Abschlussbericht
Technischer Teil

Forschungsprojekt der STAEDTLER Stiftung
Laufzeit: 01.04.2008 bis 31.07.2009
(inkl. Projektverlängerung um 3 Monate)

Experimentelle Untersuchung von Spannungen und Festigkeitseigenschaften an bauteilnahen CFK-Proben und Abgleich mit numerischen Berechnungsverfahren

Prof. Dr.-Ing. Thomas Sandner
Prof. Dr.- Ing. Rüdiger Hornfeck
Fakultät Maschinenbau und
Versorgungstechnik

Dezember 2009

GEORG-SIMON-OHM
HOCHSCHULE NÜRNBERG

Danksagung

Das Forschungsprojekt „Experimentelle Untersuchung von Spannungen und Festigkeitseigenschaften an bauteilnahen CFK-Proben und Abgleich mit numerischen Berechnungsverfahren“ wurde durch die Staedtler-Stiftung im Zeitraum von 01.04.2008 bis 31.07.2009 gefördert.
Hier gilt unser besonderer Dank der Staedtler-Stiftung für die Genehmigung und die Finanzierung des Projektes und im Besonderen Herrn Schoch.

Inhaltsangabe

1. Wissenschaftlicher Rechenschaftsbericht ... 4
1.1. Einleitung ... 4
1.2. Konstruktionskatalog zu CFK-Verbindungsmöglichkeiten ... 5
1.3. CFK-Herstellverfahren ... 12
1.3.1. RTM-Verfahren ... 12
1.3.2. Autoklav-Verfahren ... 13
1.4. Vorversuche ... 15
1.4.1. Vorversuche zum Temperaturverhalten ... 15
1.4.2. Untersuchung der Probengeometrie ... 16
1.5. Vergleichende Untersuchungen der CFK-Herstellungsverfahren „RTM“ und „Autoklave“ in Bezug auf die erzielbare Ermüdungsfestigkeit ungekerbter Proben ... 18
1.5.1. Schwingungsversuche zur Ermittlung des Ermüdungsverhaltens der CFK-Proben aus RTM- bzw. Autoklav-Herstellung ... 18
1.5.2. Ermittlung der Restfestigkeitskurve für das Ermüdungsverhalten von CFK-Proben aus der Autoklav-Herstellung bei einem Spannungsverhältnis von R=0,1 ... 21
1.6. Experimentelle Untersuchung des Ermüdungsverhaltens bauteilnaher CFK-Proben mit Konstruktionskerben ... 23
1.6.1. Statische Zugversuche und vergleichende FE-Berechnung ... 23
1.6.2. Schwingversuche ... 30
1.7. Untersuchung des statischen Festigkeitsverhaltens von CFK-typischen Verbindungselementen ... 31
1.7.1. Die einschnittige Bolzenverbindung ... 31
1.7.2. Die einschnittige Klebeverbindung ... 42
1.8. CT-Analyse ... 45
1.9. Literaturverzeichnis ... 47
2. Verwertbarkeit der Forschungsergebnisse ... 49
2.1. Zusammenfassung der wissenschaftlichen Ergebnisse und deren wissenschaftliche Verwertung ... 49
2.2. Verwertbarkeit für die Lehre ... 50

1. Wissenschaftlicher Rechenschaftsbericht

1.1. Einleitung

FVK besitzen herausragende Eigenschaften, allen voran die hohe erzielbare Festigkeit und Steifigkeit bei geringer Dichte im Verhältnis zu metallischen Werkstoffen. Dies ist ein Charakteristikum eines idealen Leichtbauwerkstoffes.
Hinzu kommen ausgezeichnete Korrosionsbeständigkeit, sehr gute Dämpfungseigenschaften, günstiges Crashverhalten und die Einstellbarkeit der Wärmeausdehnung.
Zudem ermöglichen Faserverbundkunststoffe (FVK) eine freie Formgestaltung und die kostengünstige Integration mehrerer Einzelkomponenten in Integralbauweise.
Weitere wichtige Eigenschaft von FVK sind die gut einstellbaren und so den Hauptbelastungsrichtungen anpassbaren anisotropen Werkstoffeigenschaften. (s.a. [BAKER 2004], [ERENSTEIN 2006], [SCHÜRMANN 2007])
Damit eröffnet sich die Möglichkeit, hochspezialisierte Bauteile für definierte Einsatzbedingungen herzustellen. In der Luft- und Raumfahrtindustrie werden Hubschrauberrotorblätter, Verkleidungsteile oder Ruder, Höhen- und Seitenleitwerke aus Kohlefaserverbundkonstruktionen hergestellt. Im Maschinenbau ist ein wichtiges Entwicklungsziel beim Einsatz von FVK die Reduzierung beschleunigter Massen bei gleichzeitiger Erhöhung der Steifigkeit zur Verbesserung des dynamischen Verhaltens bei schnellen Bewegungsvorgängen. Dementsprechend wurden FVK-Komponenten z.B. für Montageroboter oder im Textil- und Werkzeugmaschinenbau entwickelt. Bei Werkzeugspindeln aus Carbonfaserkunststoffe (CFK) können beispielsweise gezielt die kritischen Eigenfrequenzen angehoben werden. Im Automobilbau begann der Einsatz vor allem bei Karosserie- und Verkleidungsteilen, da hier die Gewichtseinsparung im Vergleich zu Stahlblech beträchtlich ist, was nicht zuletzt zur Senkung des Kraftstoffverbrauchs der Fahrzeuge beiträgt. Weitere Einsätze findet man in der Fahrwerkstechnik bei Aufhängungen und Federungen aufgrund der guten dynamischen Eigenschaften von FVK. Im Mercedes Sprinter und baugleichen Modellen werden z.B. die vorderen Blattfedern heute schon zu 100% aus FVK gefertigt.
Hat man in der Vergangenheit nur Einzelstücke und Kleinstserien aus FVK gefertigt, so geht der Trend aufgrund der oben genannten positiven Werkstoffeigenschaften immer mehr zur Serienfertigung.
Diese Tendenz belegen unter anderem die folgenden zwei Beispiele:
Der Massenanteil von CFK lag beim Airbus 300, der in den 70er Jahren entwickelt wurde, noch bei ca. 5%. Bei der aktuellen Militärversion des Airbus A400M liegt der Massenanteil schon bei ca. 30% [Breuer 2005].
Hightech Sportgeräte wie beispielsweise Rennradfahrräder bestehen aus einer Vielzahl an CFK-Bauteilen, so zum Beispiel der Rahmen, der Sattel und die Sattelstütze, die Vorderradgabel oder der Lenker.

Je komplexer die FVK-Bauteile werden, umso schwieriger ist es diese wirtschaftlich aus einem Verbund herzustellen. Bauteile werden in diesem Fall in Unterbaugruppen hergestellt und dann mit den verschiedensten Verbindungstechniken (Verschrauben, Nieten, Kleben, Inserts, Inlays oder Schlaufenverbindungen) zusammengesetzt [SCHÜRMANN 2007] [LTH 2008].
An den Schnittstellen entstehen Bauteilschwächungen durch Bohrungen oder Kerben, die bei statischen und dynamischen Belastungen zu lokalen Spannungsspitzen führen und damit die maximale Belastbarkeit der Bauteile herabsetzen.
Hier setzt das Forschungsprojekt „Experimentelle Untersuchung von Spannungen und Festigkeitseigenschaften an bauteilnahen CFK-Proben und Abgleich mit numerischen Berechnungsverfahren“ an, das durch die Staedtler-Stiftung im Zeitraum vom 01.04.2008 bis 31.07.2008 gefördert wurde und dessen Ergebnisse im Folgenden dargestellt werden.

1.2. Konstruktionskatalog zu CFK-Verbindungsmöglichkeiten

Die Einleitung von Kräften über Verbindungsstellen in Faserverbundkonstruktionen ist problematisch, da je nach Verbindungselement und Krafteinleitung in den Krafteinleitungszonen komplexe, mehrachsige Spannungszustände entstehen, hohe interlaminare Beanspruchungen auftreten können, kein Spannungsabbau durch Plastizieren eintritt und durch viskoelastisches Kriechen bleibende Deformationen eintreten können. Zudem gelten Verbindungen, bei denen der Faserverlauf unterbrochen wird (Bolzen-, Niet- oder Insert-Verbindungen) in der Faserverbund-Entwurfsphilosophie als nicht fasergerechte Gestaltungselemente [LTH 2008].
Eine Zusammenfassung der Wirkprinzipien der Verbindungsmöglichkeiten enthält das nachfolgende Strukturdiagramm.

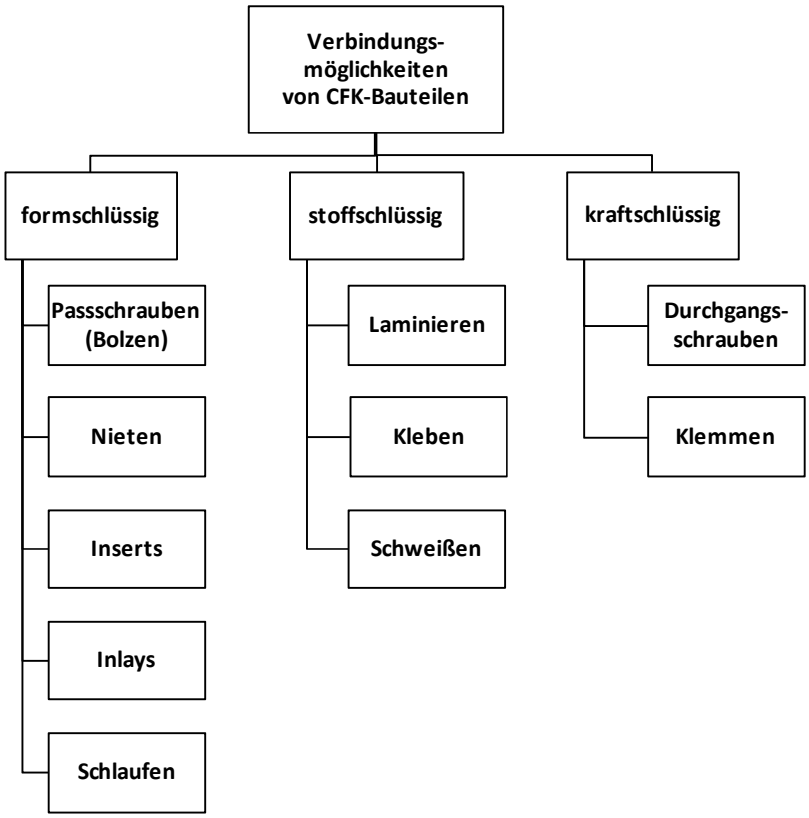
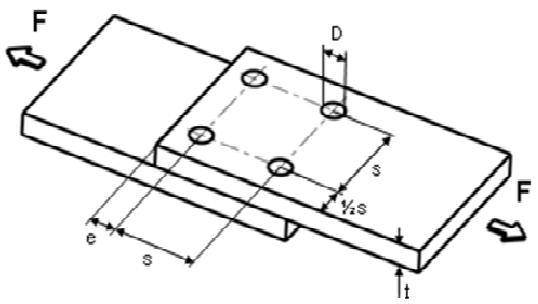
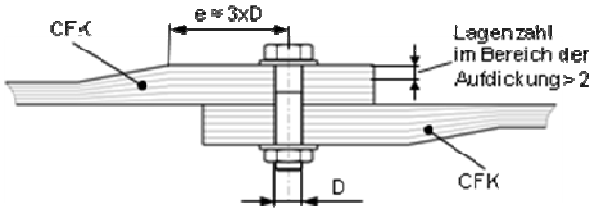
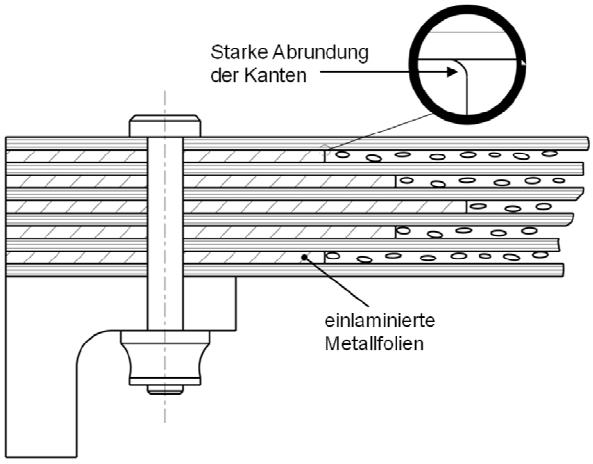
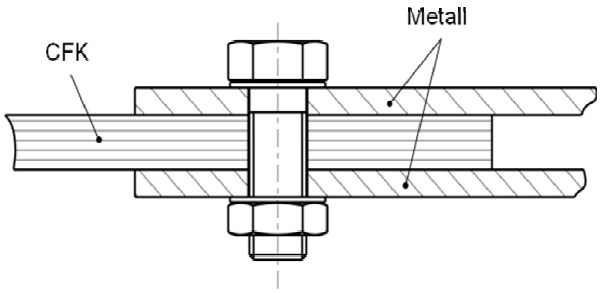
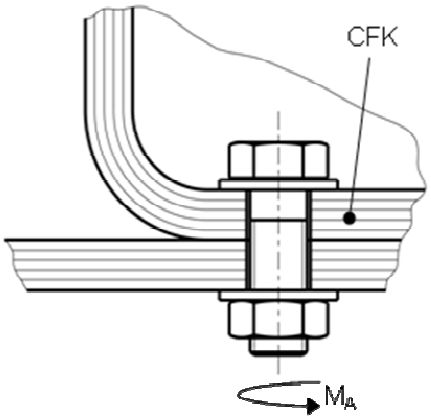
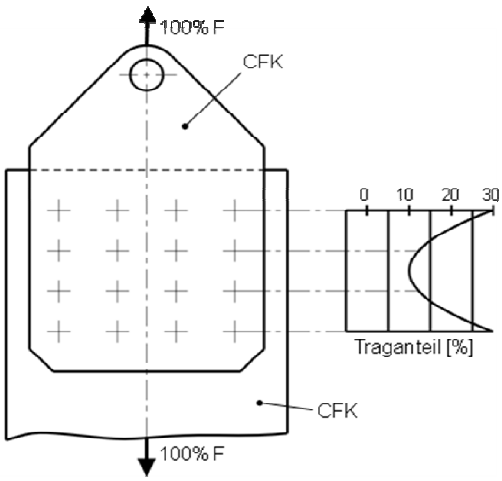


