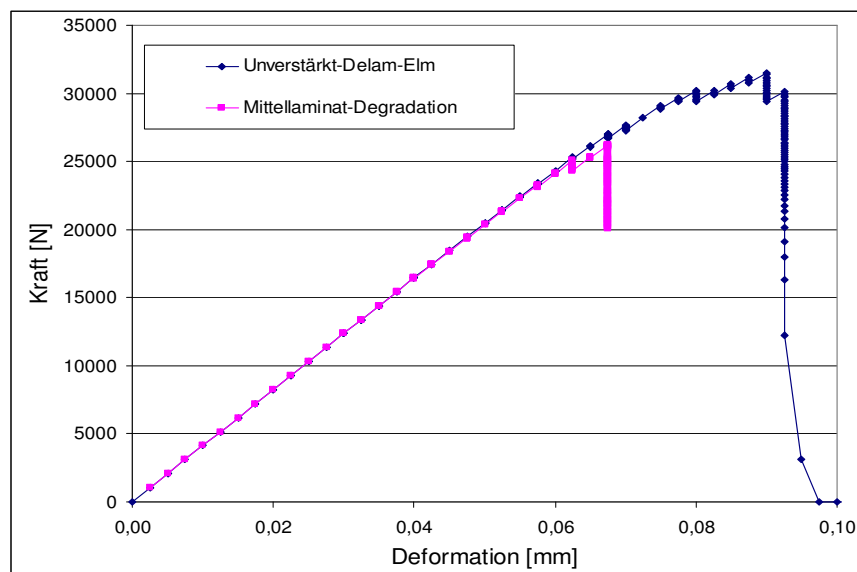
Abbildung 148: Materialzuweisung beim numerischen Degradationsmodell

### 7.3.2. Ergebnis der numerischen Degradationsrechnungen

Die Auswertung des numerischen Degradationsmodells beinhaltet, analog zu den interlaminaren Schälversuchen, eine Skalierung der Kräfte auf die Probengeometrie um die Ergebnisse direkt vergleichen zu können.

In einer Nebenstudie wurden die Degradation des Mittellaminats genauer untersucht. Hierbei werden zum einen nur ein Versagen der Delaminationselemente zugelassen und zum anderen zusätzlich eine Schädigung des Mittellaminats. Das Versagen der Delaminationselemente basiert auf der Energie, die beim Versagen frei wird. Die Schädigung des Mittellaminats wird nur aufgrund der Spannungen in den Elementen berechnet. Die Versagenskurven der zwei Degradationsansätze sind in Abbildung 149

dargestellt. Hierbei zeigt sich eine Verminderung der Festigkeiten durch ein Versagen im Mittellaminat. Dies war im Versuch nicht ersichtlich, so dass auf eine zusätzliche Schädigung des Mittellaminats bei den weiteren Rechnungen verzichtet wurde. Infolge von Spannungskonzentrationen an der Rissspitze hat sich beim Mittellaminat eine große Netzabhängigkeit gezeigt. Je feiner das Netz gewählt wurde, desto niedriger war die Versagenslast. Die in der Berechnung gewählte Elementlänge von 0,5mm führte bei der Berechnung aufgrund des Versagens des Mittellaminats zu einer ca. 20% geringeren Versagenskraft. Daher müssen die Festigkeiten an die Elementgröße in einem Vorversuch angeglichen werden.

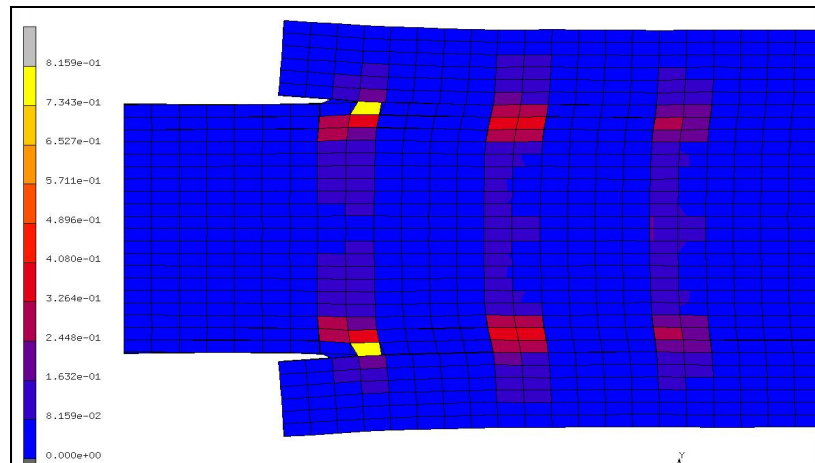


**Abbildung 149: Kraft-Weg Diagramm der numerischen Nachbildung des Scherversuchs ohne Verstärkung**

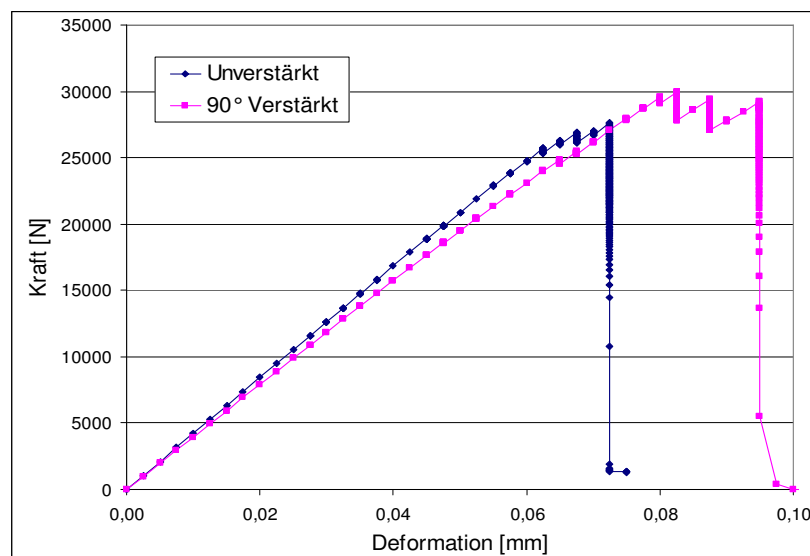
Um die Rechenzeiten zu verringern wurde auf ein Versagen des Mittellaminats bei den weiteren numerischen Untersuchungen verzichtet.

Die Untersuchungen der interlaminaren Scherprobe konzentrieren sich auf die Auswirkungen der 3D-Verstärkung auf die Versagenskraft (siehe Abbildung 151). Die Simulationen haben gezeigt, dass die CFK-Nähte als Rissstopper fungieren und den Zwischenfaserbruch verzögern. In Abbildung 150 ist die relative Anstrengung der einzelnen Elemente des numerischen Degradationsmodells aufgezeigt, wobei der Wert 1,0 ein Versagen anzeigt. In der Simulation ist der Riss bereits bis zur ersten Naht fortgeschritten, wobei die Elemente neben der Naht schon versagt haben. Der interlaminaren Belastungen werden hier primär von der ersten Nahreihe aufgenommen (siehe Abbildung 150). Es ist jedoch ebenfalls eine Anstrengung von 40% der zweiten Nahreihe bzw. 30% der dritten Nahreihe zu sehen.

Die folgenden Iterationen der Simulation zeigten, dass nach dem Versagen der ersten Nahtreihe der Riss schlagartig bis zur zweiten Nahtreihe anwächst, bis diese ebenfalls versagt (siehe Abbildung 150 und Abbildung 151). Anschließend versagt die dritte Nahtreihe bei höheren Deformationen, wodurch ein Gesamtversagen der Probe eintritt (siehe Abbildung 151).



**Abbildung 150: Anstrengung einer 3D-verstärkten Probe der numerischen Nachbildung des interlaminaren Schälversuchs**



**Abbildung 151: Kraft-Weg Diagramm der numerischen Nachbildung des interlaminaren Scherversuchs mit 3D-Verstärkung**

Die Berechnungen haben gezeigt, dass die Versagenslast aufgrund der 3D-Verstärkungen um knapp 10% gesteigert werden kann. Ähnliche Verbesserungen zeigten die interlaminaren Scherversuche mit GFK Nähten unter 90° (siehe Kapitel 7.2). Die absoluten Versagenslasten waren jedoch im Versuch im Durchschnitt um ca. 15% höher.

## 7.4. Numerische Degradationsmodelle von Mini-TED Schlaufen

Die vorherigen Untersuchungen konzentrierten sich einzeln auf die Auswirkungen von 3D-Verstärkungen auf die interlaminare Schäl- und Scherfestigkeit. Ziel der folgenden nichtlinearen Schädigungsberechnungen ist es, die Auswirkungen von 3D-Verstärkungen auf CFK Schlaufen nachzubilden. Hierbei wirken die interlaminaren Schäl- und Scherkräfte nicht mehr getrennt. Das Versagen ist auf eine Kombination der beiden interlaminaren Spannungen zurückzuführen. Hierzu wird ein numerisches Degradationsmodell der untersuchten Parallel-Schlaufen erstellt. Am hinteren Ende wird das Modell in Translation und Rotation festgehalten (siehe Abbildung 152). Die Schlaufe wird am vorderen Ende mittels GAP Elementen auf Zug und Querkraft (siehe Kapitel 3.2) belastet. Hierdurch entsteht im Gegensatz zu den vorherigen Schädigungsberechnungen eine zusätzliche nicht lineare Randbedingung.

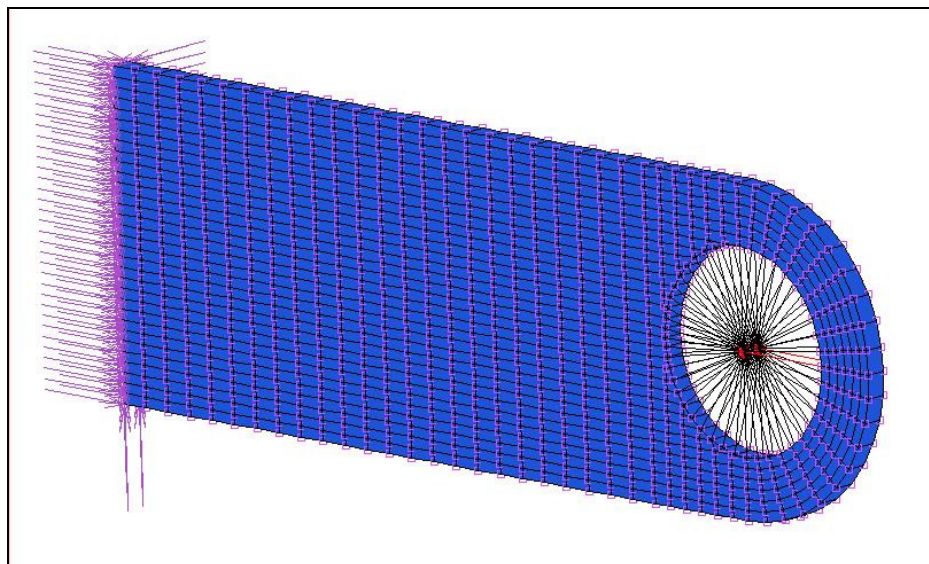


Abbildung 152: Numerisches Degradationsmodell der CFK Schlaufe

### 7.4.1. Eigenschaften des Degradationsmodells

Den Schlaufenlagen werden UD-Kennwerten in Bauteillängsrichtung zugewiesen. Die Steifigkeiten der einzelnen Lagen sind identisch mit den interlaminaren Schäl- und Scherversuchen (siehe Tabelle 1 in Kapitel 7.2). Ein Versagen der Schlaufenlagen wird zugelassen, um die Differenz zwischen Erst- und Restversagen zu ermitteln (siehe Tabelle 2 in Kapitel 8.2).

Das Mittellaminat hat analog zu den interlaminaren Schäl- und Scherversuchen ebenfalls UD-Kennwerte in den jeweiligen Faserrichtungen (siehe Tabelle 1 in



Kapitel 8.2). Ein Versagen des Mittellaminats wird ebenfalls teilweise zugelassen, um den ersten Anriss deutlich simulieren zu können (siehe Tabelle 2 in Kapitel 8.2).

Der Zwischenfaserbruch zwischen den Schlaufenlagen und dem Mittellaminat wird mittels Delaminationselemente nachgebildet. Diese haben Steifigkeiten in den drei interlaminaire Richtungen  $XZ, YZ$  und  $Z$  laut Tabelle 15 in Kapitel 7.2.

Die 3D-Verstärkungen wurden mittels verminderten Steifigkeitswerten (siehe Tabelle 1 in Kapitel 8.2) aufgrund des geringen Faservolumenanteils simuliert. Analog zu den interlaminairen Schäl- und Scherversuchen wurde ein Faservolumenanteil von 8,8% angenommen (siehe Tabelle 14 in Kapitel 7.2).

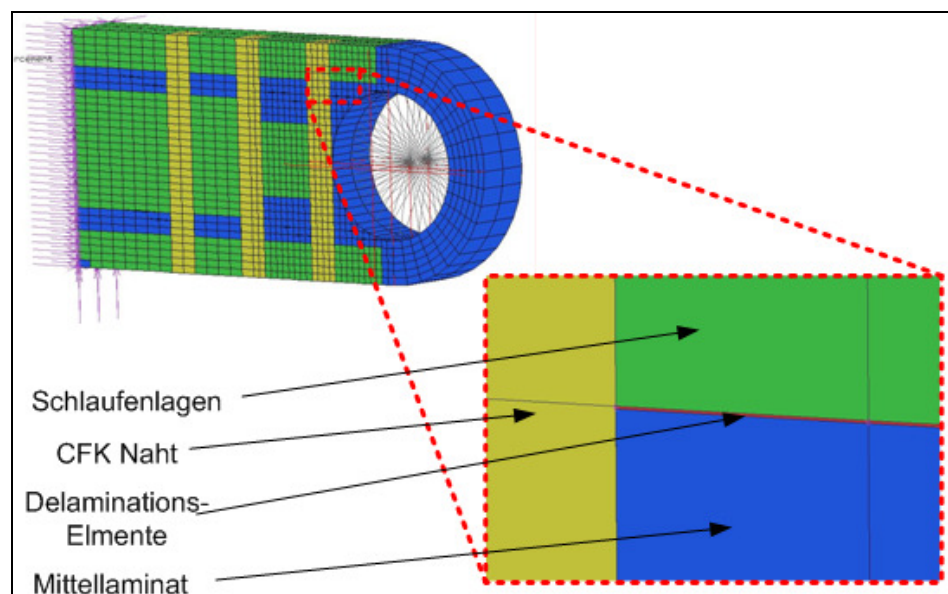


Abbildung 153: Materialzuweisung beim numerischen Degradationsmodell

## 7.4.2. Ergebnis der numerischen Degradationsrechnungen

### *Zuglast unter $0^\circ$*

In der ersten Untersuchung wurde die Parallel-Schleife unter  $0^\circ$  belastet. Die Berechnungen von CFK Schlaufen mit und ohne 3D-Verstärkung führten zu ertragbaren Lasten für das Erstversagen von ca. 18000 N bis 20000 N und für das Restversagen von ca. 25000 N. Diese Werte sind etwas höher, als die vergleichbaren Versuche in Kapitel 5.3, da in der Rechnung die zusätzliche Belastung aufgrund der hohen Bolzenbiegung nicht berücksichtigt wird. Somit ergibt sich eine Differenz beim Erstversagen von ca. 20% und beim Restversagen von bis zu 50% bei den 3D-verstärkten Schlaufen.