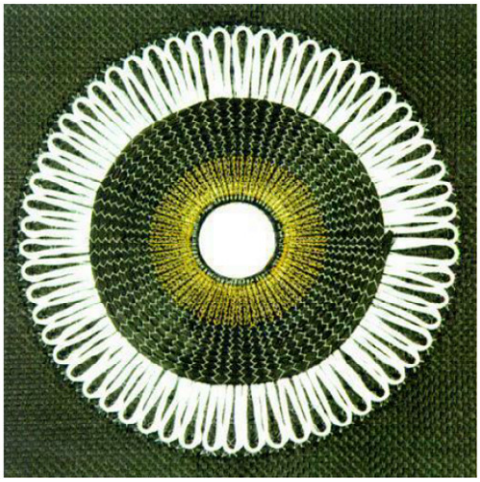
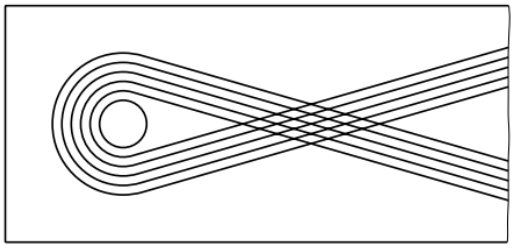
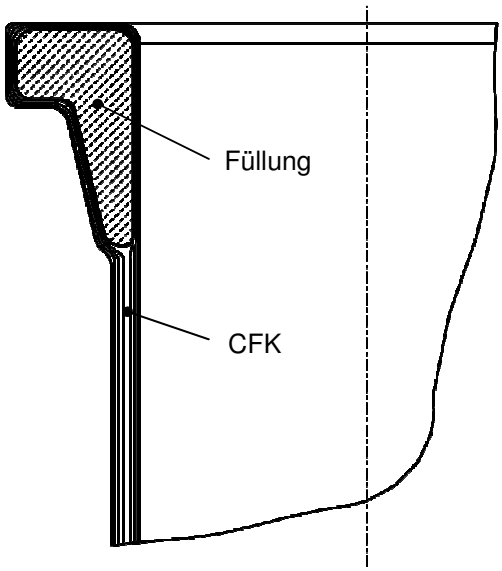
Abbildung 1: Unterteilungsmöglichkeiten der CFK-Verbindungsmöglichkeiten

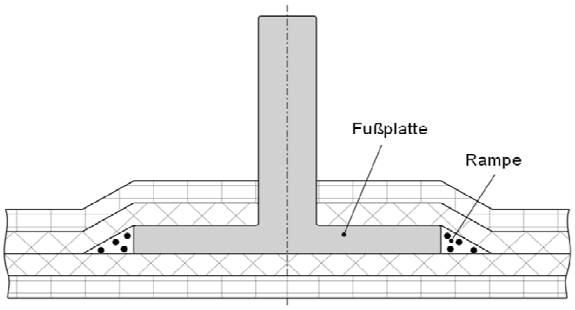
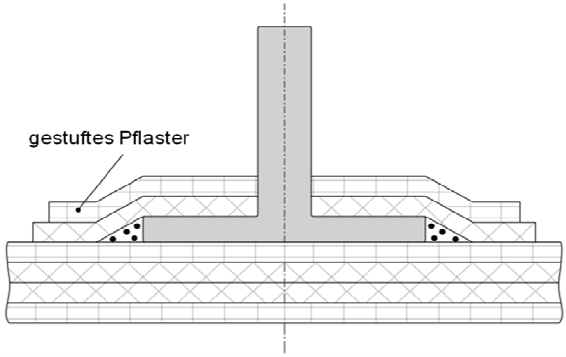
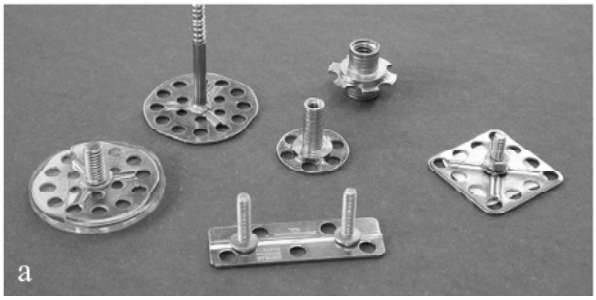
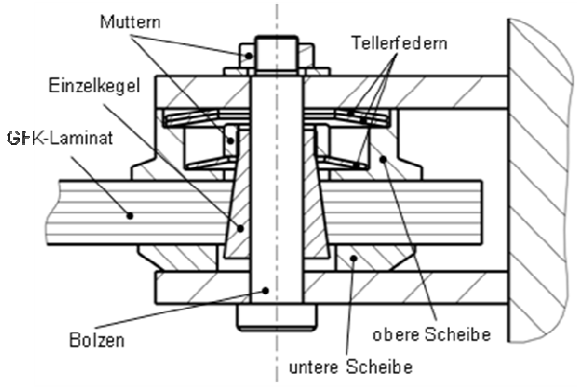
Für die verschiedenen Verbindungsmöglichkeiten wurde aus den unterschiedlichen Quellen [SCHÜRMANN 2007] [LTH 2008] [HSB 2001] und [MÜLLER 1991] der nachfolgende Konstruktionskatalog mit den entsprechenden Konstruktionsrichtlinien zusammengetragen (Tabelle 1). Hieraus wurde die Passschraubenverbindung gewählt, die in Kapitel 2.6 festigkeitsmäßig eingehender untersucht wurde.

Verbindungsmöglichkeiten	Bemerkung
 empfohlene Passung H8/f7 Randabstand e ≥ 3 · D Bohrungsabstand s = 4…5 · D	Bei Presspassung besteht Gefahr der Delamination. Bei e ≤ 3 · D Gefahr des Scherbruchs des Laminats. Ein zu enger Bohrungsabstand s begünstigt einen Zugbruch im Restquerschnitt.

Verbindungsmöglichkeiten	Bemerkung
Aufdickung des Laminats im Verbindungsbereich  	Günstigere Krafteinleitung und bessere Ausnutzung der Bolzenfestigkeit.
Einlaminieren oder aufkleben von Blechen aus Alu, Ti oder nichtrostenden Stahl  	Erhöht die Lochleibungsfestigkeit des Bauteils und führt zu besserer Ausnutzung der Bolzenfestigkeit. Verhindert ein Ausbrechen des Laminats beim Bohren. Achtung: es entstehen unterschiedliche Wärmeausdehnungskoeffizienten.
Schrauben mit expandierenden Schaftdurchmesser vermeiden	Gefahr der Delamination des Faserverbundes.
Hohe Flächenpressung durch großflächige Kraftverteilung vermeiden  	Kriechverhalten des Harzwerkstoffs.

Verbindungsmöglichkeiten	Bemerkung
Großflächige Unterlegscheiben bei Schraubenverbindung mit Anzugsmoment 	Die Schraubenvorspannkraft wird durch das Kriechverhalten des Harzwerkstoffs abgebaut.
Ungeschützte Bolzenverbindungen von CFK mit Alu, bzw. CFK mit kadmierten Verbindungselementen vermeiden	Hoher Potentialunterschied zwischen CFK und Alu. Abhilfe: Korrosionsschutzpaste oder isolierende Dichtmittel.
Gefahr der ungleichen Lastverteilung bei mehrreihigen Bolzenverbindungen 	Unterschiedliches Bruchdehnungsverhalten CFK ≈ 3% Alu ≈ 9 … 12% und nicht-plastisches Materialverhalten von CFK
Laminataufbau: - bei einachsiger Beanspruchung 0° und ±45°-Orientierung - bei zweiachsiger Beanspruchung 25% 0°-Lagen 50% ±45°-Lagen 25% 90°-Lagen	

Verbindungsmöglichkeiten	Bemerkung
Schlaufen im Fügebereich  	
Angeformte Flansche 	Füllungen können Gussformteile mit Kurzfaserverstärkungen sein.

Verbindungsmöglichkeiten	Bemerkung
Integrierte oder aufgesetzte Inlays    	Fasern werden nicht durchtrennt. Es entsteht eine kombinierte stoff- und formschlüssige Verbindung
Spielfreie, lösbare Bolzenverbindung  	Eine auf Dauer spielfreie Verbindung erfordert eine ständig wirkende Vorspannung. Diese kann bei zum Kriechen neigenden Werkstoffen (CFK) nicht gewährleistet werden. Die Kombination aus Form- und Kraftschluss ermöglicht jedoch eine spielfreie Verbindung unter dynamischen Belastungen.

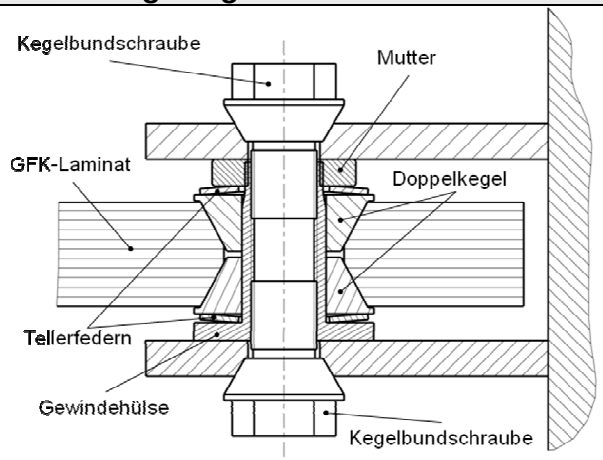
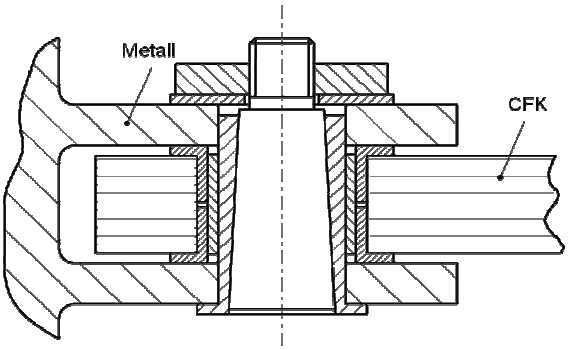
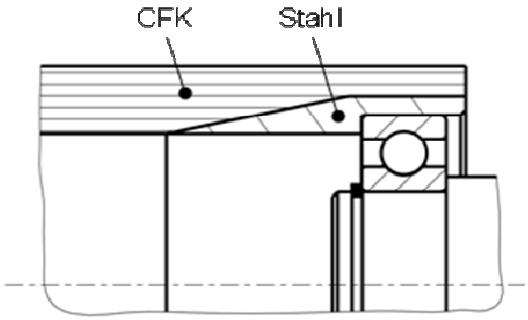
Verbindungsmöglichkeiten	Bemerkung
 	Ist eine Verwendung einer konischen Bohrung nicht möglich, so kann die Vorspannung durch den Kegel komplett im Bolzen geschehen.
Anbindung von Lagern 	Ist es nicht möglich, den Lagersitz als Endstück der Welle mit einzuwickeln, so müssen Hülsen auf der Faserverbund-Welle befestigt werden.

Tabelle 1: Konstruktionskatalog über CFK-Verbindungsmöglichkeiten

1.3. CFK-Herstellverfahren

Für die Herstellung von CFK-Bauteilen gibt es verschiedene Fertigungsverfahren. Einen Überblick gibt das nachfolgende Strukturdiagramm.

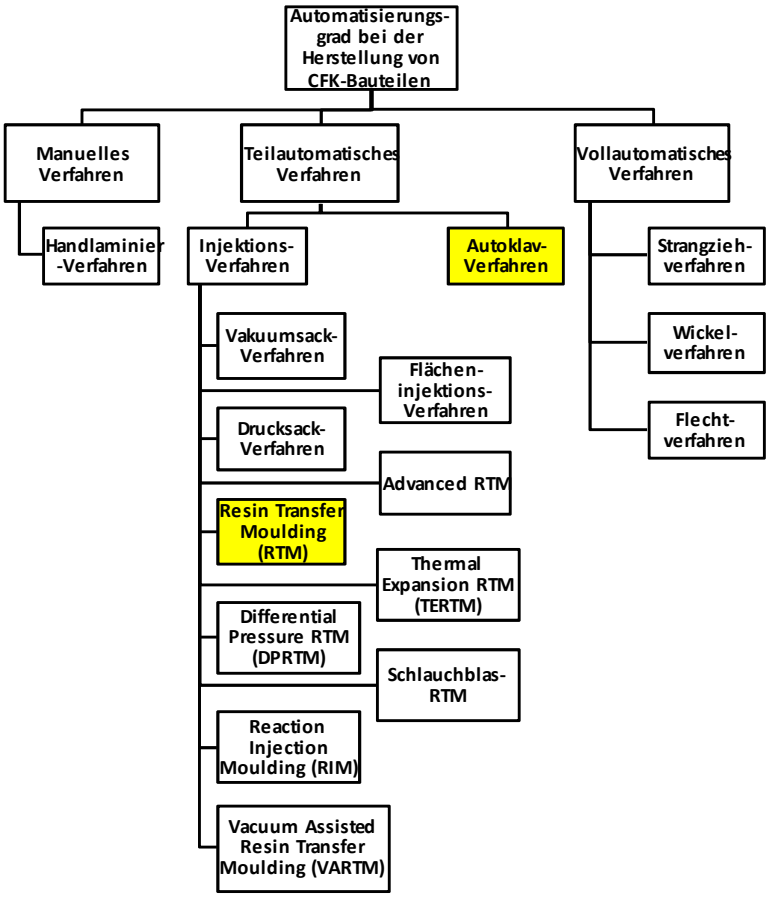


Abbildung 2: Einteilung von Fertigungsverfahren zur Herstellung von CFK-Bauteilen

Für die Bauteiluntersuchungen wurden CFK-Bauteile mit dem RTM-Verfahren und mit dem Autoklaven hergestellt, da diese gängige Fertigungsverfahren sind und zudem sehr gute Bauteilfestigkeiten zu erwarten sind.