Das Erstversagen tritt bei beiden Varianten als Zwischenfaserbruch zwischen dem Mittellaminat und den Schlaufenlagen auf (siehe Abbildung 155). Ausgehend von der

Schlaufe wächst der Riss bis zur Einspannung an. Die 3D-Verstärkung führt zu einem Anriss, welches zu einem 13% geringeren Erstversagen als die unverstärkte Schlaufe führt (siehe Abbildung 154). Die Delamination wird jedoch von der 3D-Verstärkung gestoppt bis diese bei ähnlichen Lasten wie die unverstärkte Schlaufe versagt (siehe Abbildung 154).

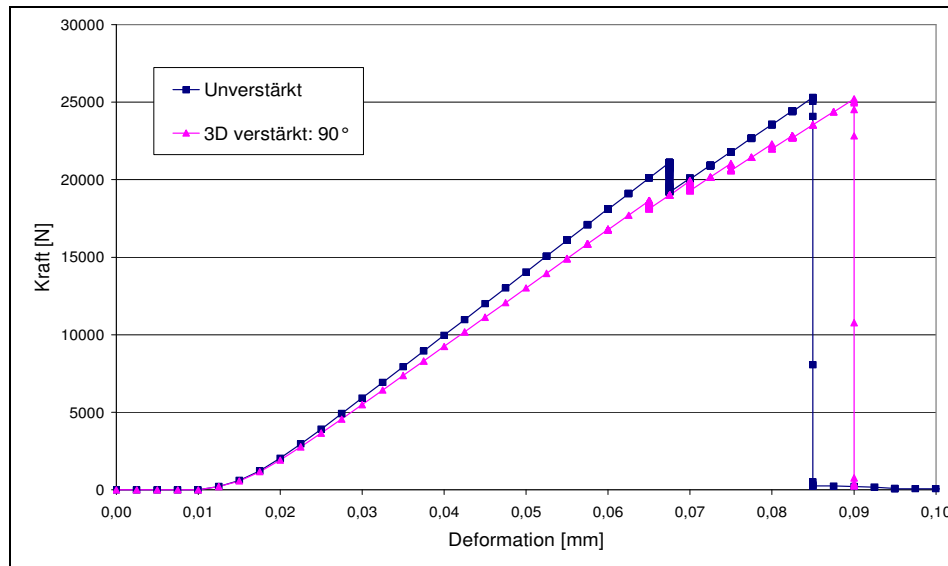


Abbildung 154: Kraft-Weg Diagramm der numerischen Nachbildung von CFK Schlaufen unter 0° Zuglast

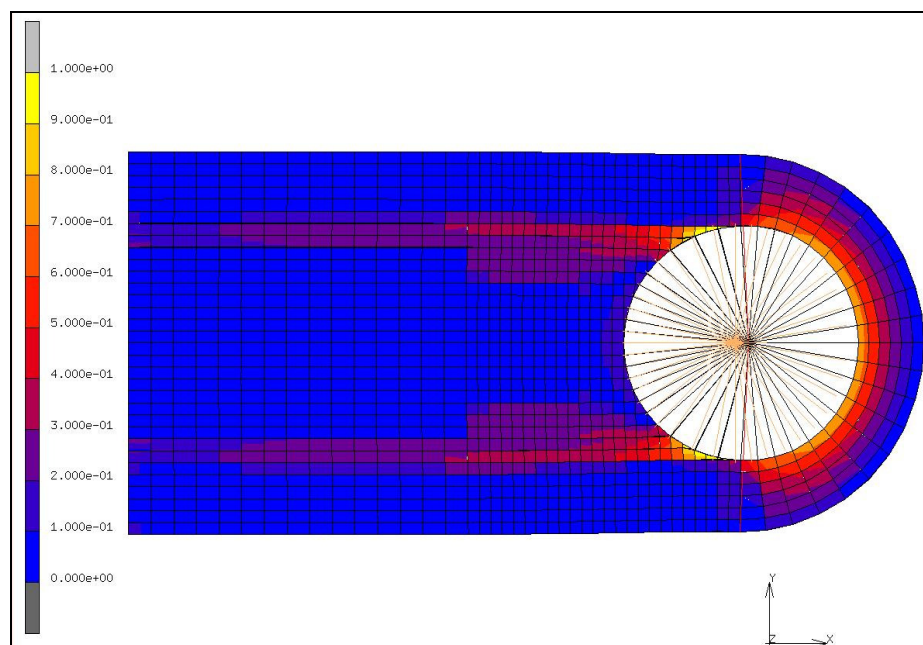
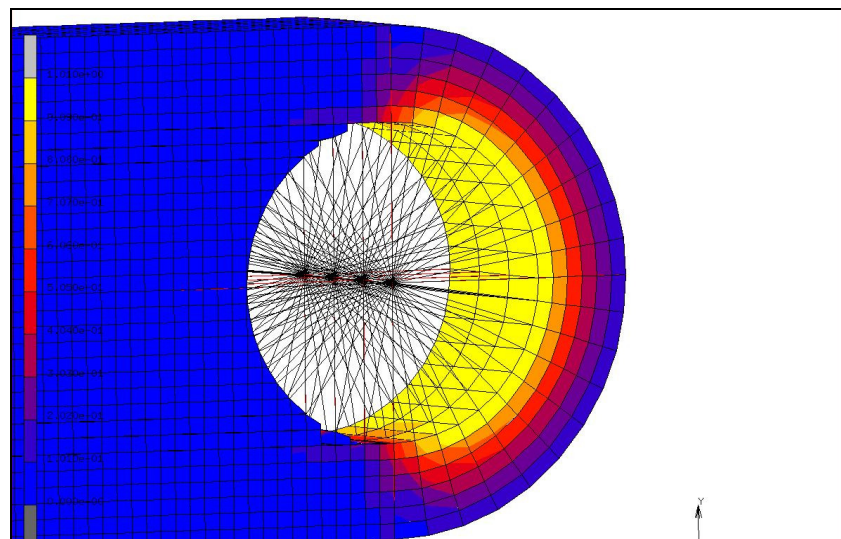


Abbildung 155: Anstrengung der numerischen Nachbildung von unverstärkter CFK Schlaufe unter 0° Zuglast

Das Restversagen tritt bei beiden Varianten als Faserbruch in der Schlaufe auf (siehe Abbildung 156). Da hier bereits die 3D-Verstärkung versagt hat, ist die Restfestigkeit beider Varianten gleich (siehe Abbildung 154).



**Abbildung 156: Anstrengung der numerischen Nachbildung von 3D-verstärkten CFK Schlaufe bei 0° Zuglast**

Ein direkter Vergleich mit den Versuchen ist nicht möglich, da das experimentell bestimmte Versagen frühzeitig aufgrund von hoher Bolzenbiegung auftrat. Die numerischen 3D-Rechnungen von CFK Schlaufen aus Kapitel 6.3 zeigen mit 28000 N ein 33% höheres Erstversagen, wobei jedoch bei den vorherigen Rechnungen eine Interaktion der interlaminaren Spannungen nicht berücksichtigt wurde. Ein Restversagen konnte in den früheren Rechnungen nicht ermittelt werden, da hierzu Degradationsansätze notwendig sind.

### ***Zuglast unter 90°***

Die zweite Untersuchung beinhaltet eine Parallel-Schlaufe unter 90° Querkzuglast. Die Last für das Erstversagen bei der FEM Analyse der CFK Schlaufe lag bei ca. 1700 N für unverstärkte Schlaufen (siehe Abbildung 157). Die unverstärkten Schlaufen hatte in den Versuchen ein Erstversagen von ca. 2200 N bis 3400 N. Somit ergibt sich zwischen der Rechnung und dem Versuch eine Abweichung von 30%. Das Degradationsmodell zeigt ein Versagen der ersten Nahtreihe bei 1950 N an (siehe Abbildung 157). Die Versuche zeigten jedoch eine Versagenslast von ca. 2850 N an, so dass die Rechnung eine Abweichung von 46% aufweist. Mittels einer Optimierung der Schädigungsparameter wäre eine Verringerung der Abweichung möglich gewesen. Dies war jedoch nicht mehr Bestandteil dieser Arbeit. Der berechnete Schadensfortschritt hat sich jedoch in den Versuchen bestätigt.

Die Berechnungen haben gezeigt, dass beim Erstversagen der Riss unter  $45^\circ$  in Dickenrichtung durch die einzelnen Lagen verlief, welches als intralaminare Versagen gerechnet wurde (siehe Abbildung 158). Anschließend wuchs der Riss bei der unverstärkten Schlaufe parallel zu den Schlaufenlagen als interlaminares Versagen an (siehe Abbildung 157 und Abbildung 158).

Die 3D-Verstärkung führte dazu, dass der Anriss nur bis zur ersten Naht verlief und dort gestoppt wurde. Die Naht übertrug die interlaminaren Spannungen bis diese ebenfalls versagte und der Riss, analog zur unverstärkten Schlaufe, weiter bis zur Einspannung anwuchs (siehe Abbildung 157).

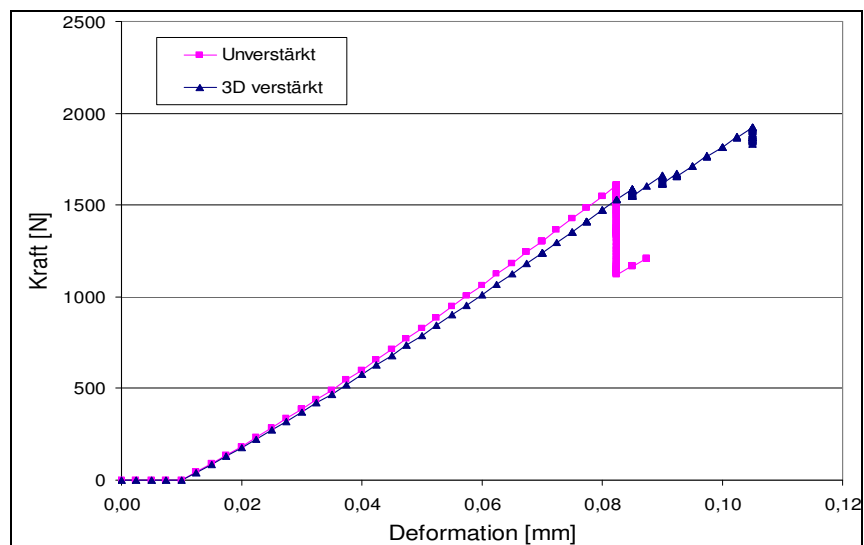


Abbildung 157: Kraft-Weg Diagramm der numerischen Nachbildung von CFK Schlaufen unter  $90^\circ$  Zuglast

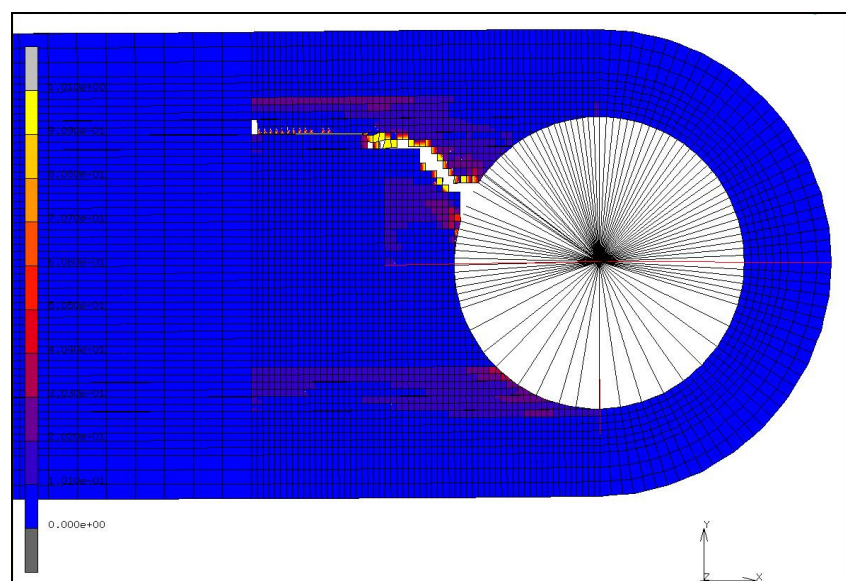


Abbildung 158: Anstrengung der numerischen Nachbildung von unverstärkter CFK Schlaufe unter  $90^\circ$  Zuglast

Die Berechnungen haben gezeigt, dass die Versagenslast beim 90° Zuglastfall mit einer Abweichung von 30% für die unverstärkte und 46% für die 3D-verstärkte Schlaufe berechnet werden konnte. Der berechnete Schadensfortschritt bildete den Versuch jedoch sehr gut nach.

## **8. Gestaltungsrichtlinien für FVK Schlaufen**

Das folgende Kapitel konzentriert sich auf Gestaltungsrichtlinien für Faserverbund-Schlaufen, die im Rahmen dieser Arbeit entwickelt wurden. Schwerpunkt der Betrachtungen sind geometrisch kleine Schlaufen mit Bolzendurchmesser zwischen 5mm und 30mm. Auf Basis der vorherigen Berechnungen und Versuche sollen die Einflüsse der verschiedenen Gestaltungsmöglichkeiten auf Faserverbund-Schlaufen erläutert und das Verbesserungspotential aufgezeigt werden.