1.3.1. RTM-Verfahren

Das Resin Transfer Molding (RTM) Verfahren ist eine Variante des Harzinjektionsverfahrens. Zu Beginn des Fertigungsprozesses wird das CFK-Gewebe in die Kavität des Werkzeugs gelegt und das Werkzeug wird geschlossen. Anschließend wird die Matrix, bestehend aus dem Reaktionsgemisch aus Harz, Härter und Katalysator in die Kavität unter Druck injiziert. Das CFK-Gewebe wird durch das Gemisch durchsetzt und härtet aus.

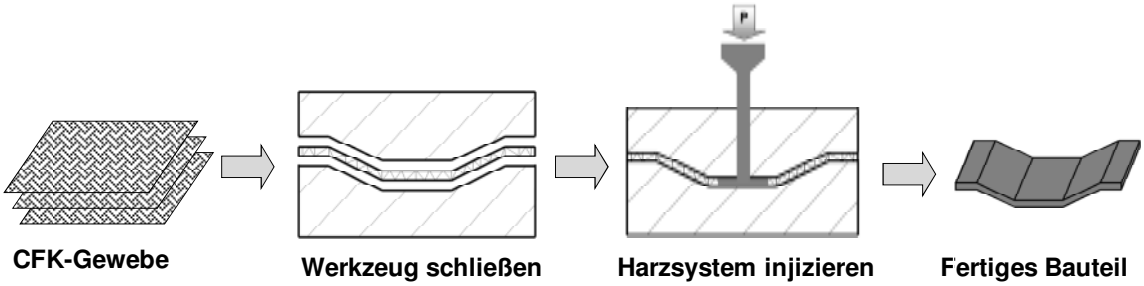


Abbildung 3: Prozessschritte des Resin Transfer Molding Verfahren (RTM-Verfahren)

Grundsätzlich lassen sich mit dem RTM-Verfahren beidseitig glatte Oberflächen erzielen. Es sind Bauteile mit komplexen Geometrien bei geringem Investitionsaufwand möglich. Das Verfahren gestattet die Herstellung maßgenauer Formteile. Werden vorgeformte CFK-Gewebematten eingesetzt, sogenannte Preforms, kann die Beschickungszeit der Kavität wesentlich verkürzt werden. Durch Prozessvarianten lassen sich die Fertigungsergebnisse weiter optimieren.

1.3.2. Autoklav-Verfahren

Ein Autoklav ist ein mit Temperatur und Druck beaufschlagbarer Kessel.
Autoklaven werden unter anderem auch in der Glas-, Holz-, Baustoff- und Gummiindustrie sowie zur Oberflächenbehandlung nach den CIV- (chemical vapour deposition) und PVD- (physical vapor deposition) Verfahren eingesetzt [NEITZEL 2004].
In dem speziellen Fall der CFK-Bauteilherstellung werden Prepregs (preimpregnated materal) im Autoklav verarbeitet.

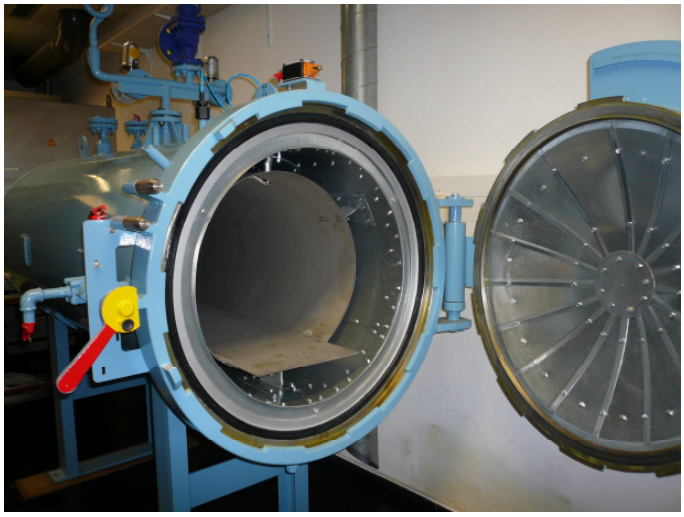


Abbildung 4: Autoklav im Labor für Werkstofftechnik I, Fakultät Maschinenbau der GSO-Hochschule

Prepregs sind mit Harz vorimprägnierte Kohlefasermatten, bei denen das Harz im gekühlten Zustand nicht reagiert. Unter Temperatur und Druck „verbacken“ die Kohlefasermatten miteinander.
Die Prepregs werden ähnlich wie beim RTM-Verfahren in die Kavität des Werkzeugs gelegt. Abhängig davon, ob die Matrix (eingebettete Harz im CFK-Gewebe) vollständig im Bauteil verbleiben soll „No-bleed-Aufbau“ oder ob die überschüssige Matrix in einer dafür geeigneten Saugschicht (Bleeder) aufgenommen wird „Bleed-Aufbau“ werden zusätzlich noch Sauggewebe, Trennfolie und Abreißgewebe (Peel-Ply) eingelegt. Dieser Aufbau wird in einen Vakuumsack eingesetzt und luftdicht verschlossen. Anschließend wird die Einheit in den Autoklaven geschoben damit das Harz unter Druck und Temperatur aushärten kann.

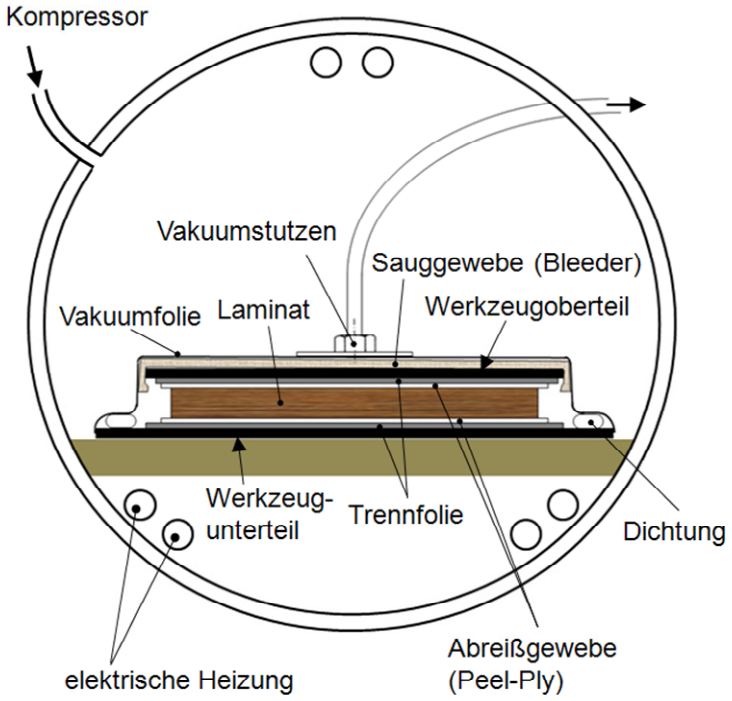


Abbildung 5: Autoklav-Verfahren mit Prepregs

Durch den Überdruck im Autoklaven wird eine höhere Presskraft gegenüber dem RTM-Verfahren erzeugt. Diese führt zu geringeren Porenanteilen und einem höheren Faservolumengehalt. Daraus resultiert wiederum eine höhere spezifische Festigkeit und Steifigkeit.
Werden Bauteile im Autoklaven hergestellt, wirkt über die Bauteilfläche ein konstanter Druck, was zur Folge hat, dass auch Geometrien mit extremen Winkeln bzw. Hinterschneidungen hergestellt werden können.

1.4. Vorversuche

1.4.1. Vorversuche zum Temperaturverhalten

Im Vorlauf zu den eigentlichen Schwingversuchen wurde untersucht, inwieweit die Prüffrequenz und Last der Schwingversuche zu einer unzulässigen Erwärmung der Proben, und damit einer Verfälschung der Versuchsergebnisse aufgrund sich ändernder Materialeigenschaften führt. In entsprechenden Versuchsnormen für FVK (faserverstärkte Kunststoffe) ist eine max. Temperaturerhöhung $\Delta T \leq 10^{\circ}C$ zugelassen [ISO 13003].
Die nachstehenden Diagramme zeigen beispielhaft für 2 verschiedene Prüfkräfte die Probenerwärmung über der Zeit bei verschiedenen Prüffrequenzen. Sehr schön lässt sich das Erreichen einer stationären Probentemperatur nach einer gewissen Zeit erkennen.
Bei einer Prüfkraft von F = 10 kN ergibt sich bei der verwendeten Probengeometrie einer max. Probenspannung von σ = 250 MPa, bei F = 25 kN von σ = 625 MPa.

Es zeigte sich, dass bis zu einer Probenspannung von σ = 700 MPa eine Frequenz f = 10 Hz möglich ist, darüber je nach Spannungsniveau f = 6 bis 8 Hz.
Die Versuche wurden überwiegend mit 8 Hz gefahren.

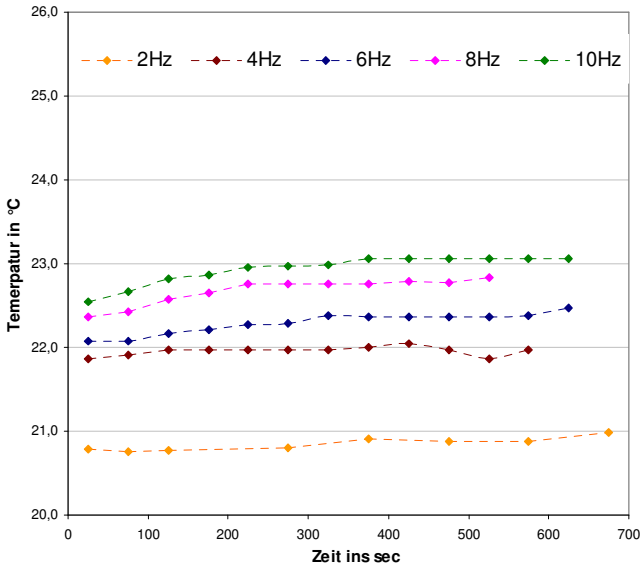


Abbildung 6: Temperaturverläufe bei 10kN

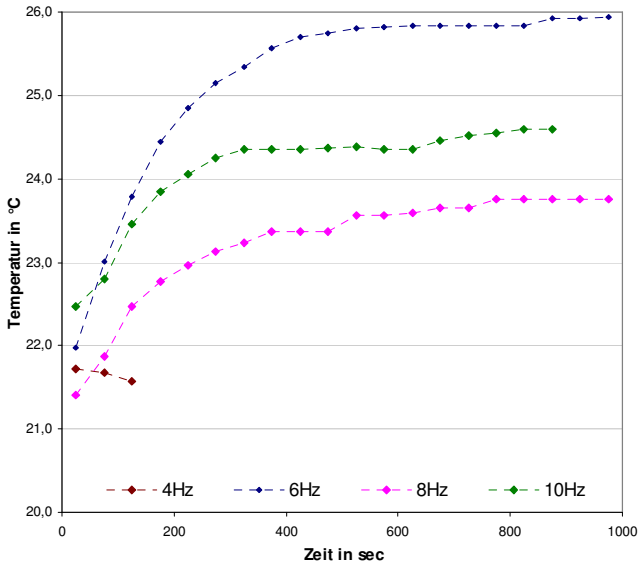


Abbildung 7: Temperaturverläufe bei 25kN

1.4.2. Untersuchung der Probengeometrie

Weiterhin wurde nach einer optimalen Probenform gesucht, nachdem sich gezeigt hatte, dass die in der Norm DIN EN ISO 527-4 beschriebene Probengeometrie nicht unbedingt geeignet ist.
Die Verwendung von sogenannten Aufleimern an den Probeneinspannstellen, die das Laminat dort vor zu hohen Pressspannungen schützen soll, führte zu vorzeitigem Probenversagen am Übergang Probe-Aufleimer und erheblichen Streuungen der Versuchsergebnisse schon bei rein statischen Versuchen.

Abbildung 8 zeigt die untersuchten Probengeometrien. Die Proben wurden statisch bis zum Bruch zugbelastet.

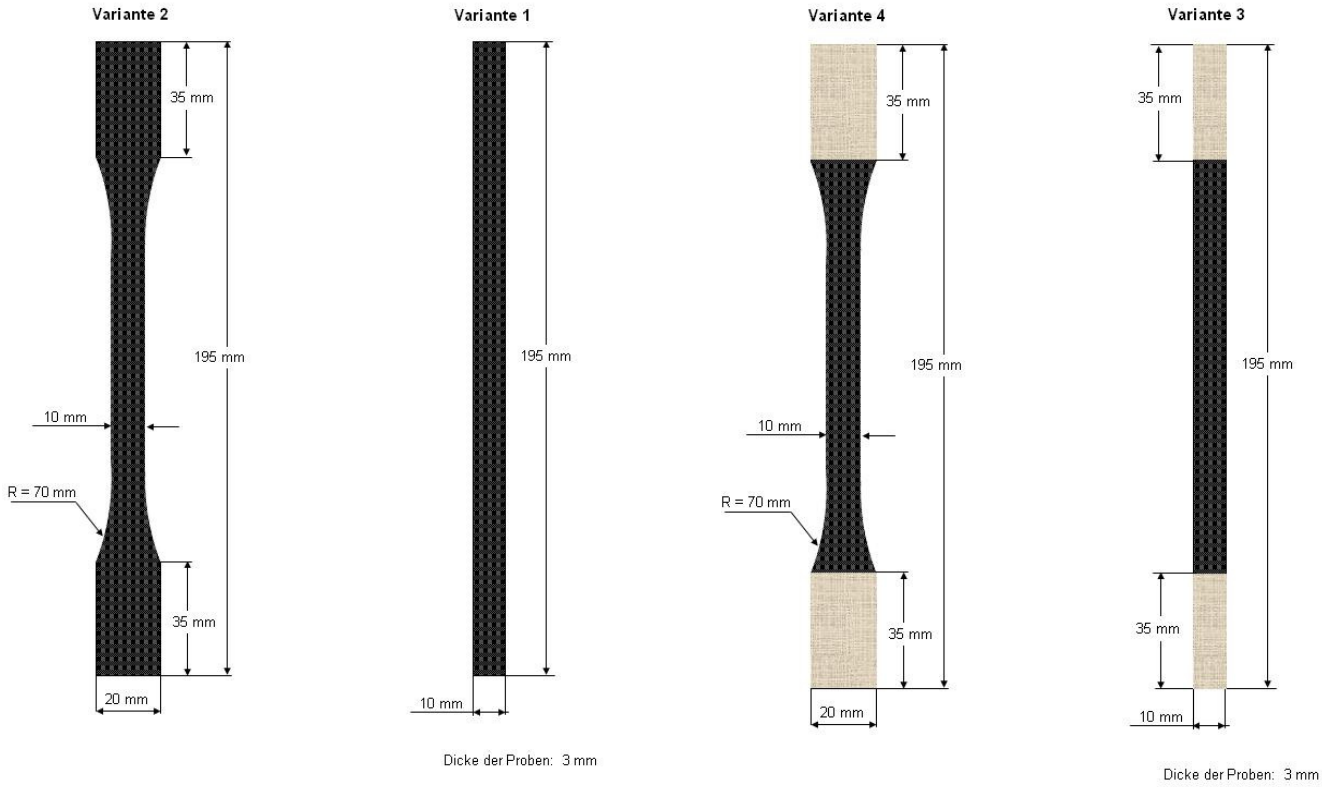


Abbildung 8: verschiedene Probenvarianten für die dynamischen Versuche

a) Variante 2: mit Taillierung / ohne GFK-Verstärkung
b) Variante 1: ohne Taillierung / ohne GFK-Verstärkung
c) Variante 4: mit Taillierung / mit GFK-Verstärkung
d) Variante 3: ohne Taillierung / mit GFK-Verstärkung

Die Zugversuche zeigten auf, dass die Proben der Variante 1 und 3 stets ein ungünstiges Bruchverhalten zeigten (Trennung in den Einspannungen), hingegen brachen die Varianten 2 und 4 – wie gewünscht – stets im mittleren Bereich, siehe auch nachstehende Tabelle 2.

	Taillierung	**GFK-Verstärkung**	**Bruchstelle**
Variante 1:	ohne	ohne	an Einspannung
Variante 2:	mit	ohne	mittig
Variante 3:	ohne	mit	an Einspannung
Variante 4:	mit	mit	mittig

Tabelle 2: Ergebnisse der Versuchsreihe zur Probengeometrie

Zwischen Variante 2 und 4 ergaben sich keine Unterschiede, so dass auf die GFK-Aufleimer ganz verzichtet werden konnte, was die Probenfertigung insgesamt erheblich vereinfachte.

Eine FE (Finite Elemente)-Berechnung der Einspannbedingung mit Aufleimer bestätigte die Vermutung, dass der Steifigkeitssprung am Übergang Aufleimer-Zugprobe verantwortlich für die vorzeitigen Brüche an dieser Stelle sind, siehe Abbildung 9 mit der Vergleichspannung im Bereich der Probeneinspannung. Deutlich sichtbar ist der Spannungsanstieg an der kritischen Stelle.

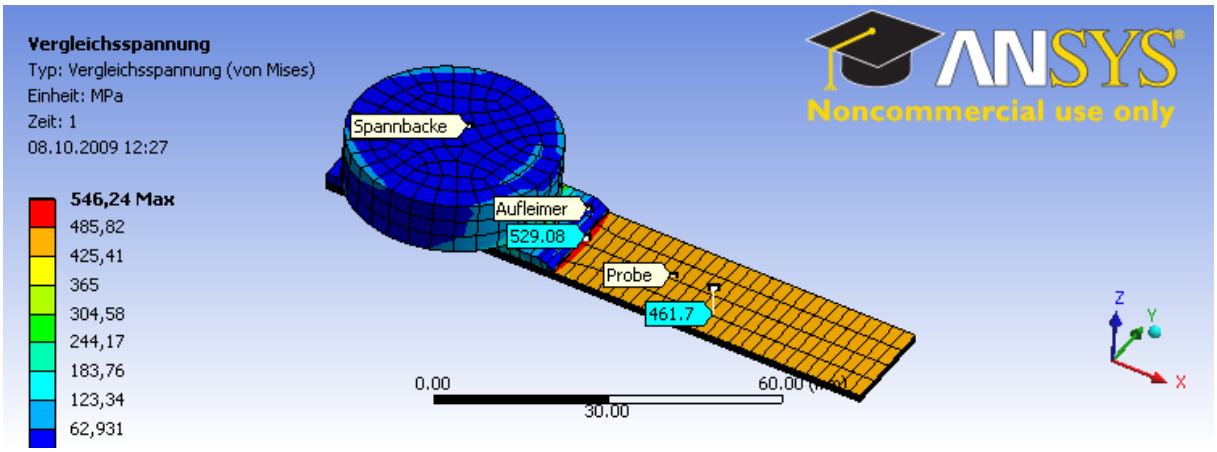


Abbildung 9: Vergleichsspannung an der Probeneinspannung

1.5. Vergleichende Untersuchungen der CFK-Herstellungsverfahren „RTM“ und „Autoklave“ in Bezug auf die erzielbare Ermüdungsfestigkeit ungekerbter Proben

Es wurde die Ermüdungsfestigkeit von CFK-Proben ermittelt, die zum einen im RTM-Verfahren und zum anderen im Autoklav-Verfahren hergestellt wurden.

Diese Untersuchung hatte zum einen das Ziel, die erreichbaren Werkstofffestigkeiten bei beiden Verfahren zu ermitteln und zum anderen Unterschiede zwischen den Verfahren herauszustellen.

Untersucht wurde ein Laminat mit quasiisotropem Schichtaufbau [$(0°, 90°, +45°, -45°)_{3S}$], da dies auch dem empfohlenen Laminataufbau bei den später unter-suchten Verbindungstechniken entsprach und außerdem in der Literatur hinsichtlich seiner Eigenschaften gut referenziert war.

1.5.1. Schwingungsversuche zur Ermittlung des Ermüdungsverhaltens der CFK-Proben aus RTM- bzw. Autoklav-Herstellung

Im Folgenden wurde in 2 Versuchsreihen mit Proben aus dem RTM- bzw. dem Autoklav-Verfahren das jeweilige Ermüdungsverhalten in Form von sogenannten Wöhlerlinien-Versuchen (WL-Versuche) ermittelt.

Die entsprechenden Schwingprüfungen wurden mit einem Hydropulser bei sinusförmigem Lastverlauf und einer Schwingfrequenz von 6 bis 8 Hz durchgeführt (siehe auch Kap. 2.4.1).

Das Spannungsverhältnis $R = \frac{\sigma_u}{\sigma_o}$ mit den Ober- und Unterspannungen σ_o und σ_u entsprechend Abb. 3 betrug bei allen Versuchen R= 0,1.

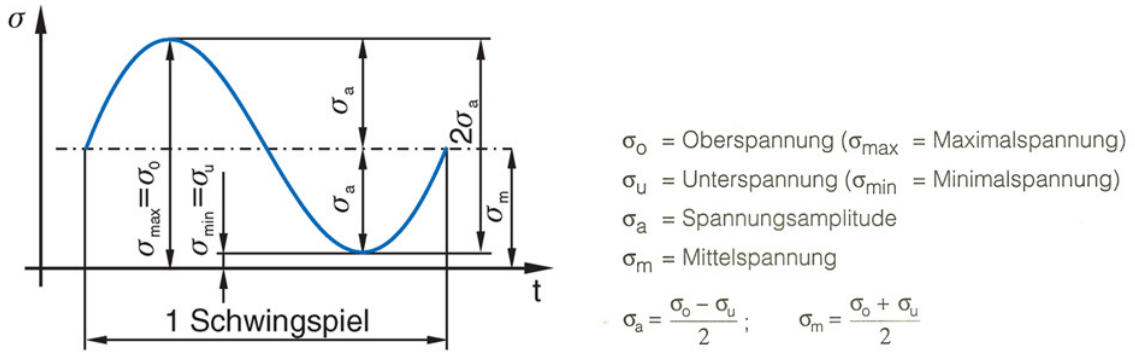


Abbildung 10: Kenngrößen des Schwingspiels [MUHS 2009]

Die Darstellung der Versuchsergebnisse in Form einer WL-Gleichung erfolgte im Unterschied zur Vorgehensweise bei metallischen Werkstoffen mit Hilfe der Beziehung nach dem „Restfestigkeitsabfall-Modell“ [LTH 2008].

$$N_B = C + (1 - C) \cdot \left(\frac{\sigma_o}{\sigma_{B0}} \right)^D \qquad (1)$$

mit der Bruchlastspielzahl N_B , der Oberspannung σ_o bei N_B und den freien - d.h. im Versuch zu ermittelnden - Parametern C, D und σ_{B0} , wobei letzterer die statische Bruchspannung darstellt.
Die freien Parameter müssen auf Basis der Versuchsergebnisse durch eine nicht-lineare Regressionsanalyse gewonnen werden.

Ein wesentlicher Vorteil von Gl (1) ist, dass sich bereits mit wenigen Versuchen stabile Parameter finden lassen. Bei geschickter Wahl der Lasthorizonte für die
Versuche stellt man fest, dass ab einer Mindestversuchszahl zusätzliche Versuche die bis dahin gewonnenen Parameter kaum noch verändern.
Gl (1) beschreibt also das Versagen von CFK bei dynamischer Beanspruchung sehr gut.

Die folgenden Abbildungen 11 und 12 zeigen die Wöhlerlinien aus den Schwingversuchen mit den Autoklav- bzw. RTM-Proben.

Abbildung 6 zeigt die Ergebnisse für beide Herstellverfahren im Vergleich.

Danach ergeben sich nur geringe Unterschiede zwischen beiden Verfahren, insbesondere, was die statische Festigkeit des Laminats (N_B=1) betrifft.

Die im RTM-Verfahren erreichte Schwingfestigkeit liegt sogar etwas über der des Autoklav-Verfahrens.