### **8.1. Berechnung von FVK Schlaufen**

Die bisherigen analytischen Ansätze für Faserverbundschlaufen basieren auf Strangschlaufen ohne Mittellaminat (siehe Kapitel 2). Die numerischen Untersuchungen von Schlaufen mit Mittellaminaten haben gezeigt, dass ein analytischer Ansatz nur eine äußerst grobe Abschätzung erlaubt. Die verschiedenen Parameter, wie z.B. Topologie, Radienverhältnis, Steifigkeiten der Schlaufenlagen und des Mittellaminats, Belastungsrichtung, Bolzenspiel und 3D-Verstärkung haben große Auswirkungen auf die Belastung und somit auf das Erst- und Restversagen von Schlaufen. Es ist daher notwendig, jede Schlaufe mit den gegebenen Geometrien, Materialien und Belastung numerisch zu berechnen. Hierbei sollte die Lastübertragung vom Bolzen auf die Schlaufe mit nichtlinearen Kontaktalgorithmen bzw. Gap Elementen erfolgen um eine realistische Kraftverteilung in der Schlaufe zu bekommen (siehe Kapitel 3.1). Bei der anschließenden Auswertung sind primär die interlaminaren Spannungen zwischen den Schlaufenlagen und dem Mittellaminat für das Erstversagen verantwortlich. Für eine grobe Abschätzung des Erstversagens, kann das Maximum Stress Kriterium herangezogen werden. Für genauere Aussagen sind 3-dimensionale Versagenskriterien z.B. das Einfache-Parabolische-Kriterium zu verwenden. Des Weiteren sollten spezielle Delaminationselemente mit einem Energie-basierten Versagensmechanismus zwischen die Schlaufenlagen und dem Mittellaminat implementiert werden. Das Restversagen der auf Zug belasteten Schlaufen tritt infolge der hohen Faserspannungen in der Schlaufe ein. Die Rechnungen haben gezeigt, dass die maximalen Faserspannungen am Innenrand der Schlaufe auftreten, wobei die interlaminaren Schäl- und Schubspannungen in diesem Bereich gering sind. Daher kann auf eine Interaktion zwischen der Faserspannung und den interlaminaren Spannungen verzichtet werden. Für die Berechnung des Restversagens ist es ausreichend, das Maximum Stress Kriterium heran zu ziehen.

## **8.2. Belastungen der Schlaufe**

Die unterschiedlichen Schlaufentopologien haben je nach Belastungsrichtung Vor- und Nachteile. Die hierbei untersuchten Belastungsrichtungen beschränken sich auf Zuglasten unter  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  und  $90^\circ$ . Eventuell auftretende Drucklasten werden primär vom Laminat hinter der Schlaufe getragen und führen zu einer ähnlichen Belastung des Bauteils wie eine ebene Platte mit einem Loch. Daher wurden die Drucklastfälle nicht in dieser Arbeit betrachtet.

### **8.2.1. Belastung unter $0^\circ$**

Die Belastung unter  $0^\circ$  ist eine schlaufentypische Belastung, wie z.B. im Rotorblattanschluss. Hierfür ist eine Parallel-Schlaufe am besten geeignet, da die Fasern der Schlaufen in Lastrichtung verlaufen. Hierbei tritt das Erstversagen meist aufgrund hoher interlaminarer Schubspannungen zwischen den Schlaufenlagen und dem Mittellaminat auf. Daher ist hier auf einen weichen Übergang zwischen den Schlaufenlagen und dem Mittellaminat zu achten um evtl. Spannungsspitzen in diesem Bereich zu vermeiden. Das Restversagen tritt aufgrund überhöhter Faserspannungen in den Schlaufenlagen an der Schlaufenflanke auf.

### **8.2.2. Belastung unter $45^\circ$**

Die Belastung unter  $45^\circ$  Lastrichtung ist keine schlaufentypische Belastung. Für diese Belastung ist die Taillierte-Schlaufe am besten geeignet. Bei der Taillierten-Schlaufe werden die Lagen hinter dem Bolzen wieder zusammengeführt, wodurch zumindest teilweise die Lagen in Lastrichtung ausgerichtet sind. Das Erstversagen bei  $45^\circ$  Lastrichtung tritt hierbei aufgrund einer Kombination von interlaminaren Schub- und Schälspannungen auf. Es ist daher ebenfalls auf einen weichen Übergang von den Schlaufenlagen zum Mittellaminat zu achten. Das Restversagen tritt aufgrund einer fortschreitenden Delamination bis zur Einspannung auf.

### **8.2.3. Belastung unter $90^\circ$**

Eine weitere Schlaufenuntypische Belastung ist eine Zuglast unter  $90^\circ$ . Die durchgeführten Versuche und FEM Analysen haben gezeigt, dass eine Taillierte- bzw. Halbtaillierte-Schlaufe am besten für diese Belastung geeignet ist. Bei diesen Schlaufen kann ein Teil der Last von den zusammenlaufenden Schlaufenlagen aufgenommen werden. Bei der Halbtaillierten-Schlaufen stützen die äußeren parallelen Schlaufenlagen zusätzlich das Bauteil, wodurch leicht höhere Lasten als bei der Taillierten-Schlaufen ertragen werden können. Die hohen interlaminaren Schälspannungen sind für das Erstversagen hauptverantwortlich. Das Restversagen tritt aufgrund der fortschreitenden Delamination zwischen den Schlaufenlagen und dem Mittellaminat ein.

#### **8.2.4. Kombination der Belastungen**

Tritt eine Kombination der oben aufgeführten Belastung auf, so bietet die Halbtaillierte-Schlaufe den besten Kompromiss bei den Festigkeiten gegenüber Erst- und Restversagen. Bei der Halbtaillierten-Schlaufe verlaufen der äußere Teil der Schlaufenlagen parallel, so dass Zuglasten unter  $0^\circ$  Lastrichtung gut ertragen werden können. Der innere Teil der Schlaufenlagen läuft hinter dem Bolzen zusammen, so dass bei Zuglasten unter  $45^\circ$  und  $90^\circ$  Lastrichtung die Spannungen zumindest teilweise von den Fasern und nicht allein vom Harz aufgenommen werden.

### **8.3. Verstärkungsmöglichkeiten**

#### **8.3.1. Innenring**

Die Implementierung eines Innenrings verstärkt die Anbindung von den Schlaufenlagen zum Mittellaminat im vorderen Bereich. Dies wirkt sich jedoch nur auf das Erstversagen aus. Für ein Erstversagen der Schlaufen muss sich somit der Innenring von der Schlaufe bzw. vom Mittellaminat ablösen oder der Innenring versagt in Höhe der Zwischenschicht zwischen der Schlaufe und dem Mittellaminat. Daher wird der Innenring meist beim Erstversagen teilweise zerstört und kann dadurch beim Restversagen zu keiner weiteren Verbesserung führen.

Die Verbesserung von Parallel-Schlaufen bei den  $0^\circ$  Zugversuchen um 20% ist auf die Implementierung eines Innenrings und dadurch auf eine verbesserte Anbindung zwischen den Schlaufenlagen und Mittellaminat zurückzuführen. Die Verbesserung bei  $90^\circ$  Zuglast liegt mit 33% höher als bei  $0^\circ$  Zuglast. Bei der Belastung unter  $90^\circ$  wird die Zwischenschicht zwischen den Schlaufenlagen und dem Druckstück interlaminar auf Schälung belastet. Durch den Innenring geht ein großer Teil der Belastung in den Innenring und dessen Fasern bis diese versagen. Anschließend wächst die Delamination zwischen den Schlaufenlagen und dem Mittellaminat bis zum Restversagen an.

#### **8.3.2. 3D-Verstärkung**

Die 3D-Verstärkungen haben auf die einzelnen Belastungen und Schlaufentopologien unterschiedliche Einflüsse.

##### ***Belastung unter $0^\circ$***

Bei Belastung unter  $0^\circ$  hat die 3D-Verstärkungen kaum einen positiven Einfluss auf das Erstversagen der verschiedenen Schlaufen. Sie können ebenfalls als störende Fehlstelle auftreten und die Festigkeit gegen Erstversagen leicht herabsetzen.



### ***Belastung unter 45°***

Die 3D-Verstärkung unter 45° führt zu einer leichten Steigerung des Erstversagens bei den Schlaufen. Das Restversagen kann durch die 3D-Verstärkung unter 45° deutlich verbessert werden. Diese wirken als Rissstopper und behindert den Risswachstum der Delamination.

Die 3D-Verstärkung unter 90° führt zu keiner deutlichen Steigerung des Erstversagens, da diese außerhalb des kritischen Bereichs liegen. Bei der Taillierten-Schlaufe wird das Erstversagen sogar leicht herabgesetzt. Das Restversagen kann infolge einer 3D-Verstärkung unter 90° erheblich gesteigert werden, in dem die fortschreitende Delamination behindert wird.

### ***Belastung unter 90°***

Die unter 90° Lastrichtung belastete Schlaufe kann durch eine 3D-Verstärkung unter 45° erheblich verstärkt werden. Das Erstversagen kann hierdurch erheblich verbessert werden. Hierbei können die 3D-Verstärkungen im verstärkten Bereich vor dem Erstversagen bereits Lasten aufnehmen. Hier werden Mikrorisse vermutet, wodurch das Harz schon teilweise geschädigt ist. Die Verbesserung des Restversagens liegt im gleichen Bereich, wie die Verbesserung des Erstversagens.

Die 3D-Verstärkung unter 90° führt bei den Schlaufen mit 90° Zuglast zu einer geringen bis deutlichen Festigkeitserhöhungen für das Erstversagen. Das Restversagen kann nur leicht verbessert werden.

## **8.3.3. Ermüdungsverhalten**

Das Ermüdungsverhalten von Schlaufen ist von der Lastrichtung und Verstärkung abhängig. Die folgenden Gestaltungsrichtlinien beschränken sich auf die untersuchten Parallel-Schlaufen.

### ***Fatigue Belastung unter 0°***

Die Fatigue Belastung unter 0° führt bei der Parallel-Schlaufe auf eine Lebensdauerfestigkeit bezüglich Erstversagen von leicht über 50% der statischen Festigkeit. Mittels einer 3D-Verstärkung und eines zusätzlichen Innenrings kann die die Lebensdauerfestigkeit um 40% gegenüber der unverstärkten Schlaufen verbessert werden.

### ***Fatigue Belastung unter 90°***

Die Ermüdungsfestigkeit fällt bei der Parallel-Schlaufe mit einer Fatigue Belastung unter 90° auf knapp 65% ab. Die 3D-Verstärkung mit einem zusätzlichen Innenring erhöht die Ermüdungsfestigkeit um 25% über der statischen Festigkeit unverstärkter

Schlaufen. Daher ist eine 3D-Verstärkung mit zusätzlichem Innenring bei hohen Fatigue Lasten unter 90° sinnvoll.

## 8.4. Fertigung

Die Fertigung der Mini-TED- und Querlenker Schlaufen haben gezeigt, dass die Herstellung mit der Textiltechnik zu einigen Herausforderungen geführt hat. Diese sollen erläutert und die Lösungsansätze dargestellt werden.

### 8.4.1. Preform Herstellung

#### *Herstellung des Mittellaminats*

Der notwendige Zuschnitt des Mittellaminats zeigte sich bei der Fertigung der Mini-TED als nicht realisierbar. Aufgrund des geringen Innendurchmessers wäre eine sehr enge Abstufung der Lagen mit Stufen unter 1mm notwendig gewesen (siehe Kapitel 5.1). Diese Abstufungen sind jedoch in der Fertigung nicht herstellbar, so dass das Mittellaminat in 4 Lagenpakete getrennt wurde. Diese Lagenpakete wurden mit einer Abstufung von 2mm übereinander gelegt. Dadurch waren Harznester im Bereich der Schäftung nicht auszuschließen (siehe Abbildung 159). Bei der Fertigung der Querlenker Schlaufen konnte die vorgegebene Stufung des Mittellaminats aufgrund der größeren Geometrie eingehalten werden.

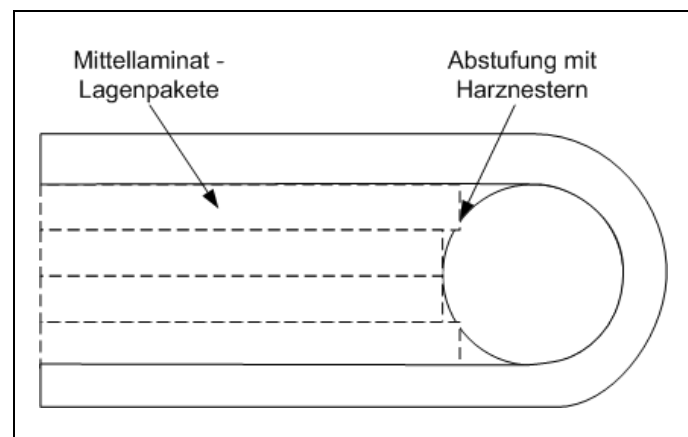


Abbildung 159: Fertigung der Mini-TED Schlaufen mit Lagenpaketen für das Mittellaminat

#### *Herstellung der Schlaufenlagen*

Die Fertigung der Mini-TED Schlaufen hat gezeigt, dass eine ausreichende Kompaktierung des Schlaufenbereichs bereits bei der Preform Herstellung erreicht werden muss. Während der Infiltration ist keine zusätzliche Kompaktierung möglich und muss daher vorher in einem ausreichenden Maß erfolgt sein. Eine geringfügige Kompaktierung führt zu Harznestern und Ondulationen in den Schlaufenlagen,

welches die Festigkeiten beeinträchtigen kann. Um die Kompaktierung der Mini-TED Schlaufen zu erreichen, wurde ein Binder in diesem Bereich verwendet. Der hierbei verwendete Binder war ein Schmelz-Klebe-Vlies mit  $12\text{g/m}^2$ , der die einzelnen Lagen miteinander fixierte. Der Binder durfte jedoch nicht in den Übergangsbereich des Mittellaminats eingebracht werden, da er sonst das Eindringen der Nadel in das Nähgut für eine 3D-Verstärkung verhindert.