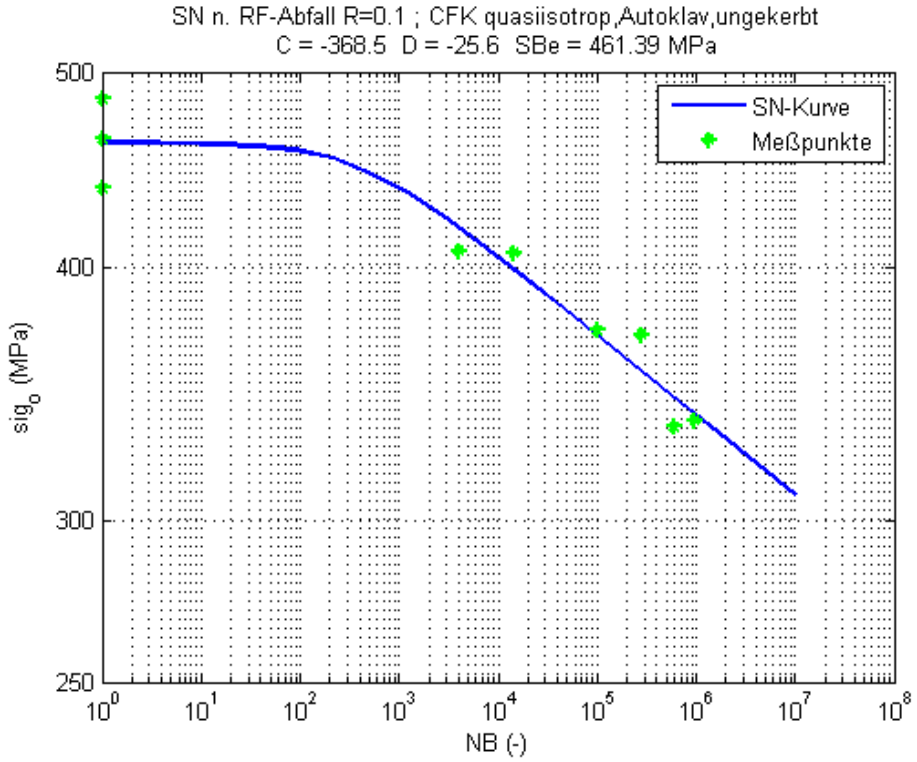


Abbildung 11: Wöhlerlinie für CFK-Autoklav-Proben, quasiisotrop, ungekerbt; R=0,1

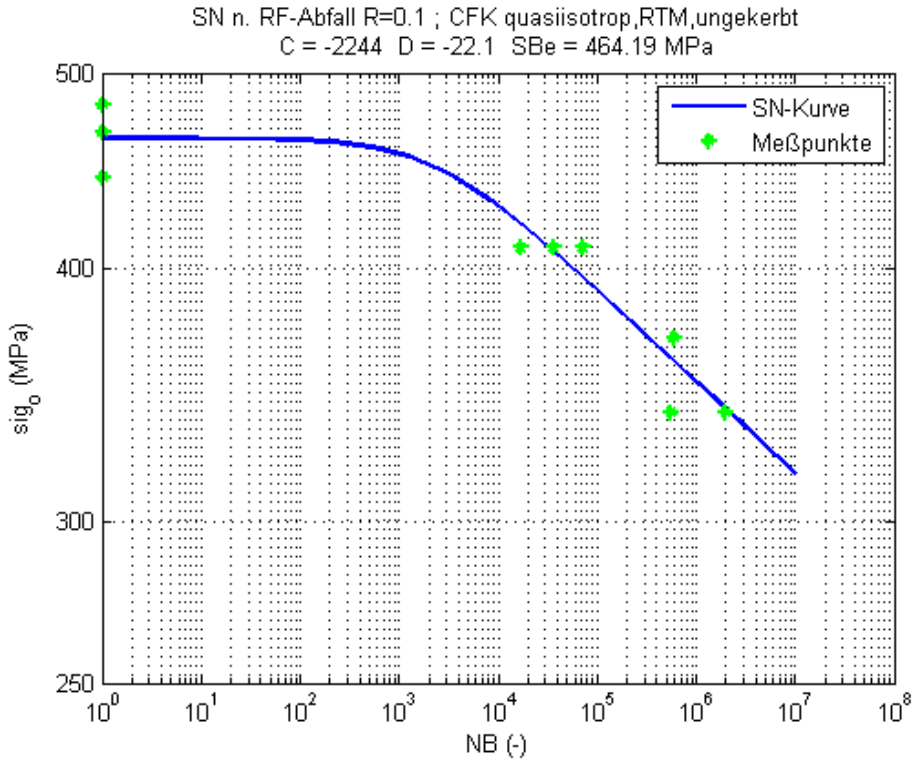


Abbildung 12: Wöhlerlinie für CFK-RTM-Proben quasiisotrop, ungekerbt; R=0,1

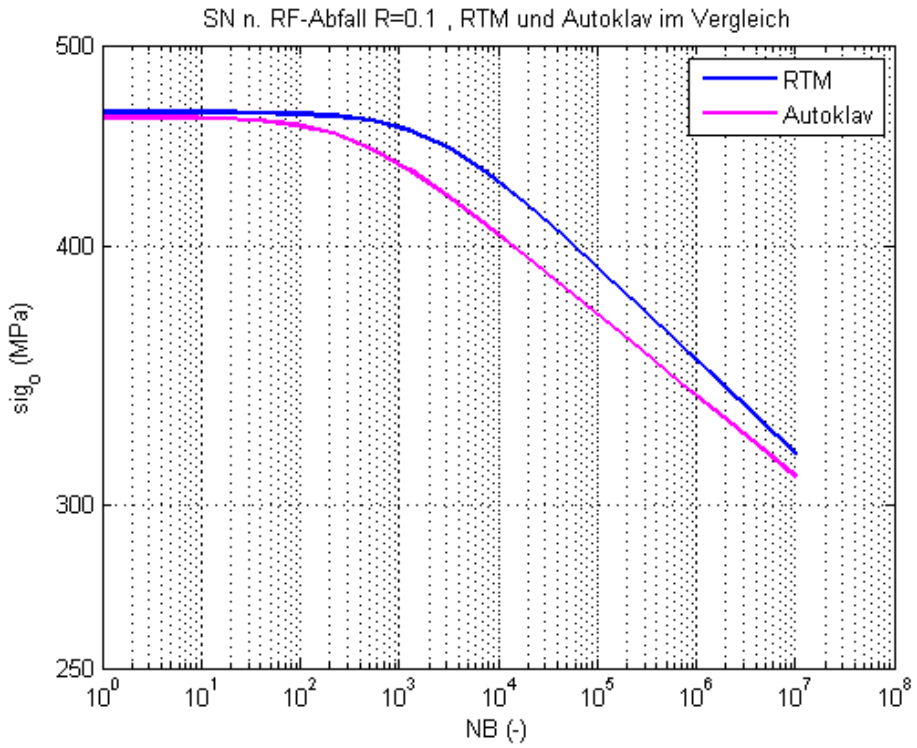


Abbildung 13: Vergleich der Wöhlerlinien für RTM- und Autoklav-Proben quasiisotrop, ungekerbt; R=0,1

1.5.2. Ermittlung der Restfestigkeitskurve für das Ermüdungsverhalten von CFK-Proben aus der Autoklav-Herstellung bei einem Spannungsverhältnis von R=0,1

Eine weitere wichtige Charakteristik für das Ermüdungsverhalten von CFK ist der sogenannte Restfestigkeitsabfall über der Lastspielzahl, im Folgenden als Restfestigkeitskurve bezeichnet.

Sie sagt aus, um welchen Betrag die statische Bruchfestigkeit σ_R (entspricht der Restfestigkeit) des Laminats nach einer Lastspielzahl $N \leq N_B$ gegenüber der Ausgangsfestigkeit bei $N_B = 1$ abgefallen ist.

Zur Darstellung der Versuchsergebnisse wird die bezogene Ordinatengröße

$$\frac{\sigma_R - \sigma_{N_B}}{\sigma_{B0} - \sigma_{N_B}}$$

mit der Ausgangsfestigkeit σ_{B0} bei $\lg N_B = 0$ und der Zeitbruchfestigkeit σ_{N_B} bei der Bruchlastspielzahl N_B über der Abszisse $\frac{\lg N}{\lg N_B}$ aufgetragen.

Abbildung 14 zeigt die Restfestigkeitskurve für die ungekerbten CFK-Proben aus dem Autoklav-Verfahren.

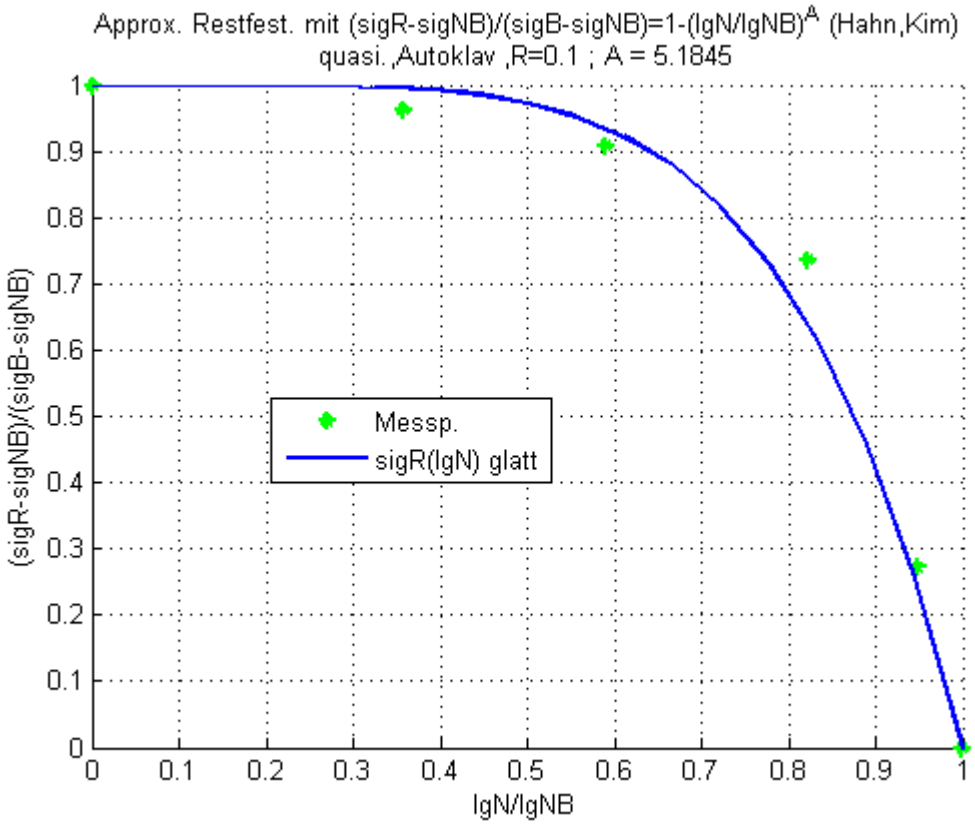


Abbildung 14: Restfestigkeit der CFK-Autoklav-Proben unkgekerbt, quasiisotrop, R=0,1

Die Kurve sagt dann z.B. aus, dass für $\frac{\lg N}{\lg N_B} = 0$ noch kein Festigkeitsabfall vorliegt und für $\frac{\lg N}{\lg N_B} = 1$ keine Restfestigkeit mehr vorhanden ist. Deutlich ist zu erkennen, dass ab einem Verhältnis von ca. $\frac{\lg N}{\lg N_B} = 0.7$ mit einer Restfestigkeit von ca. 85% der Ursprungsfestigkeit ein Steilabfall der Restfestigkeit stattfindet.

Ermittelt wird die Kurve, indem verschiedene Schwingversuche mit konstantem Lasthorizont σ_{N_B}, aber unterschiedlicher, vorgegebener Lastspielzahl N durchgeführt werden. Ab-

schließend wird für die noch unzerstörten Proben ein Zugversuch zur Bestimmung der noch vorhandenen Restfestigkeit σ_R durchgeführt.

Strenggenommen müssten auf diese Weise mehrere Lasthorizonte überprüft werden.

Es zeigt sich aber, dass die Darstellung der Kurve nach der Beziehung von [HAHN 1975]

$$\frac{\sigma_R - \sigma_{N_B}}{\sigma_{B0} - \sigma_{N_B}} = 1 - \left(\frac{\lg N}{\lg N_B} \right)^A \qquad (2)$$

mit dem Exponenten A aus einer nichtlinearen Regressionsanalyse der Versuchsergebnisse auch für andere Lasthorizonte zutrifft, A ist demnach keine Funktion des Lasthorizonts.

Obige Kurve wurde mit dem Lasthorizont $\sigma_{N_B} = 0.76 \cdot \sigma_{B0}$ bei R=0,1 gewonnen.
Der Exponent A ergab sich hierbei zu A = 5.1845.

Obige Restfestigkeitskurve stellt eine wichtige Referenzkurve für die zukünftige Programmentwicklung einer sogenannten graduellen Degradationsrechnung dar, mit der die WL und Restfestigkeit beliebiger Laminate auf der Basis der entsprechenden schichtweisen Abnahme der Festigkeit (d.h., jede Laminatschicht hat eine eigene Restfestigkeitskurve) mit fortschreitender Lastspielzahl berechnet werden soll.

Bei zutreffender gradueller Degradationsrechnung muss sich dann für ein simuliertes, quasi-isotropes Laminat obige, experimentell gewonnene Restfestigkeitskurve ergeben.

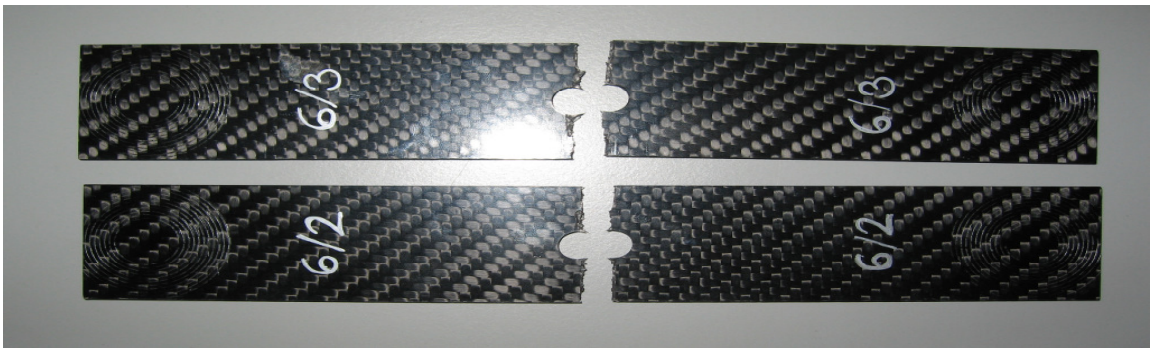
1.6. Experimentelle Untersuchung des Ermüdungsverhaltens bauteilnaher CFK-Proben mit Konstruktionskerben

1.6.1. Statische Zugversuche und vergleichende FE-Berechnung

Im nächsten Arbeitsschritt wurde die statische und dynamische Festigkeit von Proben mit bauteilnahen Konstruktionskerben untersucht.

Als bauteilnahe Konstruktionskerbe wird hierbei die Bohrung angesehen, da sie einerseits häufig in FVK-typischen Verbindungselementen (Schraub-, Nietverbindungen) vorkommt und zum anderen eine Kerbgrundform mit relativ hoher Kerbwirkung darstellt, deren festigkeitsmindernde Wirkung für isotrope Werkstoffe gut kalkulierbar ist.

Abbildung 15 und 16 zeigen zwei Probenbeispiele nach dem am Bohrungsrand ausgehenden statischen Zugbruch.



Abblidung 15: Kerbproben nach statischem Zugbruch, quasiisotrop, Breite w =32, ∅d = 8

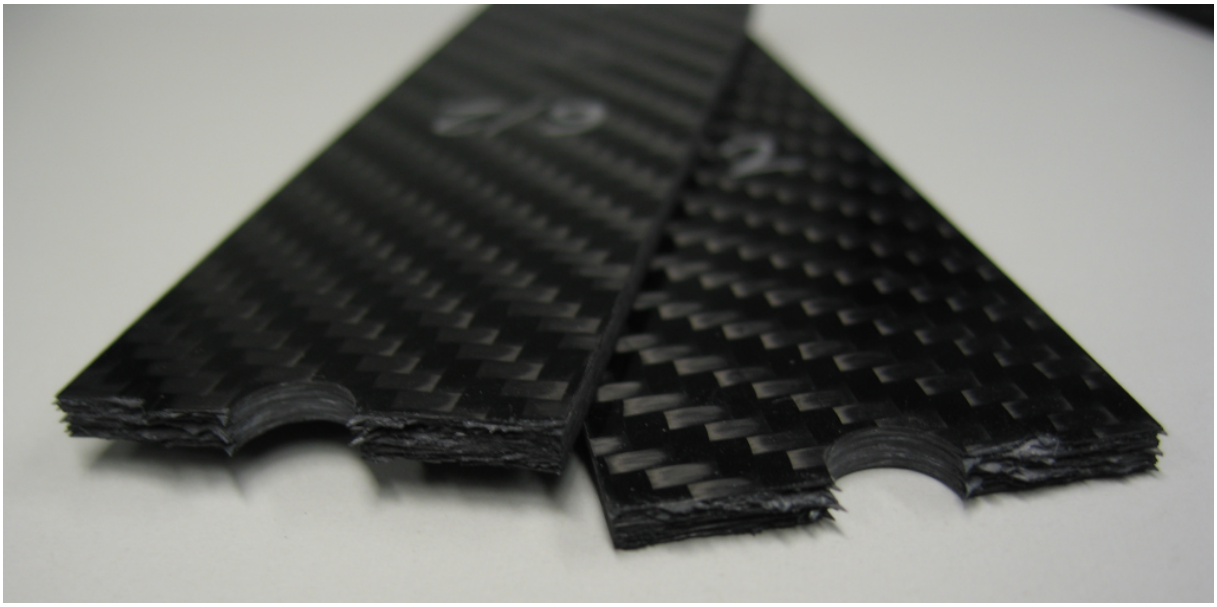


Abbildung 16: Blick auf die Bruchflächen der Zugproben

Die Brüche gehen erwartungsgemäß von den höchstbeanspruchten Kerbgründen an den Bohrungsrändern aus und wachsen von dort an die Außenränder der Proben.

Es zeigen sich aber auch deutlich erkennbare Ausfransungen an den Bohrungsrändern, die auf verstärkte Faserbrüche der 45°-Schichten schließen lassen.

Als Versagenskennzahl kann die Kerbwirkungszahl

$$K_f = \frac{\sigma_{B,glatt}}{\sigma_{Bn,netto,k}} \qquad (3)$$

mit der Bruchfestigkeit $\sigma_{B,glatt}$ für die ungekerbte Probe und $\sigma_{Bn,netto,k}$ für die Nennspannung im Nettoquerschnitt bei Bruch der gekerbten Probe gebildet werden.

Mit $\sigma_{B,glatt} \approx 460\ \text{MPa}$ und $\sigma_{Bn,netto,k} = 260\ \text{MPa}$ ergibt sich aus den Versuchen die Kerbwirkungszahl $K_f = 1{,}77$.

Dem steht die Kerbformzahl K_t mit

$$K_t = \frac{\sigma_{max,k}}{\sigma_{n,netto}} \qquad (4)$$

gegenüber, die angibt, welche Maximalspannung $\sigma_{max,k}$ sich im Kerbgrund bei gegebener Nennspannung $\sigma_{n,netto,k}$ im Nettoquerschnitt der Probe theoretisch einstellt.
K_t ist nur von der Kerbgeometrie und bei Laminaten dem Schichtaufbau abhängig.

Der Spannungsverlauf über dem engsten Querschnitt A_{netto} und die Kerbformzahl wurden für die Probenbreite w =32 und den Bohrungsdurchmesser d = 8 mit der FEM bei obiger Nennspannung $\sigma_{n,netto,k} = 260\ \text{MPa}$ an der Versagensgrenze berechnet.
Damit ergab sich eine Maximalspannung im Kerbgrund von $\sigma_{max,k}$ = 585 MPa und damit die Kerbformzahl $K_t = 2{,}25$.

Vergleicht man nun K_t mit K_f, so stellt man fest, dass die Kerbgrundspannung die Versagensgrenze der ungekerbten Probe $\sigma_{B,glatt} = 461\ \text{MPa}$ um $\frac{585}{461} - 1$ entspricht 26,9% überschreitet, bevor es zum Bruchversagen kommt.

Abbildung 17 zeigt die Spannungsergebnisse der FEM-Berechnung in Diagrammform.

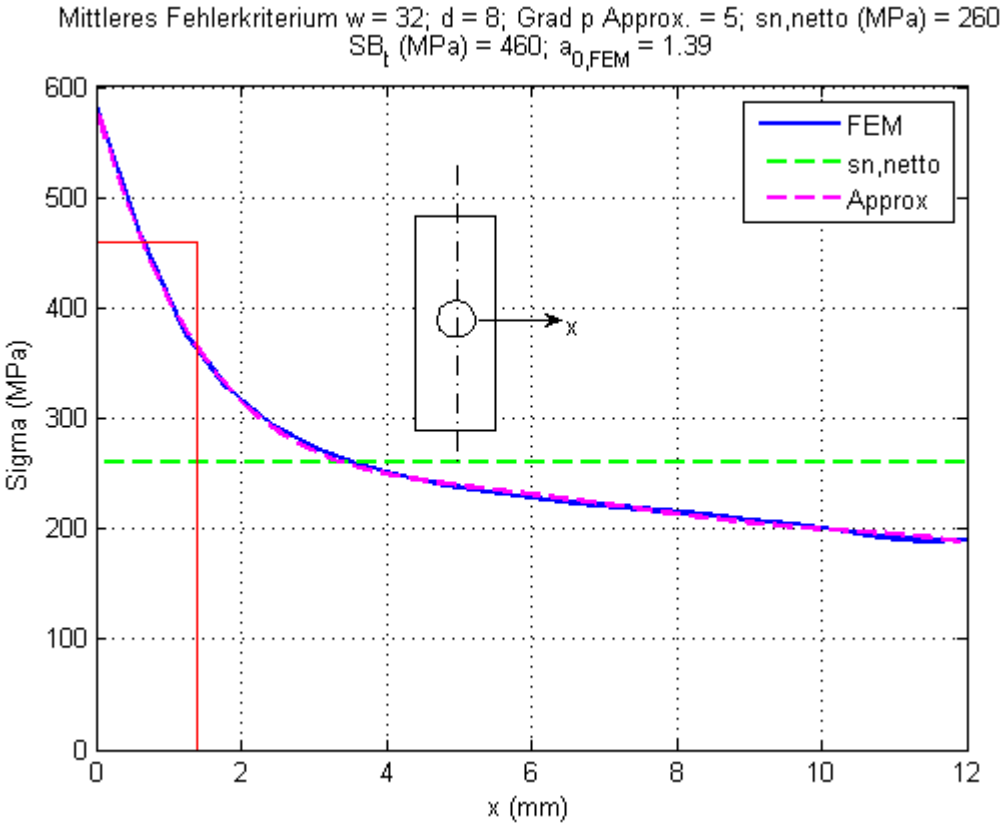


Abbildung 17: Spannungen im Nettoquerschnitt an der Versagensgrenze und „Prozesszone“

Neben der Spannung σ_{FEM} (blau) aus der FE-Berechnung entlang des Weges x vom Bohrungsrand x = 0 bis zum Probenrand x= w/2 ist eine mit einem Polynom 5.Grades geglättete Kurvenapproximation (magenta) und $\sigma_{n,netto,k}$ (grün) gezeigt.

Außerdem ist in Anlehnung an [NUISMER 1975] eine sogenannte Prozesszone (rot) der Breite a_0 = 1.39 mm dargestellt, in der im Mittel die Bruchgrenze $\sigma_{B,glatt}$ erreicht wird.

Nach [NUISMER 1975] lässt sich a_0 im Versuch ermitteln und dann auf andere Probengeometrien übertragen. Ist a_0 bekannt, so kann mit Hilfe des berechneten Spannungsverlaufs in einem Probenquerschnitt die Versagensgrenze bestimmt werden.

Auf die werkstoffmechanischen Vorgänge in der Prozesszone wird in [NUISMER 1975] allerdings nicht näher eingegangen.

Auch isotrope metallische Werkstoffe bilden insbesondere bei dynamischer Beanspruchung eine Prozesszone aus, in der sich Mikrorisse mit plastischen Zonen an den Rissspitzen ausbilden, die zu einer Stützwirkung und Abbau von Spannungsspitzen im Kerbgrund führen.

Solche Mechanismen gibt es in CFK-Laminaten zwar nicht.
Es ist jedoch denkbar, dass lokale Veränderungen der Struktur in der Nähe des Kerbgrundes dazu führen, dass in diesem Bereich die Tragfähigkeit des Materials abnimmt, ohne jedoch völlig zu versagen. Dabei muss es zwangsläufig zu Spannungsumlagerungen kommen, die zu einem Abbau der Kerbspannungsspitze führen.
Aus der Gleichgewichtsbedingung folgt dann, dass das noch intakte Material in der weiteren Umgebung eine Stützwirkung ausüben muss, das Spannungsmaximum wandert also in Richtung Außenrand der Probe bei gleichzeitiger Reduzierung des Maximalwertes.

Es wurden entsprechende FE-Simulationen durchgeführt, bei denen auf der Basis bekannter Versagenskriterien für Faserbruch und Zwischenfaserbruch eine sukzessive Degradation in einer sich vom Kerbgrund ausbreitenden Prozesszone berechnet wurde.
Die Berechnung wurde bei konstanter Last schrittweise durchgeführt, wobei in jedem Schritt das Erreichen der Versagensgrenze in den Elementen geprüft und bei Überschreitung der Grenze die Steifigkeiten der betroffenen Laminatschichten entsprechend der Versagensart reduziert wurden.

Die Berechnung war beendet, wenn es im aktuellen Berechnungsschritt zu keinem örtlichen Versagen mehr kam.

Die Abbildung 18 und 19 zeigen in der Gegenüberstellung die globale Laminatspannung σ_x vor und nach der Degradationsrechnung für ein 1/4 – Modell der Probe.

Deutlich ist die Verlagerung des Spannungsmaximums vom Kerbgrund (Abb. 18) in Richtung Probenrand (Abb.19) zu erkennen bei gleichzeitiger Abnahme des Maximums auf ein Maß, bei dem das Laminat nicht weiter versagen würde. D.h., dass sich die Probe bei dieser Last stabilisieren würde, ohne endgültig zu brechen.
Die in Abbildung 17 eingezeichnete Prozesszone der Breite a_0 entspricht i.e. dem Abstand des Spannungsmaximums vom Kerbgrund in Abbildung 19.