#### **8.4.2. 3D-Verstärkung**

Die heutigen Nähtechniken sind meist auf Bauteildicken von 10mm limitiert. Das Einbringen von 3D-Verstärkung mit der Tufting Technik ist laut Hersteller bis 40mm Bauteildicke möglich. Die Vorkompaktierung der Schlaufen erschwert jedoch das Einbringen der Nähte in den kritischen Bereich. Die steife Führung im Nähroboter führt zu hohen Kräften und schließlich zum Abknicken der Nadel. Daher wurden die Nähte per Hand in die Schlaufen eingebracht. Mit leichten Schwenkbewegungen konnte die Nadel leicht durch das Nähgut gestochen werden ohne erkennbare Schädigungen in den einzelnen Lagen. Die Reproduzierbarkeit wurde durch Nähshablonen verbessert, jedoch ist durch das manuelle Einbringen der Nähte mit Toleranzen zu rechnen. Für einen industriellen Einsatz der 3D-Verstärkungen bei Faserverbundschlaufen ist jedoch noch Entwicklungsarbeit auf dem Sektor der Nähtechnik notwendig.

#### **8.4.3. Infiltration**

Die Infiltrationsversuche haben gezeigt, dass Fertigungswerkzeuge mit einer harten Schale notwendig sind. Ohne harte Werkzeuge ist eine Verschiebung der einzelnen Lagen, vor allem im vernähten Bereich, aufgrund des fehlenden Binders möglich. Dies führt zu Ondulationen im Mittellaminat und in den Schlaufenlagen, wodurch die Festigkeiten der Schlaufe beeinträchtigt werden. Die harten Werkzeuge sollten leichte Schrägen von  $3^\circ$  bis  $5^\circ$  in den Wänden haben, um das anschließende Entformen zu erleichtern.

Die Fertigungsversuche haben gezeigt, dass lange Infiltrationszeiten von 30 – 60 Minuten notwendig sind. Hierbei erschweren die dicken und kompakten Schlaufenlagen die Durchtränkung des inneren Mittellaminats.

## 9. Zusammenfassung und Ausblick

Die vorliegende Arbeit befasste sich mit der Gestaltung und Auslegung von Faserverbund-Schlaufen mit Verstärkungen in dritter Richtung. Im diesem Kapitel sollen die erzielten Ergebnisse zusammengefasst werden und ein Ausblick auf weiterführende Forschung gegeben werden.

### 9.1. Zusammenfassung

Anhand von so genannten Mini-TED Schlaufen wurden verschiedene Schlaufentopologien bei unterschiedlichen Belastungen untersucht. Numerische Berechnungen mit nichtlinearen Randbedingungen wurden herangezogen, um die Belastungen der unterschiedlichen Schlaufentopologien bei  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  und  $90^\circ$  Zug zu berechnen. Hierbei hat sich gezeigt, dass die Parallel-Schleife Vorteile bei  $0^\circ$  besitzt, jedoch bei  $90^\circ$  frühzeitig aufgrund hoher interlaminarer Schälspannungen versagt. Die Taillierte-Schleife zeigte bei  $0^\circ$  Zug etwas höhere Belastungen als die Parallel-Schleife, hatte aber bei  $90^\circ$  Zuglast erheblich geringe interlaminare Spannungen, wodurch höhere Lasten ertragen werden können. Als besten Kompromiss zeigte sich jedoch die Halbtillierte-Schleife, da sie die Vorteile der beiden vorigen Topologien vereint, so dass hohe Festigkeiten bei  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  und  $90^\circ$  Zuglast erzielbar sind.

Die Untersuchung der interlaminaren Eigenschaften infolge von 3D-Verstärkungen wurde mittels interlaminarer Schäl- und Scherversuche durchgeführt. Die Probengeometrie war hierbei für eine gute Übertragbarkeit der Ergebnisse an die Mini-TED Schlaufen angelehnt. Die interlaminaren Schälversuche zeigten, dass die Festigkeiten mittels einer 3D-Verstärkung unter  $45^\circ$  um Faktor 2 für das Erstversagen und um Faktor 4 für das Restversagen verbessert werden können. Das Versagen bei den interlaminaren Scherversuchen trat zugleich als Zwischenfaserbruch der gesamten Trennstelle auf. Daher beziehen sich die Verbesserungen nur auf die Restfestigkeit. Die Versuche zeigten, dass infolge einer 3D-Verstärkung unter  $45^\circ$  die interlaminare Scherfestigkeit nur leicht verbessert werden konnte.

Der Einfluss der 3D-Verstärkung auf die Mini-TED Schlaufen wurde experimentell untersucht. Hierzu wurden unter anderem Parallel-, Taillierte- und Halbtillierte Schlaufen mit 3D-Verstärkungen unter  $90^\circ$  und teilweise unter  $45^\circ$  gefertigt und anschließend statisch unter  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  und  $90^\circ$  Zuglastprüfung geprüft. Aufgrund hoher Bolzenbiegung bei den  $0^\circ$  Zugversuchen konnte keine signifikante Verbesserung der Festigkeiten festgestellt werden. Die Versuche mit  $45^\circ$  Zuglast haben gezeigt, dass das Erst- und Restversagen bei Parallel-Schlaufen mit einer  $90^\circ$  3D-Verstärkung erheblich gesteigert werden kann. Die unverstärkte Taillierte-Schleife zeigte

gegenüber der Parallel-Schlaufe eine deutliche höhere ertragbare Last bei 45° Zuglast. Aufgrund einer 3D-Verstärkung mit CFK-Nähten unter 45° konnte das Erstversagen kaum, jedoch das Restversagen erheblich gesteigert werden. Die statischen Zugversuche unter 90° zeigten bei den Parallel-Schlaufen eine deutlich Verbesserung des Erst- und Restversagens aufgrund einer 3D-Verstärkung unter 45°. Die Taillierte-Schlaufe wies ebenfalls ein deutlich erhöhtes Erstversagen infolge einer 3D-Verstärkung unter 45° auf, wobei gleichzeitig das Restversagen eintrat.

Die Querlenker Schlaufen wurden als zweites Beispiel herangezogen, um den Einfluss von 3D-Verstärkungen und eines zusätzlich eingebrachten Innenrings auf die statischen und Ermüdungsfestigkeiten nachzuweisen. Hierzu wurden statische und dynamische Zugversuche durchgeführt. Die statischen Versuche mit 0° Zuglast zeigten eine leichte Steigerung des Erstversagens. Ein Restversagen konnte aufgrund der Versuchsanordnung nicht gemessen werden. Die Verbesserung beim statischen 45° Zuglastfall lag bei Faktor 2 für das Erst- und Restversagen. Der statische Versuch mit 90° Zuglast zeigte eine Erhöhung des Erstversagens um Faktor 1 und des Restversagens um 1/3 auf. Die dynamischen Zugschwell-Versuche unter 0° Lastrichtung zeigten, dass die Ermüdungsfestigkeit bei 100.000 Lastwechseln deutlich gesteigert werden kann. Das Ermüdungsversagen unter 90° Zugschwelllast konnte sogar um Faktor 2 verbessert werden. Zusammenfassend kann gesagt werden, dass eine 3D-Verstärkung unter 45° mit zusätzlichem Innenring das größte Potential bietet.

Es wurden nicht-lineare numerische Degradationsmodelle erstellt, um das Schadensverhalten von den interlaminaren Schäl- und Scherversuchen mit integrierten 3D-Verstärkungen nachzubilden. Zur Abbildung des Schadenfortschritts wurde zwischen einem intralaminaren Schaden und einer interlaminaren Delamination mittels verschiedener Materialschadigungsansätze unterschieden. Das numerische Degradationsmodell des interlaminaren Schälversuchs zeigte, dass das Erstversagen recht genau berechnet werden konnte. Das Restversagen war gegenüber dem Versuch deutlich geringer, da eine Schädigung zwischen den 3D-Verstärkungen, wie im Versuch vermutet, nicht nachgebildet werden konnte. Der Vergleich einer 3D-verstärkten Probe mit höherem Nahtabstand zeigte eine sehr gute Übereinstimmung mit den Rechnungen. Die Berechnung des interlaminaren Scherversuchs zeigte ebenfalls eine gute Übereinstimmung mit dem Versuch. Aufgrund der Beschränkung auf interlaminare Schäden wurde eine leicht geringere Versagenslast berechnet.

Das Schadensverhalten von Parallel Schlaufen wurden ebenfalls mittels nichtlinearer Degradationsmodellen untersucht. Die Rechnungen haben ergeben, dass bei 0° Zuglast das Erstversagen gut mit den Versuchen übereinstimmt. Das Erstversagen unter 90° Zuglast war gegenüber dem Versuch deutlich geringer. Das Restversagen wich nur leicht von den Versuchen ab. Die numerischen Berechnungen zeigten eine sehr gute Übereinstimmung des Schadensverhaltens mit den Versuchen.

Die Ergebnisse der experimentellen und numerischen Untersuchungen der vorliegenden Arbeit wurden in Gestaltungsrichtlinien für Faserverbundschlaufen übersetzt. Es wurden Empfehlungen gegeben für welche Belastungsart sich welche Schlaufentopologie am besten eignet. Der Einfluss der 3D-Verstärkung auf die einzelnen Belastungsrichtungen wurde ebenfalls dargestellt. Es wurden zu dem entsprechende Verbesserungsansätze für die bei der Fertigung aufgetretenen Probleme aufgezeigt.

Die vorliegende Arbeit hat insgesamt gezeigt, dass die statischen und dynamischen Festigkeiten von Faserverbundschlaufen mittels 3D-Verstärkungen erheblich verbessert werden können.

## **9.2. Ausblick**

Die numerischen FEM Modelle haben einen Einfluss des Bolzenspiels auf die Belastungen in der Schlaufe gezeigt. Hierbei führte ein größeres Spiel zu einer höheren Biegung der Schlaufenlagen an der Flanke und somit zu erhöhten Spannungen am Schlaufeninnenrand. Dieser Einfluss sollte in weiterführenden Arbeiten gezielt auf das Restversagen untersucht werden.

Ferner hat sich gezeigt, dass die Anordnung der Lagen und des Lagenaufbaus des Mittellaminats einen Einfluss auf das Erstversagen hat. Durch eine senkrechte Anordnung des Mittellaminats zu den Schlaufenlagen konnten höhere Kräfte für das Erstversagen erzielt werden. Diese sollten numerisch und experimentell untersucht werden.

Als weiterer Ansatzpunkt kann ein Vergleich zwischen den verschiedenen Schlaufentopologien und einem Faserverbund-Laminat mit einer Bohrung durchgeführt werden. Die Untersuchung sollte die Abhängigkeit von Randabstand, Schlaufentopologie und 3D-Verstärkungen beinhalten.

Die Fertigung der 3D-verstärkten Schlaufen zeigte, dass hohe Nadelkräfte beim Vernähen mittels einem Nähroboter auftraten. Dies liess sich durch kleine Schwenkbewegungen bei Vernähen per Hand verhindern. Deshalb sollte die Nähtechnik dahingehend verbessert werden, dass sich die Nadeln in dichte bzw. vorkompaktierte Lagepakete einfacher einbringen lässt.

Die durchgeführten Untersuchungen von 3D-verstärkten Faserverbund-Schlaufen haben sich auf die Textiltechnik beschränkt. Weitergehende Untersuchungen könnten etwa 3D-Verstärkungen von Prepreg Schlaufen beinhalten. Solche 3D-Verstärkungen werden bereits von der Firma AZTECH [61] kommerziell eingesetzt.

## 10. Literaturverzeichnis

- [1] Schürmann. Konstruieren mit Faserverbundwerkstoffen. Springer-Verlag, 2005
- [2] Schnell, Gross, Hauger. Technische Meschanik 2 Elastostatik. Springer Verlag, 5. Auflage, 1995.
- [3] DIN 2413. Nahtlose Stahlrohre für Schwellende Beanspruchung – Berechnungsgrundlagen für Rohre und Rohrbögen, Entwurf, 2005.
- [4] Conen. Deformation und Versagen von GFK-Strangschlaufen. Kunststoffe Band 56, Heft 9, 1966.
- [5] Handbuch für Strukturberechnung 37108-01, Ausgabe A, 1980.
- [6] Grüninger. Möglichkeiten der Krafteinleitung in faserverstärkte Bauteile – Kohlenstoff und Aramid verstärkte Kunststoffe. VDI Verlag, 1977.
- [7] Treib. Palette der konstruktiven Anwendungsmöglichkeiten von Verbundwerkstoffen und Materialverbunden. VDI Berichte 956.1, 1992
- [8] Kochendörfer. Der Einsatz faserverstärkter Werkstoffe bei Verdichterschlaufen. Zeitung Flugwissen Heft 12, 1975.
- [9] Öry, Menking, Binz. Bauelemente aus Faserverbundwerkstoffen. VDI Berichte 956.1, 1992.
- [10] Weikum, Schmitz. Neue Einsatzmöglichkeiten – Rotorblätter für Windenergieanlagen. Intelligente Leichtbausysteme – Kongress 2002.
- [11] Bansemir. Einleitung konzentrierter Lasten in Faserverbundstrukturen, Haus der Technik, Tagung: Krafteinleitungsprobleme bei Leichtbaustrukturen, 1981.
- [12] Hütter. Tragende Flugzeugteile aus glasfaserverstärkten Kunststoffen. Luftfahrttechnik 6, 1960.
- [13] Lees, Winistörfer, Meier. External Prestressed Carbon Fiber Reinforced Polymer Straps for Shear Enhancement of Concrete. Journal of Composites for Construction Nov., 2002.
- [14] Camanho, Matthews. Stress analysis and strength prediction of mechanically fastend joints in FRP: a review. Elsevier Science Limited, Composite Part A-28A, 1997.
- [15] Wei-Hwang, Ming-HWA. The strength of Bolted and Single Lapped Composite Joints under Tension. Journal of Composite Materials Vol. 33, 1999.
- [16] Wörndle, Bansemir. Beitrag zur statischen Berechnung von Krafteinleitungselementen aus faserverstärkten Werkstoffen. DGLR Symposium: Neue Bauweisen und Fertigungsverfahren in der Luftfahrt, 1976.

- 
- [17] Rapp. Statische Berechnungen zu den Rotorblattanschlüssen nach DSK2-00509 (FEL Rotorblatt, Schlaufenversion II). MBB Bericht: TN DE133-5/82, 1982.
  - [18] Wörndle, Daschner. Rechnerische Untersuchung von zug- und druckbelasteten FVW- Strangschlaufen. Z. Flugwiss. Weltraumforschung 4, 1980.
  - [19] Bansemir. Festigkeit von dynamisch beanspruchten Krafteinleitungen für Faserverbundrotoren. MBB Bericht: UD 517-87-PUB, DGLR Tagung, 1987.
  - [20] Mackert. Strukturanalyse eines hochbelasteten Rotorblattanschlussbereiches in Faserverbundbauweise mit Hilfe des FEM Programms MARC/MENTAT. Diplomarbeit- Universität der Bundeswehr München, 2000.
  - [21] Tischler. Festigkeitsanalyse von Faserverbundschlaufen mit parallelen Schäften und Faserverbundschlaufen mit Lochrandverstärkung mittels Finiter Elemente, Diplomarbeit- Universität der Bundeswehr München, 2002.
  - [22] Puck. Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten. Carl Hanser Verlag, 1996.
  - [23] Juhasz. Ein neues physikalische basiertes Versagenskriterium für schwach 3D verstärkte Faserverbundlaminaten. Technische Universität Carolo-Wilhelms zu Braunschweig – Dissertation, 2003.
  - [24] H. Altenbach, J. Altenbach, Rikards. Einführung in die Mechanik der Laminat- und Sandwichwerke. Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1996.
  - [25] ESDU, Engineering Sciences Data - Item Number 82025, Failure modes of fibre reinforced laminates, 1986.
  - [26] Siemetzki, Havar, Breuer. Structural Development of Mini-Trailing-Edge-Devices in CFRP. Sampe European Conference, 2003.
  - [27] Havar. Bauweisenkonzepte für multifunktionalen Steuerklappen aus Faserverbundwerkstoffen für zukünftige Verkehrsflugzeuge. Diplomarbeit Universität Stuttgart, Institut für Leichtbau, 2001.
  - [28] Bechert, Meyer, Hage. Drag Reduction of Airfoils with Miniflaps. Can we learn from dragonflies. AIAA Paper 2000-2315, 2000.
  - [29] Dodbele, Hobbs, Kern, Ghee. Wind Tunnel Experiments and Navier-Stokes Computations of a High Lift Military Airfoil. AIAA Paper 99-0540, 1999.
  - [30] Hall, Dodbele. Concepts for Lift Improvements of a High Lift Military Airfoil. AIAA Paper 99-3178, 1999.
  - [31] Stark. Untersuchung des statischen und dynamischen Bruchverhaltens von Faserverbundschlaufen. Diplomarbeit Fachhochschule München, Fachbereich für Maschinenbau, 2002.
  - [32] Gaeb. Auslegung und experimentelle Festigkeitsanalyse hochbelasteter Faserverbundscharniere der AWIATOR Mini-TED's. Unveröffentlichte Diplomarbeit Fachhochschule München, Fachbereich für Maschinenbau, 2003.



- [33] Weiland. Nähetechnische Herstellung von dreidimensional räumlich verstärkten Preforms mittels Einseitennähetechnik. Dissertation der Technischen Universität Dresden, 2003.
- [34] Klopp. Analyse des Nahtbildungsprozesses von Verstärkungstextilien für Faserverbundkunststoffe. Dissertation der Rheinisch Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, 2003.
- [35] Mitschang. Prozessentwicklung und ganzheitliches Leichtbaukonzept zur durchgängigen, abfallfreien Preform-RTM Fertigung. Abschlussbericht BMBF Projekt: 02PP2460, Schriftenreihe Band 46, Institut für Verbundwerkstoffe, Technische Universität Kaiserslautern, 2004.
- [36] Brandt, Drechsler, Filsinger. Advanced Textile Technologies for the Cost Effective Manufacturing of High Performance Composites. NATO RTO/AVT Panel, North Atlantic Treaty Organization, Leon, Norway, Mai 2001.
- [37] Gessler. Textile Integrationstechniken zur Herstellung vorkonfektionierter Verstärkungsstrukturen für FVK „INTEX“. Abschlussbericht BMBF Projekt: 03N3060A9, 2005.
- [38] Dexter. Development of Textile Reinforced Composites for Aircraft Structures. Paper at 4th International Symposium for Textile Composites – Kyoto, Japa, 1998.
- [39] Shuart, Johnston, Dexter, Marchello, Grenoble. Automated Fabrication Technologies for High Performance Polymer Composites – NASA Report AGARD, 1998.
- [40] Dow, Dexter. Development of Stiche, braided and Woven Composite Structures in the ACT Program and at Langley Research Center – NASA Report TP-97-206234, 1997.
- [41] Mitschang, Weimer. Entwicklung und Anwendung der Nähetechnik im Bereich der Faser-Kunststoff-Verbunde. Denkendorfer Kolloquium: „Konfektion Technischer Textilien“, 2000.
- [42] Potluri, Kusak, Cumellas. Structural Performance of Orthogonal and Bias Stiche Sandwich Structures with Rigid Close-Cellular Foams. AIAA Paper 2003-1949, 2004.
- [43] Farley. A Mechanism Responsible for Reducing Compression Strength of Through-the-Thickness Reinforced Composite Materials. Journal of Composite Materials Volume 26, No. 12, 1992.
- [44] Jain, Mai. Mode I Delamination Toughness of Laminated Composite with Through-Thickness Reinforcement. Applied Composite Materials 1:1-17, 1994.
- [45] Heß, Roth, Himmel. FE-Einheitszellenmodellierung des Elastizitätsverhaltens vernähter Laminat. Paper 159 Deutscher Luft und Raumfahrtkongress, 2004.
- [46] Faro, Maskell, Pederson. Recent Development in Preform Assembly and Textile Technology. Sampe Paper USA, 2004.

- 
- [47] Kresse. Robotergeführte Einseiten-Nähtechnik für die Preformherstellung. 5. Werstofftechnische Kolloquium Chemnitz, 2002.
- [48] Schnieder, Weimer, Hägle, Böttcher. Automatisierte Preform-RTM-Fertigung. Kunststoffe 6/2003.
- [49] Weimer, Mitschang. Nähtechnik für Faser/Kunststoff-Verbundwerkstoffe. Technische Textilien Jahrgang 43 Mai 2000, 2000.
- [50] Fillsinger, Dittmann, Bischoff. Nähen als Textile Preform-Technik zur Herstellung von Faserverbundstrukturen für Luftfahrtanwendungen am Beispiel der A380 Druckkalotte. Deutscher Luft- und Raumfahrtkongress, 2003.
- [51] Glaessgen, Raju. Three Dimensional Effects in the Plate analysis of Stitched Textile Composites. AIAA Paper No. 99-1416, 1999.
- [52] Flanagan, Furrow. Parametric Studies of Stitching Effectiveness for Preventing Substructure Disbond, NASA Report for Programm No. Nas1-18784, 1993.
- [53] Airbus. Carbon Fiber Reinforced Plastics, Delamination of interlaminar fracture toughness energy Mode I – GIc Test. Airbus Inudtrie Test Method 1.0005, 1994.
- [54] Airbus. Carbon Fiber Reinforced Plastics, Delamination of interlaminar fracture toughness energy Mode II – GIIC Test. Airbus Inudtrie Test Method 1.0006, 1994.
- [55] Roth. Beitrag zur rechnerischen Abschätzung des Scheiben-Elastizitätsverhaltens in Dickenrichtung vernähter Faser-Kunststoff-Lamine. Dissertation der Technischen Universität Kaiserslautern. Institut für Verbundwerkstoffe GmbH Band 55, 2005.
- [56] Internetquelle: <http://www.awiator.net>.
- [57] Internetquelle: [http://www.ksl-lorsch.de/ksl-lorsch/pdf/ksl\\_composites.pdf](http://www.ksl-lorsch.de/ksl-lorsch/pdf/ksl_composites.pdf)
- [58] Havar, Schouten, Drechsler. 3D Fibre Reinforced Improving Shear and Tension Strength for Composite Loops. SAMPE Europe International Conference Paris – Paper, 2005.
- [59] Köditz. Untersuchung unterschiedlicher Verstärkungen auf Faserverbundschaufen. Unveröffentlichte Diplomarbeit an der Fachhochschule München, Fachbereich für Maschinenbau. Betreuer: Prof. Dr.-Ing. Horoschenkoff und Dipl.-Ing. Tamas Havar, 2004.
- [60] Domberger. Spannungs- und Dehnungsanalyse von Faserverbundschaufen. Unveröffentlichte Diplomarbeit an der Fachhochschule München, Fachbereich für Maschinenbau. Betreuer: Prof. Dr.-Ing. Horoschenkoff und Dipl. Ing. Tamas Havar, 2005.
- [61] N. Internetquelle: <http://www.z-fibers.com>
- [62] Johnson, Pickett, Rozycki. Computational methods for predicting impact damage in composite structres. Composite Science and Technology 61 (2001), 2001.

- 
- [63] Gunnion. Analytical Assessment of Fibre Misalignment in Advanced Composite Materials. Thesis for Doctor of Philosophy at School of Aerospace, Mechanical and Manufacturing Engineering, RMIT University, 2004.
- [64] Klauke. Neue Bruchkriterien für den Zwischenfaserbruch und FE-Anwendung auf reale CFK Bauteile. Diplomarbeit der Brandenburgische Technischen Universität, Lehrstuhl für Strukturmechanik und Fahrzeugschwingungen, 2003.
- [65] Pinho, Iannucci, Robinson. Formulation and implementation of decohesion elements in an explicit finite element code. Wird noch veröffentlicht in: Composites, Part A; Applied Science and Manufacturing, 2006.
- [66] Sterzer. Numerische Versagensanalysen von 3D verstärkten Faserverbundschlaufen. Diplomarbeit an der Technischen Universität München, Lehrstuhl für Leichtbau, 2006.
- [67] Sprenger, Gruttmann, Wagner. Delamination growth analysis in laminated structures with continuum-based 3D-shell-elements and viscoplastic softening model. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, pp 123-139, 2000.
- [68] Gonzalves, de Moura, De Castro.. A three-dimensional finite element model for stress analysis of adhesive joints. International Journal of Adhesion and Adhesives 22, 2002.
- [69] Filsinger, Dittmann, Bischoff. Nähen als textile Preform-Technik zur Herstellung von Faserverbundstrukturen für Luftfahrtanwendungen am Beispiel der A380 Druckkalotte. Deutscher Luft- und Raumfahrtkongress 2003.
- [70] Aigner. Automatisierte Fertigung von hohlprofil-versteiften Schalen in Preformtechnologie. Diplomarbeit an der Fachhochschule Regensburg, Fachbereich Maschinenbau. Betreuer: Prof. Dr. Elsner, Dipl. Ing. Gessler und Dipl. Ing. Breu, 2003.
- [71] Brandt, Gessler, Filsinger. New Approaches in Textile and Impregnation for the Cost Effective Manufacturing of CFRP Aerospace Components, International Council of the Aeronautical Sciences Congress 2002. Toronto 2002.
- [72] Jakobi. Zur Spannungs- Verformungs- und Bruchanalyse an dickwandigen rohrförmigen Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbunden. VDI Fortschrittsbericht, Reihe 5 Nr. 126, 1987.

## 11. Anhang

### 11.1. Ergebnisse der 2D Schlaufenberechnung

#### 11.1.1. Schlaufe unter 0° Zuglast

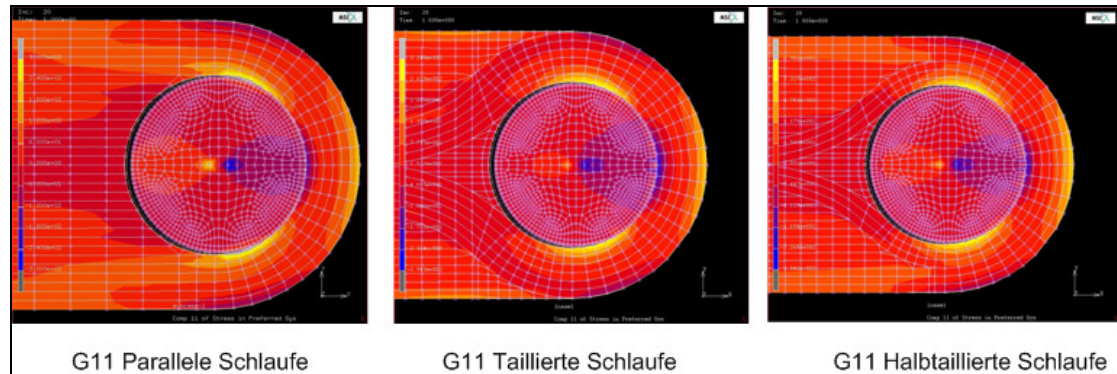


Abbildung 159: Spannung in Faserrichtung aller Schlaufen bei Zugbelastung unter 0°

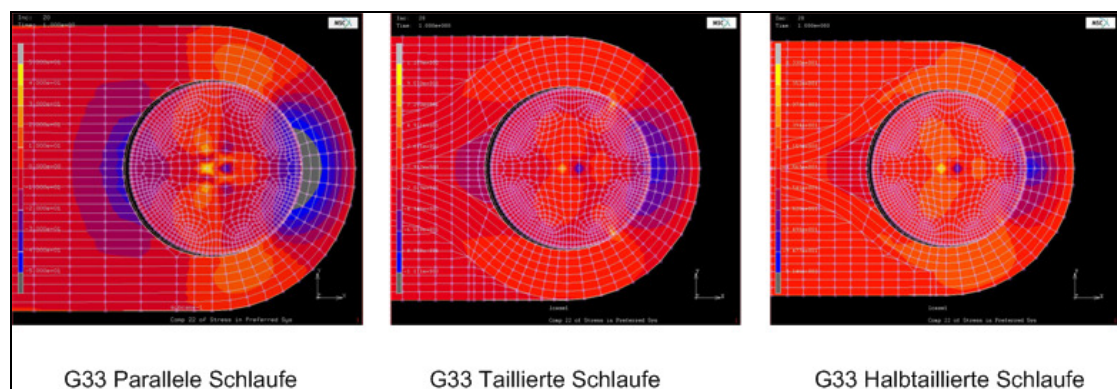


Abbildung 160: Interlaminare Schälspannung aller Schlaufen bei Zugbelastung unter 0°