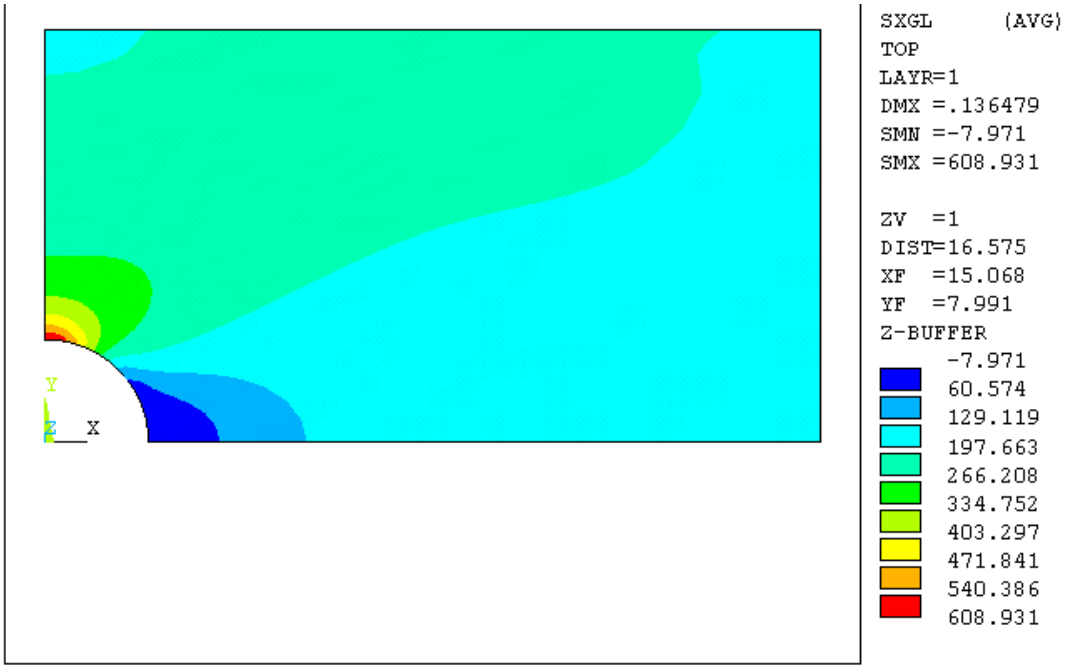


Abbildung 18: Globale Laminatspannung σ_x (MPa) vor der Degradation

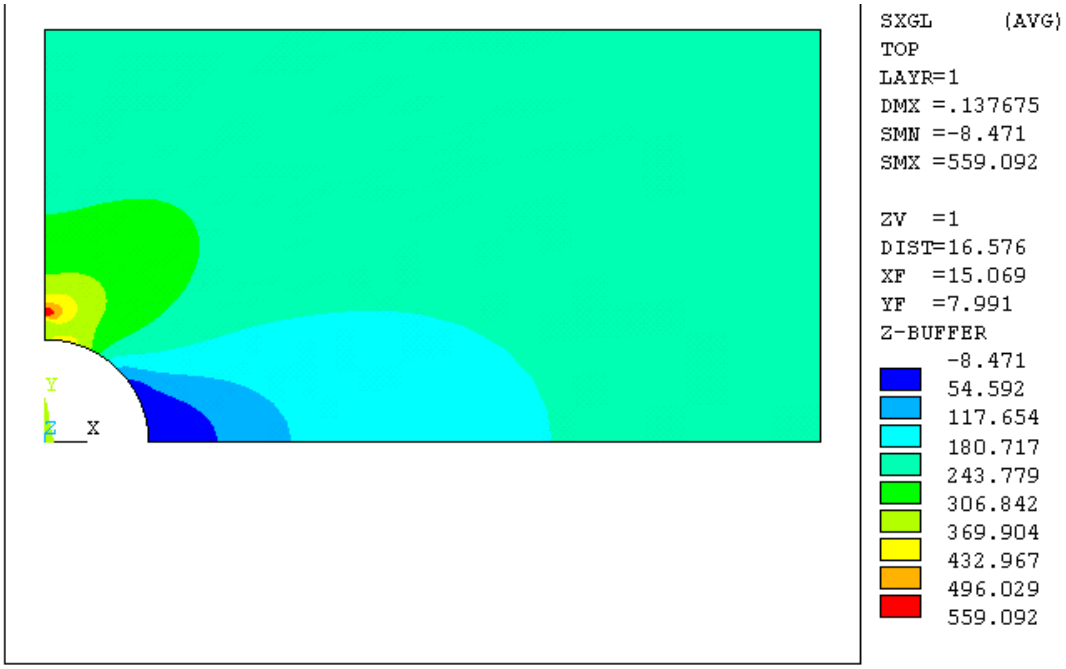


Abbildung 19: Globale Laminatspannung σ_x (MPa) nach der Degradation

Die Dehnungsmessung mit Hilfe der Dehnungsmeßstreifentechnik (DMS) erfolgte an mehreren Stellen in der Nähe des Bohrungsrandes. Abbildung 20 zeigt das Applikationsschema der DMS.

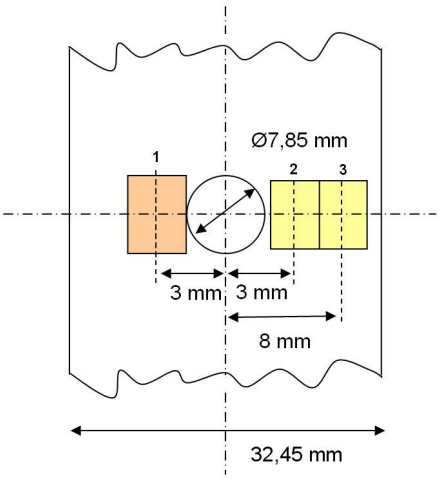


Abbildung 20: Schema der DMS-Applikation an CFK-Kerbproben

Es wurden 3 DMS verklebt, um zum einen Dehnungsvergleiche an mehreren Stellen entlang des kritischen Probenquerschnittes zu bekommen und zum anderen die Auswirkungen der Streifengröße auf das Messergebnis festzustellen.

Die Messergebnisse wurden mit dem FE-Rechenergebnis an den Positionen auf halber Messgitterbreite verglichen. Die Zugkraft im Versuch betrug F=8288 N.
Die Tabelle 3 zeigt die Ergebnisse im Vergleich.

DMS- Nr.	Meßgitterbreite DMS (mm)	ε_{mess} (µm/m)	ε_{FEM} (µm/m)
1	6	325,6	290,4
2	3	315,8	290,4
3	3	236,8	239,8

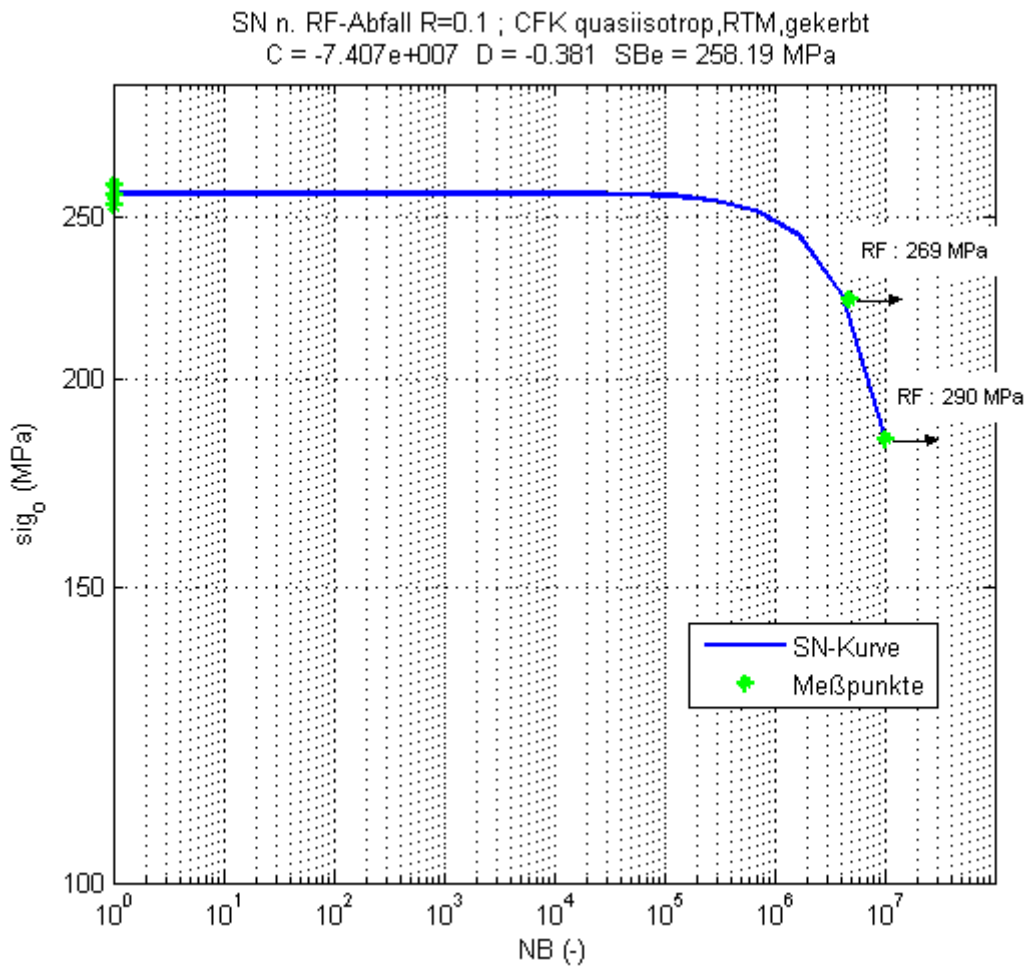
Tabelle 3: Vergleich der Dehnungen

DMS 1 zeigt eine gute Übereinstimmung, während DMS 2 und 3 größere Abweichungen aufweisen. Das ist leicht erklärlich, da der DMS das Dehnungsgefälle ausmittelt, während das FE-Ergebnis die tatsächliche, örtliche Dehnung wiedergibt.
An den Postionen der DMS 1 und 2 liegt ein über der DMS-Breite stark veränderlicher Dehnungsgradient vor, die gemessene, mittlere Dehnung muss daher ungenauer sein. Dies trifft umso mehr zu, je breiter der Streifen ist, daher die größere Abweichung von DMS 1 gegenüber DMS 2 bei ansonsten symmetrischer Anordnung.

1.6.2. Schwingversuche

Es wurden Schwingversuche mit den gekerbten Proben bei R=-1 durchgeführt.
Abbildung 21 zeigt die Ergebnisse. Spannungsseitig ist hier die Nennspannung $\sigma_{n,netto,k}$ aufgetragen.

Die Proben mit $N_B > 1$ sind Durchläufer, für die der Versuch abgebrochen und anschließend die verbleibende Restfestigkeit ermittelt wurde (Klammerwerte).
Die WL ist rein fiktiv, da kein echtes Schwingversagen vorlag.



Abblidung 21: Wöhlerlinie der CFK-RTM-Proben quasiisotrop, gekerbt; R=0,1

Es zeigt sich der in der Literatur [HUTH 1992] aufgezeigte Sachverhalt, dass es für Lasthorizonte unterhalb der Bruchnennspannung $\sigma_{n,netto,k,B}$ nur geringe Ermüdung auftritt und die Restfestigkeit kaum ab- sondern z.T. sogar leicht zunimmt (wear-in-effect).

1.7. Untersuchung des statischen Festigkeitsverhaltens von CFK-typischen Verbindungselementen

In einem nächsten Schritt wurde die statische Festigkeit zweier FVK- typischer Verbindungsarten, die Bolzenverbindung und die Klebverbindung, untersucht
und das Ergebnis mit Standardauslegungsverfahren für diese Verbindungsarten verglichen.

Zusätzlich wurden vergleichende FE-Berechnungen der Verbindungen durchgeführt.

Dabei wurde die jeweils einfachste, jedoch bezüglich des Tragverhaltens ungünstigste, einschnittige Verbindung gewählt.

1.7.1. Die einschnittige Bolzenverbindung

Abbildung 22 zeigt die Probenform für die einschnittige Bolzenverbindung. Die Probenenden sind mit Aufleimern für eine zentrische Probeneinspannung versehen. Die freie Probenlänge beträgt L = 162 mm, der Abstand Schraubenmitte zum freien Probenrand e = 24 mm, die Probenbreite w = 45 mm.
Das quasiisotrope Laminat [$(0°, 90°, -45°, +45°)_{5S}$] hat eine Dicke von t = 4,9 und wurde im Autoklav-Verfahren hergestellt.

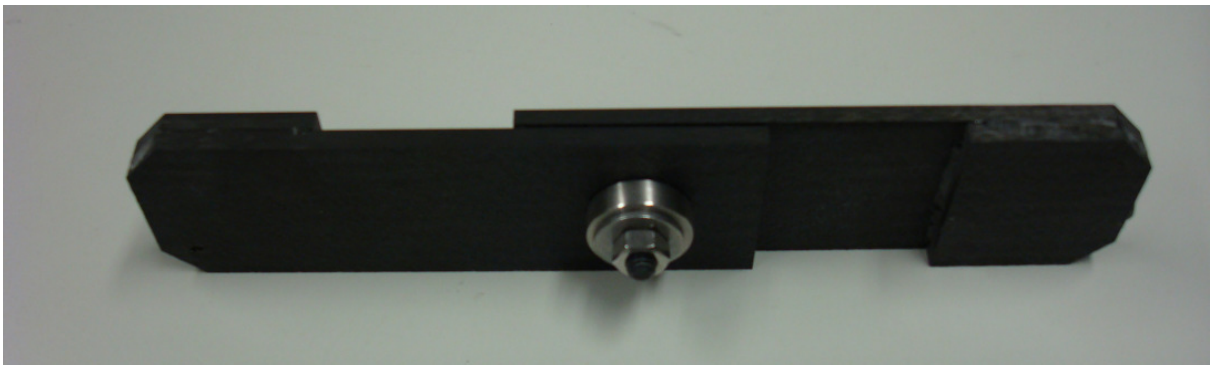


Abbildung 22: Probe der einschnittigen Bolzenverbindung

Der Passbolzen mit M8-Gewinde und 9 mm Pass-∅ ist mit einer Übergangspassung eingefügt.
Unter Schraubenkopf und Mutter sind 6 mm dicke Scheiben mit Außen-∅ 21 mm beigelegt.
Der Bolzen wurde mit einer Montagevorspannkraft von $F_{VM} \approx 4\,kN$ vorgespannt.

FE-Modell der Bolzenverbindung

In Abbildung 23 ist die verformte Struktur der Bolzenverbindung bei einer Zugkraft von F = 20 kN mit einem Vergrößerungsfaktor 5 gezeigt. Berechnet wurde jeweils ein in Längsrichtung geschnittenes ½-Modell aufgrund der nutzbaren Symmetrieeigenschaft.