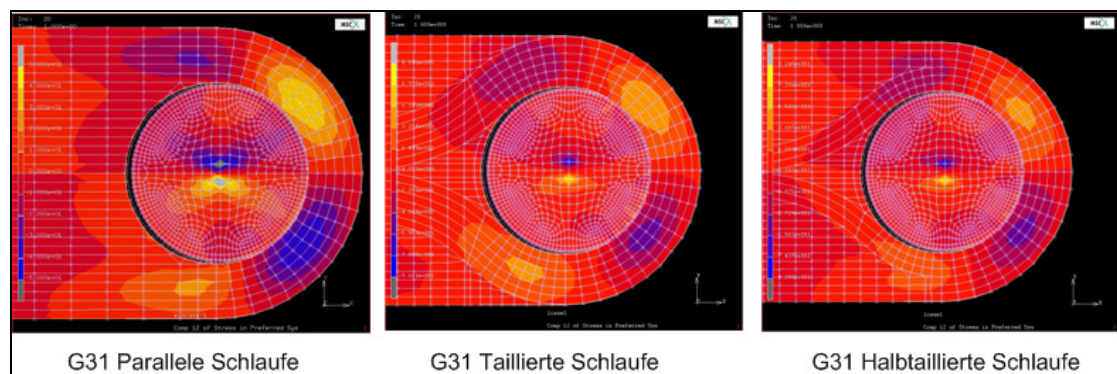


Abbildung 161: Interlaminare Scherspannung aller Schlaufen bei Zugbelastung unter 0°

### 11.1.2. Schlaufe unter 45° Zuglast

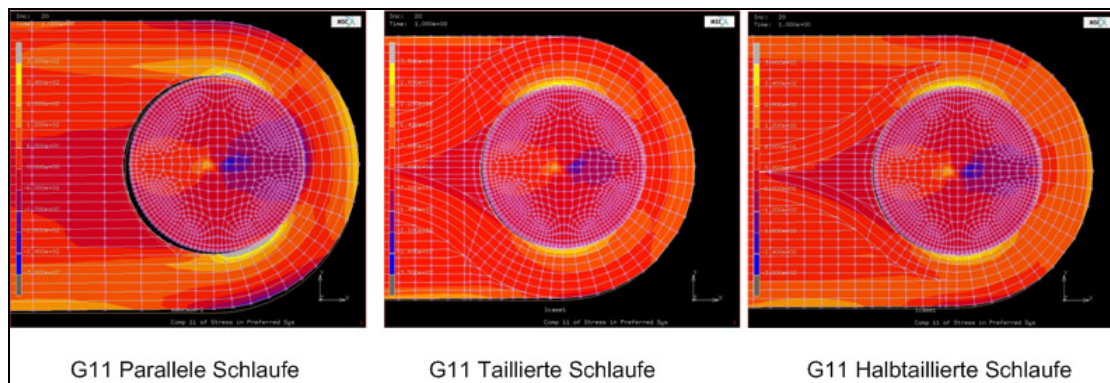


Abbildung 162: Spannung in Faserrichtung aller Schlaufen bei Zugbelastung unter 45°

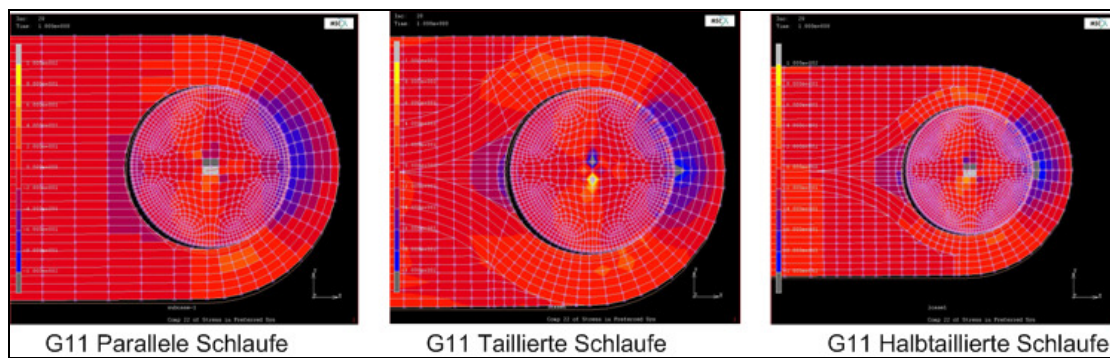


Abbildung 163: Interlaminare Schälspannung aller Schlaufen bei Zuglast unter 45°

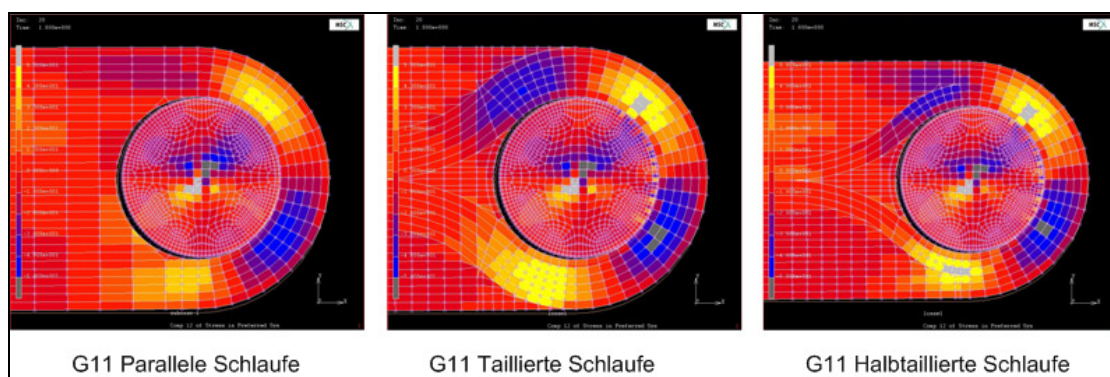


Abbildung 164: Interlaminare Scherspannung aller Schlaufen bei Zuglast unter 45°

### 11.1.3. Schlaufe unter 90° Zuglast

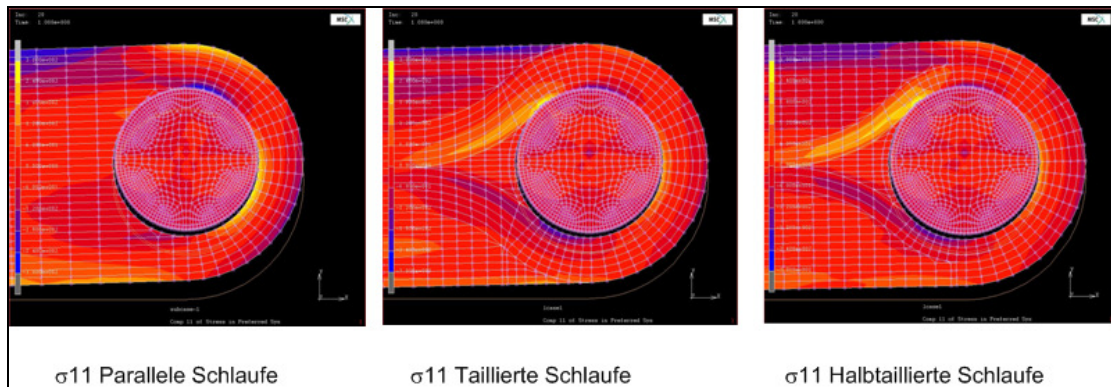


Abbildung 165: Spannung in Faserrichtung aller Schlaufen bei Zuglast unter 90°

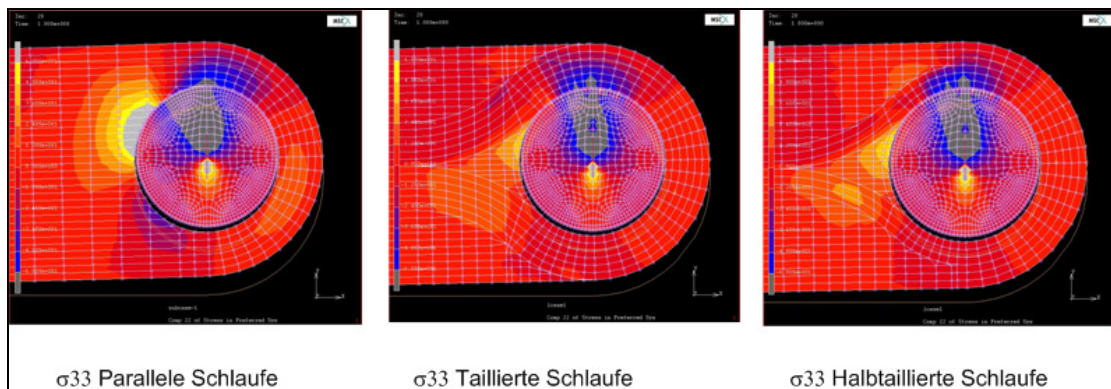


Abbildung 166: Interlaminare Schälspannung aller Schlaufen bei Zuglast unter 90°

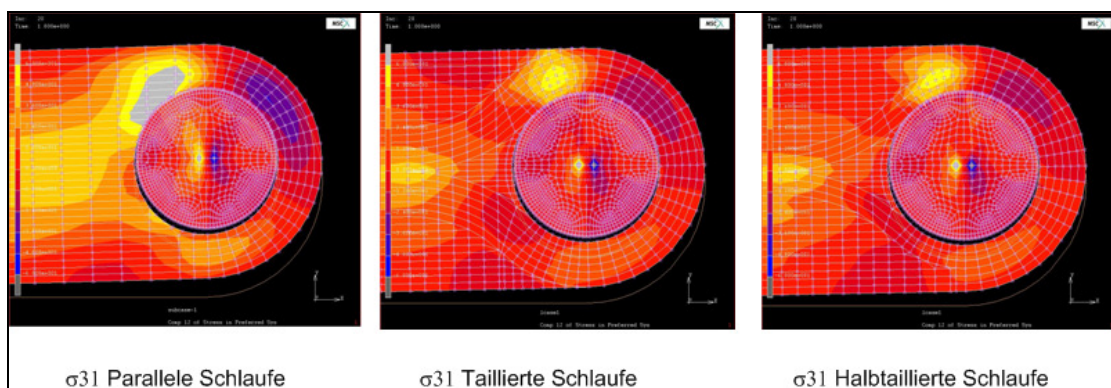


Abbildung 167: Interlaminare Scherspannung aller Schlaufen bei Zuglast unter 45°

## 11.2. Experimentelle Untersuchungen der interlaminaren GFK Festigkeiten

### 11.2.1. Interlaminarer Schälversuche mit GFK Proben

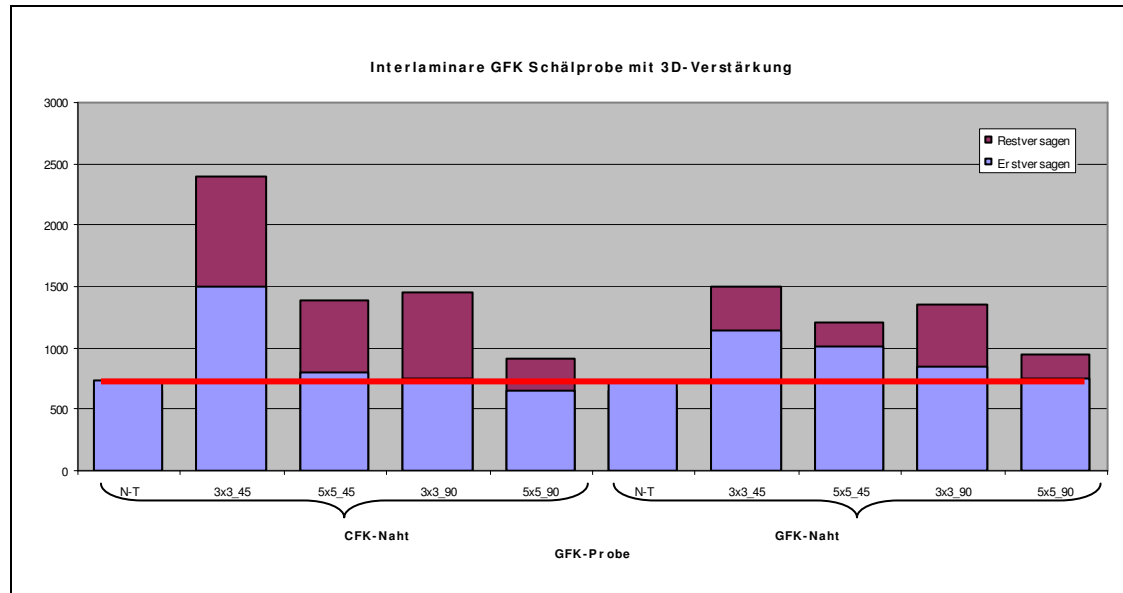


Abbildung 168: interlaminarer Schälversuch von GFK Proben mit GFK und CFK 3D-Verstärkungen

### 11.2.2. Interlaminarer Scherversuche mit GFK Proben

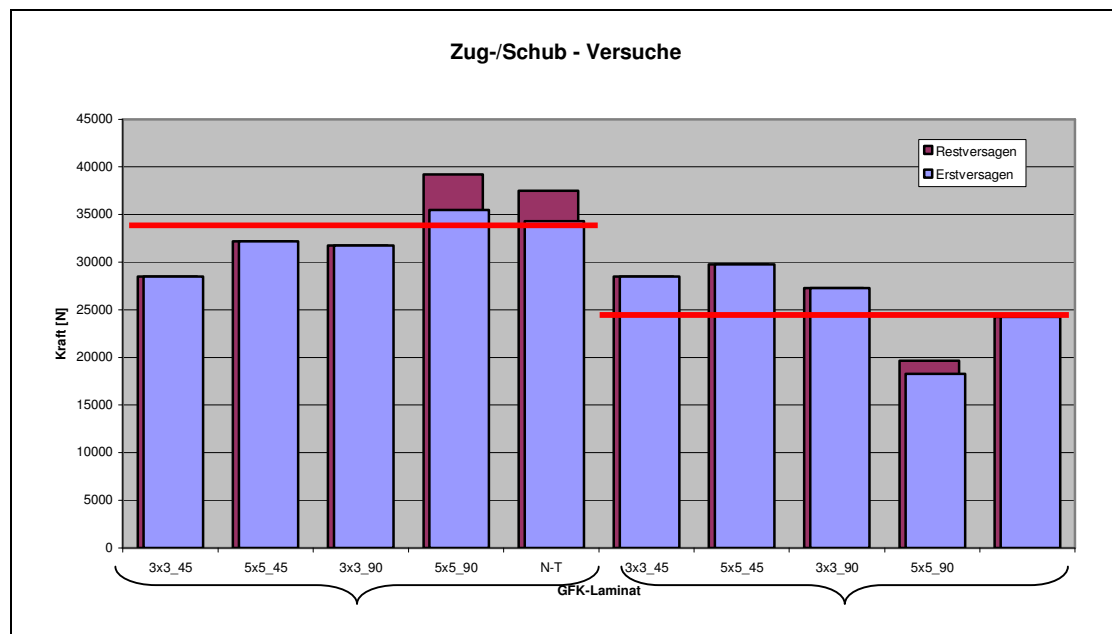


Abbildung 169: Zug-Schub Versuch von GFK Proben mit GFK und CFK 3D-Verstärkungen

### 11.3. Experimentelle Untersuchungen von 3D-verstärkten GFK Mini-TED Schlaufen

#### 11.3.1. Zugversuch unter 0°

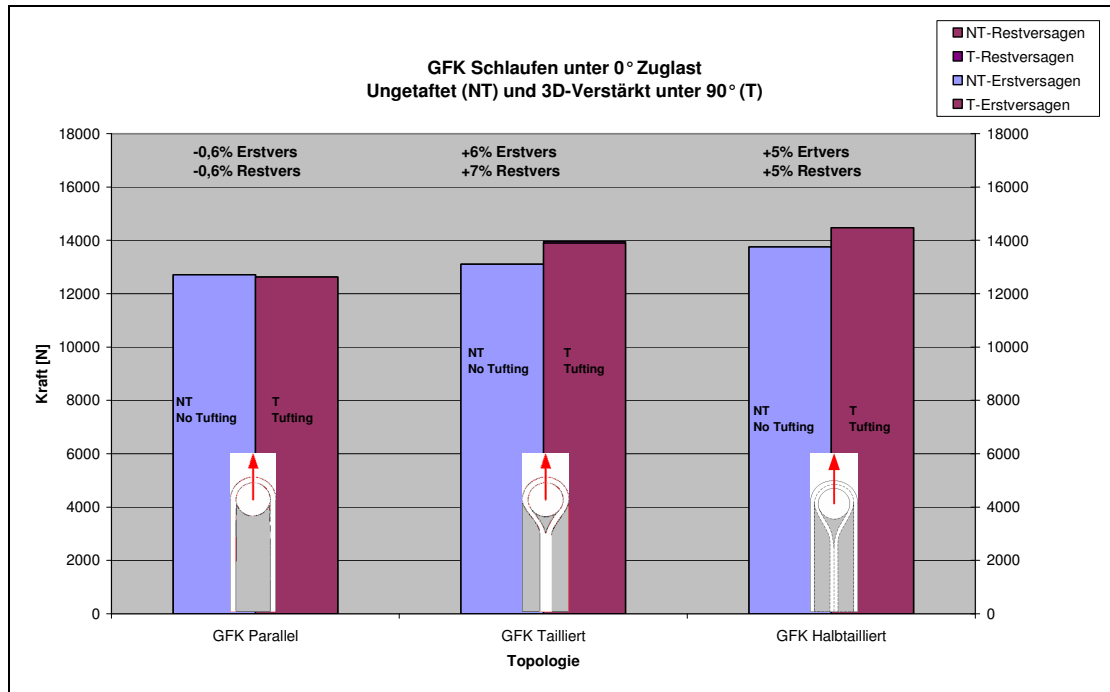


Abbildung 170: GFK Mini-TED Schlaufen unter 0° Zuglast

#### 11.3.2. Zugversuch unter 45°

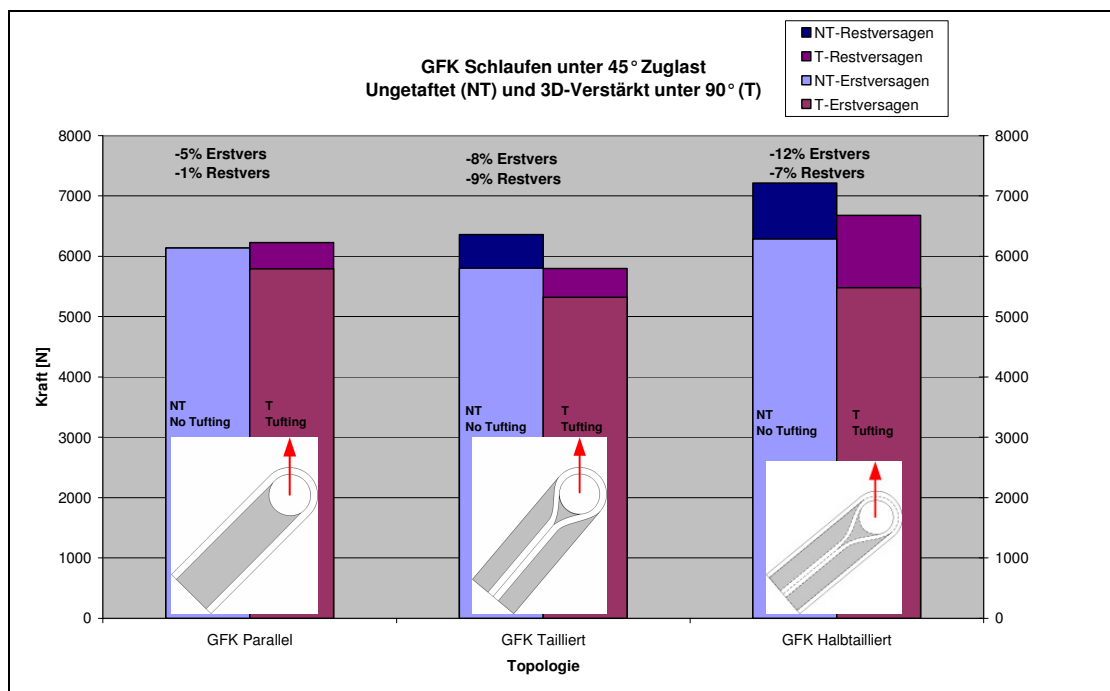


Abbildung 171: GFK Mini-TED Schlaufen unter 45° Zuglast



### 11.3.3. Zugversuch unter 90° Lastrichtung

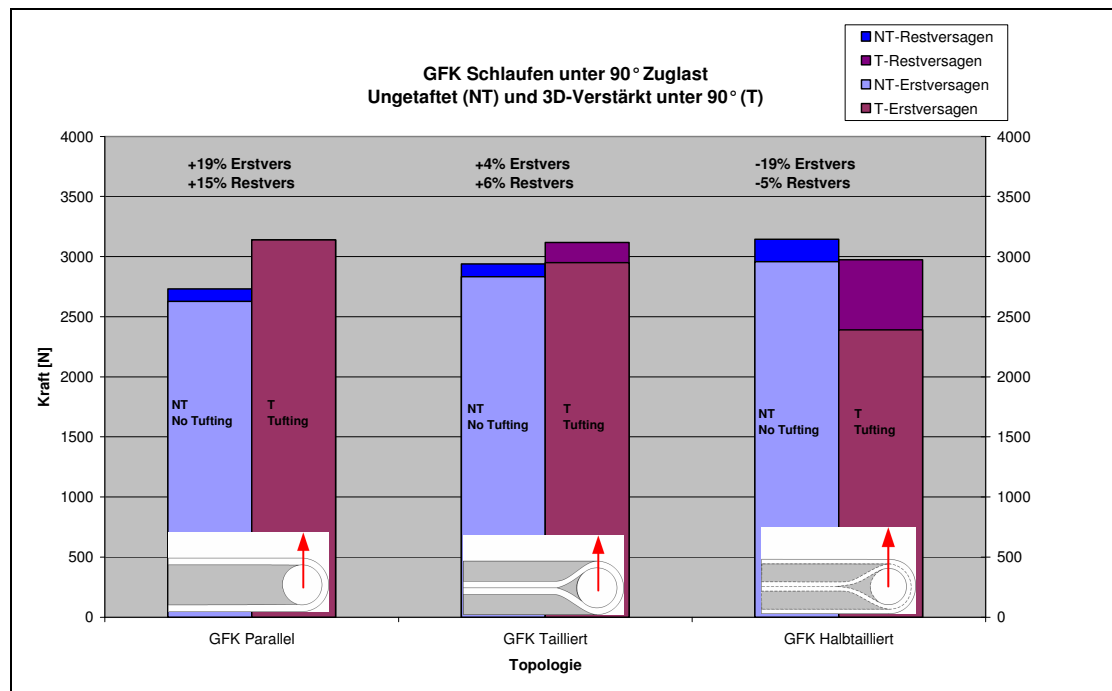


Abbildung 172: GFK Mini-TED Schlaufen unter 90° Zuglast

### 11.4. Fortran77 Code

The subroutine HYPELA is printed here. Together with the description in the chapters above the complicated process can be retraced. The other subroutines are on the provided CD.

```

c Implementation of TTR composite laminate failure model

c#####
c Subroutine: HYPELA
c#####

c Modify stiffness properties and strength properties
c according to actual material. Adjust array size to number of
elements

      subroutine hypela(d,g,e,de,s,temp,dtemp,ngens,m,nn,kc,mats,
+ndi,nshear)

      include '/home/simu/MARC2005/marc2005/common/implicit'
      include '/home/simu/MARC2005/marc2005/common/concom'
      include '/home/simu/MARC2005/marc2005/common/dimen'

      dimension e(*),de(*),temp(*),dtemp(*),g(*),d(ngens,ngens),s(*)
    
```

```
dimension n(2)

c-----Declaration of user defined variables and arrays
dimension ud(6), udi(3,13), failangle(9000,8),
+ stiffness(6,6), failmod(9000,8), failcrit(2,9000,8),
+ failflag(9000,8), dee(6), sold(6), strain(6), sums(3),
+ delt(3), damage(9000,8), actualk(9000,8), e0(9000,8),
+ ef(9000,8), degrad(9000,8), degradation (9000,8)

real iff, iffmax, k

c-----Common block definition
common /fail/failangle, failmod, failcrit,
+ failflag, damage, e0, ef, degrad, degradation
common /dispcontrol/failed

c-----Explanation of Marc variables
c    de          incremental strain vector
c    e           old strain vector
c    inc         increment number
c    lovl       overlay indicator
c    m          element number
c    mats       material id
c    nn         integration point number
c    ncycle     cycle
c    s          stress vector

c-----Explanation of user defined variables
c    a,b,var    help variables for calculation
c    alpha      power law factor
c    i,j        loop variables
c    failed     counts integration point failures
c    failflag   indication of integration point failure

c-----In-ply
c    ambda      angle between shear stress vectors in
fracture plane
c    angle      fracture angle loop variable (DEG)
c    anglemax   angle for highest IFF effort
c    dee        strain vector
c    degra(d)(ation) damage variables
c    g11        fracture toughness opening mode
c    g22        fracture toughness shear mode
c    e0         strain at failure onset
c    ef         strain at complete failure
c    el         shear strain in fp (L coordinate)
c    emat       vector added strain
c    en         normal strain in fp
c    et         shear strain in fp (T coordinate)
c    failangle  fracture plane angle
c    failcrit   failure criterion
c    failmod    failure mode
c    fmod       failure mode
c    ff         fibre failure criterion
c    iff        IFF effort
c    iffmax     highest IFF effort
c    p          SPC p factor
c    Rllneg     compressive normal strength
c    Rllpos     tension normal strength
c    Rshear     tufting element shear strength
c    RT11      shear strength
```

```
c      RTneg          matrix compressive strength
c      RTpos          matrix tension strength (xy and zx)
c      RTT            matrix tension strength (yz)
c      slope          slope in fracture body curve
c      smat           vector added stress
c      sn             normal stress in fracture plane
c      ss             tufting element shear failure criterion
c      sshear         tufting element shear stress (xy and zx)
c      theta          fracture angle loop variable (RAD)
c      tmat           vector added shear stress
c      tnl            shear stress vector in fp (L coordinate)
c      tnt            shear stress vector in fp (T coordinate)
c      udi            initial material properties
c      ud             actual material properties
c      xomega         angle between shear and normal stress vector
in fp
```

c-----Delamination

```
c      actualk        stiffness in terms of traction-displ. law
c      beta           mode participation
c      damag(e)       damage variables
c      delt           displacement vector
c      delta          decisive displacement
c      deltas         vector addition of shear displacements
c      sums           help array for displacement calculation
c      fdelta         complete failure displacement
c      fdeltan        complete failure displacement opening mode
c      fdeltas        complete failure displacement shear mode
c      glc            fracture toughness opening mode
c      gsc            fracture toughness shear mode
c      k              initial stiffness in terms of traction displ.
law
c      penstiffness   initial stiffness in terms of traction strain
law
c      strain         strain vector
c      strengthn      interface element strength opening mode
c      strengths      interface element strength shear mode
c      t              interface element thickness
c      zerodelta      failure onset displacement
c      zerodeltan     failure onset displacement opening mode
c      zerodeltas     failure onset displacement shear mode
```

```
c#####
c In-ply failure
c#####
```

c-----Initiation of failure angle variable

```
      if (inc.eq.0) then
        failangle(m,nn)=-1
      end if
```

```
c*****
c Material data initiation at beginning of calculation for
c mats=1 ud elm and mats=3 tufting elm (mats=2 interface elm)
c*****
```

```
      if (mats.eq.1.or.mats.eq.3) then

        if (inc.eq.0.and.nn.eq.1.and.m.eq.1) then
c-----UD layer stiffness data
          udi(1,1)=143956
```

```

    udi(1,2)=11066
    udi(1,3)=11066
    udi(1,4)=5049
    udi(1,5)=2553
    udi(1,6)=5049
    udi(1,7)=0.278
    udi(1,8)=0.371
    udi(1,9)=0.0214

c-----Tufting element stiffness data
    udi(3,1)=28508
    udi(3,2)=3677
    udi(3,3)=3677
    udi(3,4)=1366
    udi(3,5)=1194
    udi(3,6)=1366
    udi(3,7)=0.339
    udi(3,8)=0.495
    udi(3,9)=0.0438

c-----Material data calculation
    do i=1,3
        udi(i,10)=udi(i,7)*udi(i,2)/udi(i,1)
        udi(i,11)=udi(i,8)*udi(i,3)/udi(i,2)
        udi(i,12)=udi(i,9)*udi(i,1)/udi(i,3)
        udi(i,13)=1-udi(i,7)*udi(i,10)-udi(i,8)*udi(i,11)-udi(i,9)
+ *udi(i,12)-2*udi(i,10)*udi(i,8)*udi(i,9)
    enddo
    end if

c-----Allocation of material data
    do i=1,6
        ud(i)=udi(mats,i)
    enddo

c*****
c Degradation calculation
c*****

        if (inc.ge.2) then

c-----Fibre failure
        if (failcrit(1,m,nn).ge.1) then
            do i=1,6
                ud(i)=0
            enddo
            if (lovl.eq.4) then
                write(0,*) m,nn,failcrit(1,m,nn), 'model'
            end if
            go to 100
        end if

        if (mats.eq.1) then

c-----degradation factor update
        if (ncycle.eq.0) then
            degradation(m,nn)=degrad(m,nn)
        end if

c-----Inter fibre failure only for UD layer
        if (degradation(m,nn).gt.0) then
```

```
do i=2,6
ud(i)=(1-degradation(m,nn))*udi(mats,i)
enddo
if (failmod(m,nn).eq.3) then
if (degradation(m,nn).gt.0.7) then
do i=1,6
ud(i)=0
enddo
end if
else
if (degradation(m,nn).gt.0.95) then
do i=1,6
ud(i)=0
enddo
end if
end if
if (lovl.eq.4) then
write (0,*) m,nn,degradation(m,nn),failmod(m,nn)
end if
end if

c if mats=1
end if

c if inc ge 2
end if

100 continue

c*****
c Assembly of new stiffness matrix and stress calculation
c*****

d(1,1)=((1-udi(mats,8)*udi(mats,11))*ud(1))/udi(mats,13)
d(1,2)=((udi(mats,7)+udi(mats,12)*udi(mats,11))*ud(2))
+ /udi(mats,13)
d(1,3)=((udi(mats,12)+udi(mats,7)*udi(mats,8))*ud(3))/
+ udi(mats,13)
d(2,2)=((1-udi(mats,9)*udi(mats,12))*ud(2))/udi(mats,13)
d(2,3)=((udi(mats,8)+udi(mats,10)*udi(mats,12))*ud(3))
+ /udi(mats,13)
d(3,3)=((1-udi(mats,10)*udi(mats,7))*ud(3))/udi(mats,13)
d(2,1)=d(1,2)
d(3,1)=d(1,3)
d(3,2)=d(2,3)
d(4,4)=ud(4)
d(5,5)=ud(5)
d(6,6)=ud(6)

c----Update stress vector
call GMADD(e,de,dee,ngens,1)
call GMPRD(d,dee,s,ngens,ngens,1)

if (lovl.eq.6) then

c*****
c Tufting element strength data and failure determination
c*****

c----Strength properties
if (mats.eq.3) then
```

```
Rllpos = 450
Rllneg = 200
Rshear = 80

c-----Calculation of fibre effort
  if (s(1).ge.0) then
    ff=s(1)/Rllpos
  else
    ff=(s(1)/Rllneg)*(-1)
  end if
  sshear=(s(4)**2+s(6)**2)**0.5
  ss=sshear/Rshear

c-----Data allocation for FORCDT and postprocessing
  if (ff.ge.ss) then
    if (ff.ge.failcrit(1,m,nn)) then
      failcrit(1,m,nn)=ff
      failmod(m,nn)=1
    end if
  else
    if (ss.ge.failcrit(1,m,nn)) then
      failcrit(1,m,nn)=ss
      failmod(m,nn)=2
    end if
  end if

  if (failcrit(1,m,nn).ge.1.and.failflag(m,nn).eq.0) then
    failel=failel+1
    failflag(m,nn)=1
  end if

c if mats=3
  end if

c*****
*
c UD layer failure determination with SPC and Maximum stress
criterion
c*****
*

  if (mats.eq.1) then

c-----Strength properties
  Rllpos = 1800
  Rllneg = 1000
  if (m.eq.1.and.nn.eq.1.and.inc.eq.1) then
    RTneg = 190
    RTll = 60
    RTpos = 60
    slope=0.2
    p=RTpos*slope/RTll
    RTT=RTneg/(sqrt(p*(RTneg/RTpos)**2+1)+1)
  end if

c-----Stress already in element direction
  s1 = s(1)
  t21 = s(4)
  s2 = s(2)
  t23 = s(5)
  s3 = s(3)
```

```
t31 = s(6)

c-----Fibre failure
  if (s1.ge.0) then
    ff=s1/Rllpos
  else
    ff=(s1/Rllneg)*(-1)
  end if
  if (ff.ge.failcrit(1,m,nn)) then
    failcrit(1,m,nn)=ff
  end if

c-----SPC angle loop initiation
  angle=0
  iffmax=0

  do i=0,180,1
    angle=i
    theta=(angle/180)*3.141593

c-----Stress transformation
    sn=(s2+s3)/2+((s2-s3)*cos(2*theta))/2+t23*sin(2*theta)
    tnt=((-s2+s3)*sin(2*theta))/2+t23*cos(2*theta)
    tnl=sin(theta)*t31+cos(theta)*t21

c----SPC calculation
    a=(tnt/RTT)**2
    b=(tnl/RTll)**2
    c=(sn/RTpos)
    if (sn.ge.0) then
      iff=sqrt((1-p)**2*c**2+a+b)+p*c
      if (iff.ge.iffmax) then
        iffmax=iff
        fmode=2
        anglemax=angle
      end if
    else
      iff=sqrt(p**2*c**2+a+b)+p*c
      if (iff.ge.iffmax) then
        iffmax=iff
        fmode=3
        anglemax=angle
      end if
    end if
  enddo
  failcrit(2,m,nn)=iffmax

c-----Mode switch for FF
  if (ff.ge.iffmax.or.ff.ge.1) then
    fmode=1
  end if
  if (ff.ge.1) then
    write(0,*)'ff',m,nn
  end if

c-----Stress vector addition
  tmat=((tnl**2)+(tnt**2))**0.5
  if (sn.ge.0) then
    smat=((tmat**2)+(sn**2))**0.5
```

```
else
  smat=tmat
end if
ambda=atan(tnl/tnt)
xomega=atan(sn/tmat)

c-----Fracture plane strain calculation and vector addition
if (failflag(m,nn).eq.0) then
  theta=(anglemax/180)*3.141593
else
  theta=failangle(m,nn)
end if
en=((dee(2)+dee(3))+((dee(2)-dee(3))*cos(2*theta))
+ +dee(5)*sin(2*theta))*0.5
et=(-dee(2)+dee(3))*sin(2*theta)+dee(5)*cos(2*theta)
el=sin(theta)*dee(6)+cos(theta)*dee(4)
emat=abs(et*cos(ambda)+el*sin(ambda))
if (sn.ge.0) then
  emat=en*sin(xomega)+emat*cos(xomega)
else
  emat=-en*sin(xomega)+emat*cos(xomega)
end if

c-----Strain at complete failure
if (failflag(m,nn).eq.0.and.(iffmax.ge.1.or.ff.ge.1)) then
  g11=0.168
  g22=0.56
  alpha=1.21
  var=(en*sn)/(emat*smat)
  if (var.ge.0) then
    gamma=((1/g11)*var**2)**alpha+
+ ((1/g22)*((et*tnt)/(emat*smat))**2)**alpha+
+ ((1/g22)*((en*tnl)/(emat*smat))**2)**alpha)**(-1/alpha)
  else
    gamma((((1/g22)*(et*tnt)/(emat*smat))**2)**alpha+
+ ((1/g22)*(en*tnl)/(emat*smat))**2)**alpha)**(-1/alpha)
  end if
  ef(m,nn)=2*gamma/(smat*0.25)
  e0(m,nn)=emat*0.99

c-----Data allocation for postprocessing and FORCDT
failflag(m,nn)=1
failel=failel+1
failangle(m,nn)=anglemax
failmod(m,nn)=fmode
write(0,*) 'iff', m,nn,failmod(m,nn)
end if

c-----Degradation factor
if (failflag(m,nn).eq.1) then
  ef(m,nn)=1.3*e0(m,nn)
  degra=ef(m,nn)*(emat-e0(m,nn))/
+ (emat*(ef(m,nn)-e0(m,nn)))
  if (degra.le.1) then
    degra=degra
  else
    degra=1
  end if
  if (degra.ge.0) then
    degra=degra
  else
    degra=1
  end if
end if
```



```
        degra=0
        end if
        if (degra.ge.degrad(m,nn)) then
            degrad(m,nn)=degra
        end if
        else
            degrad(m,nn)=0
        end if

c if mats=1
    end if
c if lovl=6
    end if
c if mats=1 or mats=3
    end if

c#####
c Delamination (out-of-plane failure)
c#####

        if (mats.eq.2) then

c*****
c Data initiation
c*****

            if (inc.eq.0.and.nn.eq.1) then

c-----Element thickness
                t=0.0025

c-----Intralaminar strength definition
                strengthn=60*0.75
                strengths=60*0.75
                penstiffness=2890/50

c-----RTM6 fracture toughness
                glc=0.168
                gsc=0.56
                alpha=1.21

c-----Calculation of stiffness and single mode decisive displacements
                k=penstiffness/t
                zerodeltan=strengthn/k
                zerodeltas=strengths/k
                fdeltan=2*glc/(k*zerodeltan)
                fdeltas=2*gsc/(k*zerodeltas)

            end if

c*****
c Start of interface element calculation part
c*****

c-----Stiffness update
            if (ncycle.eq.0) then
                actualk(m,nn)=(1-damage(m,nn))*k
            end if

            if (lovl.eq.6) then
```

```
c-----Displacement calculation
  do i=1,6
    strain(i)=e(i)+de(i)
  enddo
  sums(1)=strain(3)
  sums(2)=strain(5)
  sums(3)=strain(6)
  do j=1,3
    delt(j)=sums(j)*t
  enddo

c-----Calculation of decisive displacements
  deltas=sqrt(delt(2)**2+delt(3)**2)
  if (delt(1).ge.0) then
    delta=sqrt(delt(1)**2+deltas**2)
  else
    delta=deltas
  end if
  beta=deltas/delt(1)
  if (beta.lt.0) then
    beta=0
  end if
  if (delt(1).ge.0) then
    a=(beta*zerodeltan)**2+zerodeltas**2
    zerodelta=zerodeltan*zerodeltas*sqrt((1+beta**2)/a)
    b=(1/g1c)**alpha+(beta**2/gsc)**alpha
    fdelta=(2*(1+beta**2))/(k*zerodelta)*(b)**(-1/alpha)
    delta=1.3*zerodelta
  else
    zerodelta=zerodeltas
    fdelta=fdeltas
    delta=1.3*zerodeltas
  end if

c-----Calculation of damage variable
  if (delta.le.zerodelta) then
    damag=0
  end if
  if (delta.gt.zerodelta.and.delta.le.fdelta) then
    damag=fdelta*(delta-zerodelta)/(delta*(fdelta-zerodelta))
  end if
  if (delta.ge.fdelta) then
    damag=1
  end if
  if (damag.ge.damage(m,nn)) then
    damage(m,nn)=damag
  end if

c-----Data allocation for FORCDT and postprocessing
  if (damage(m,nn).gt.0.and.failflag(m,nn).eq.0) then
    failflag(m,nn)=1
    failel=failel+1
  end if

c if lovl=6
  end if

c-----Stress calculation
  s(1)=0
```

```
s(2)=0
s(4)=0
s(3)=actualk(m,nn)*delt(1)
s(5)=actualk(m,nn)*delt(2)
s(6)=actualk(m,nn)*delt(3)
if (delt(1).lt.0) then
s(3)=k*delt(1)
end if

c-----Stiffness calculation
d(3,3)=actualk(m,nn)*t
d(5,5)=actualk(m,nn)*t
d(6,6)=actualk(m,nn)*t
if (delt(1).lt.0) then
d(3,3)=k*t
end if

c if mats=2
end if

return
end
```

## 12. Lebenslauf

Name Havar  
Vorname Tamas Levente  
Kontakt Tamas-levente.havar@eads.net  
Geburtsdatum 13.12.1975  
Beruf Dipl. Ing.



---

### Berufliche Erfahrung

Feb. 2001 - heute EADS Deutschland GmbH, Abteilung: Composite Technologies.  
Aufgabengebiet: Composite Design von Luftfahrtstrukturen

Feb. 2001 – Aug. 2001 Abstellung nach Airbus Deutschland GmbH. Aufgabe: Vorentwicklung von Mini-Trailing Edge Devices (Mini-TEDs) für zukünftige Verkehrsflugzeuge

Okt. 2000 – Feb. 2001 EADS Deutschland GmbH, Abteilung: Composite Technologies (ehemalig Kunststoffe).  
Diplomarbeit mit dem Thema: Entwicklung von multifunktionalen Steuerklappen für zukünftige Verkehrsflugzeuge

### Bildung

Mrz. 2002 - heute Universität Stuttgart, Institut für Flugzeugbau, Prof. Dr.-Ing. Drechsler. Promotion zum Dr. Ing. mit dem Thema: Beitrag zur Gestaltung und Auslegung von 3D-verstärkten Faserverbundschaufen

Okt. 1995 – Mrz. 2001 Universität Stuttgart. Studiengang Luft- und Raumfahrttechnik mit Vertiefung: Flugzeugbau und Aerodynamik. Abschluss Dipl. Ing.