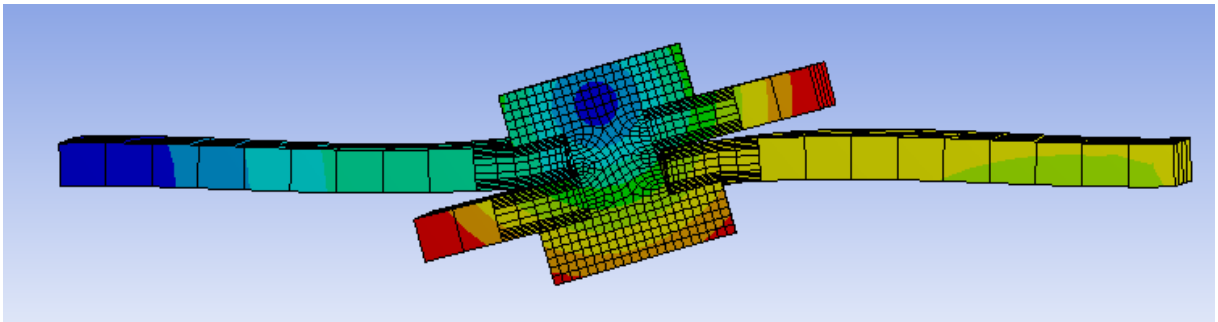


Abbildung 23: Verformung der Bolzenverbindung (Vergrößerungsfaktor = 5) bei F = 20 kN

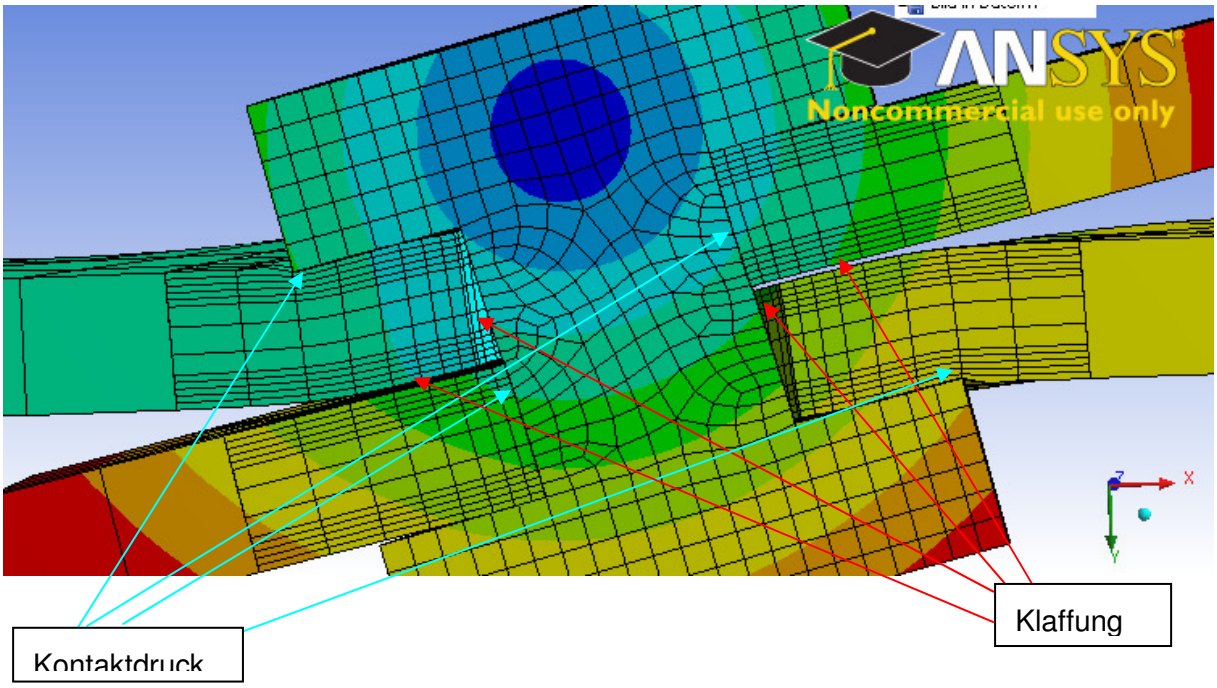


Abbildung 24: Zoom auf den Kontaktbereich Bolzen-Laminat

Abbildung 25 zeigt die in der FE-Rechnung ermittelten Kontaktdruck zwischen Schraubenschaft und Bohrung, Abbildung 26 den Kontaktdruck von einer Unterlegscheibe auf das Laminat.

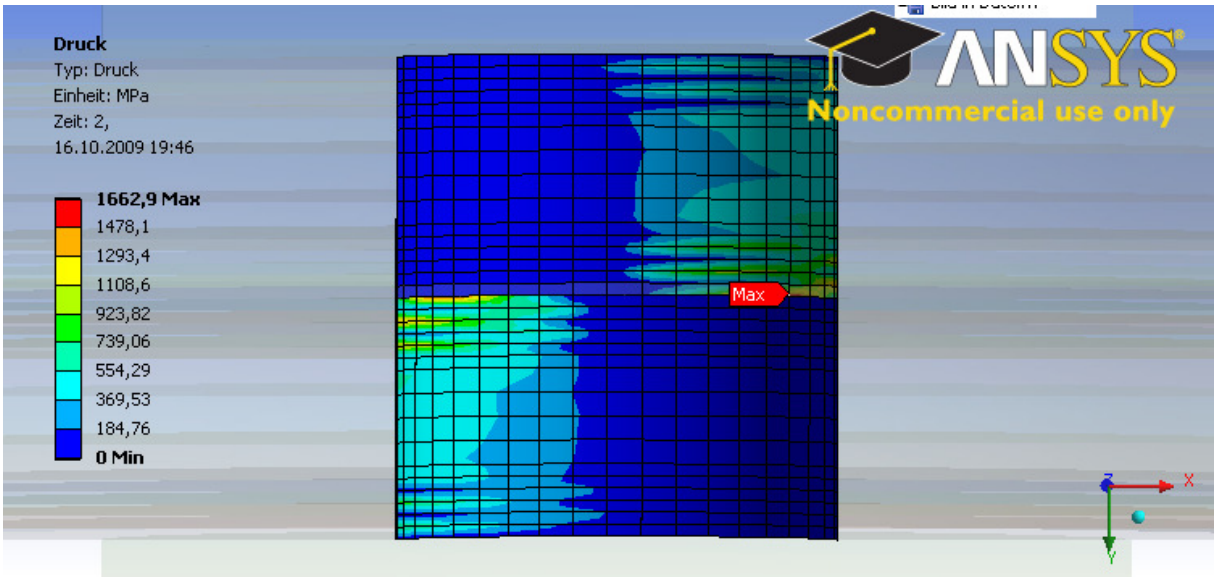


Abbildung 25: Kontaktdruck zwischen Schraubenschaft und Bohrung bei F = 20 kN

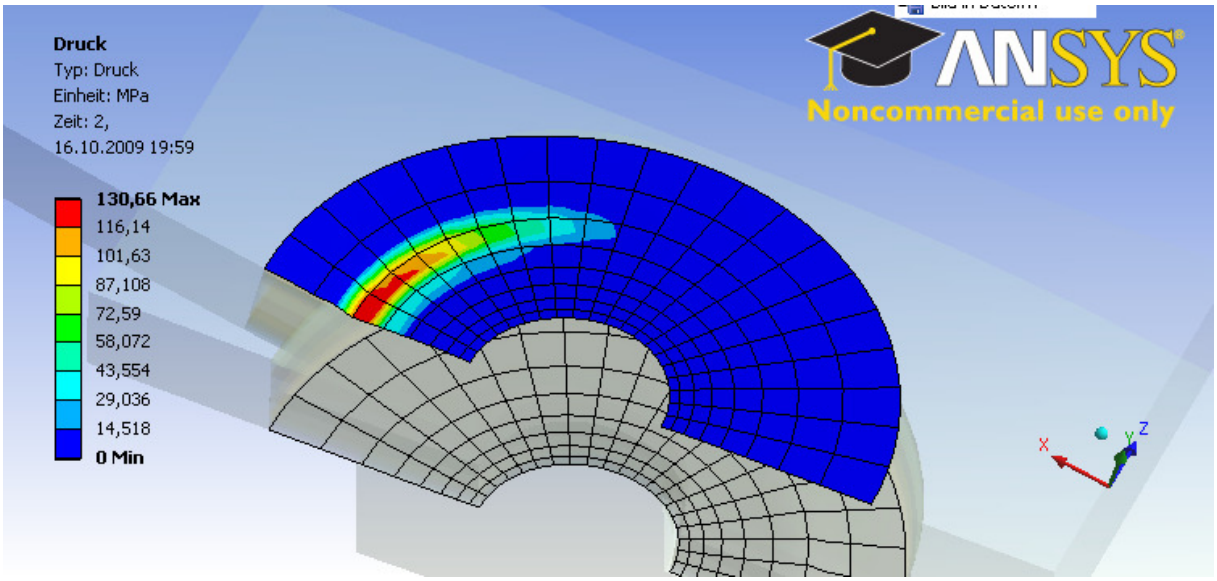


Abbildung 26: Kontaktdruck zwischen Unterlegscheibe und Laminat bei F = 20 kN

Abbildung 23 und 24 zeigen deutlich, dass der Wirklinienabstand bei der Krafteinleitung eine hohe Biegebelastung der 1-schnittigen Verbindung bewirkt. Die damit verbundene Schrägstellung des Bolzens führt zu einer sehr ungleichmäßigen Pressungsverteilung zwischen Bolzen und Bohrung, wie auch zu einem einseitigen Druck der Unterlegscheiben auf die Deckflächen des Laminats.
Da auch Querkräfte in der Verbindung entstehen, wird der Bolzen zudem auf Zug belastet, was je nach Höhe der Bolzenvorspannung zum Klaffen der verspannten Probenhälften führen kann.

Aus Abbildung 25 wird ersichtlich, dass die Maxima des Kontaktdruckes Bolzen-Laminat mit p = 1663 MPa die Druckfestigkeit der Laminatschichten in diesem Bereich bei weitem überschreiten, d.h. es muss dort zum Ausknicken und Zusammenschieben von Fasern, Delaminationenen und Matrixversagen kommen. Insgesamt wird es dort zu einer bleibenden Lochaufweitung kommen.

Desweiteren deutet Abbildung 26 darauf hin, dass die Unterlegscheiben einerseits den Bolzen mit abstützen, seine Schrägstellung und damit ungleichmäßige Anpressung in der Bohrung also abmildern, andererseits jedoch die querdruckempfindlichen Deckschichten stark belasten und dort zu Delaminationen und Faserbrüchen führen können.

Ergebnisse der Zugversuche an Bolzenverbindungen

Die für die vorliegenden Probengeometrien infrage kommenden Versagensarten sind der sogannte Zugbruch und die bleibende Lochaufweitung, die überlicherweise bis ca. 2% des Lochdurchmessers toleriert wird.
Abbildung 27 zeigt das typische Schadensbild eines Zugbruchs.

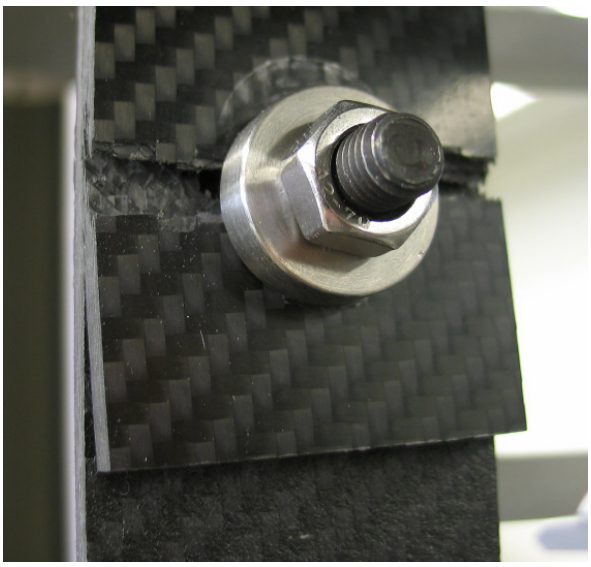
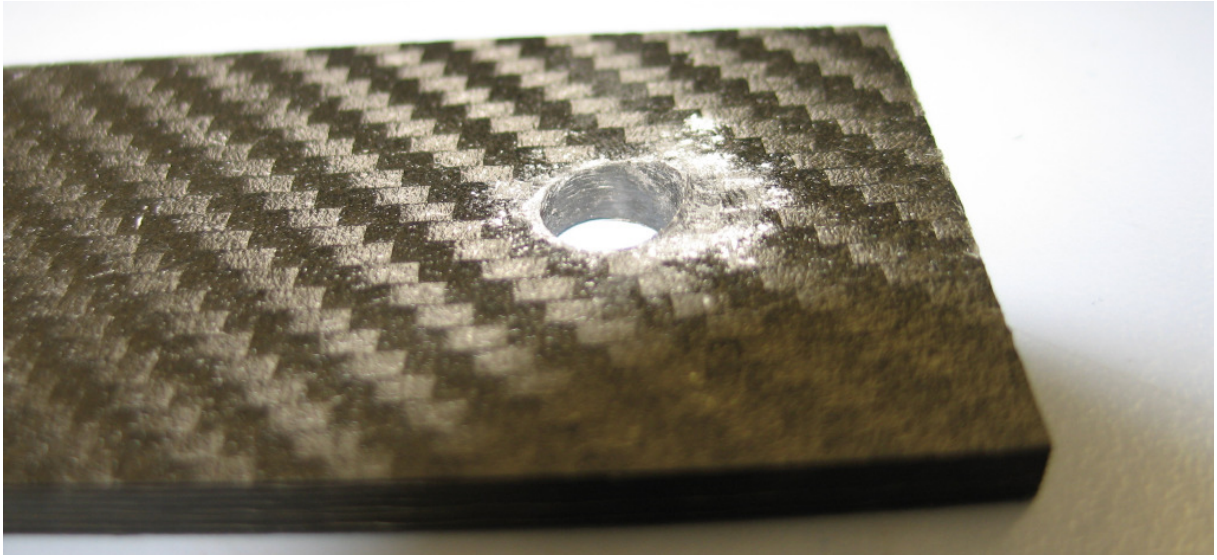


Abbildung 27: Zugbruch in der Bolzenprobe

Abbildung 28 zeigt die Lochaufweitung an der Bolzenprobe.



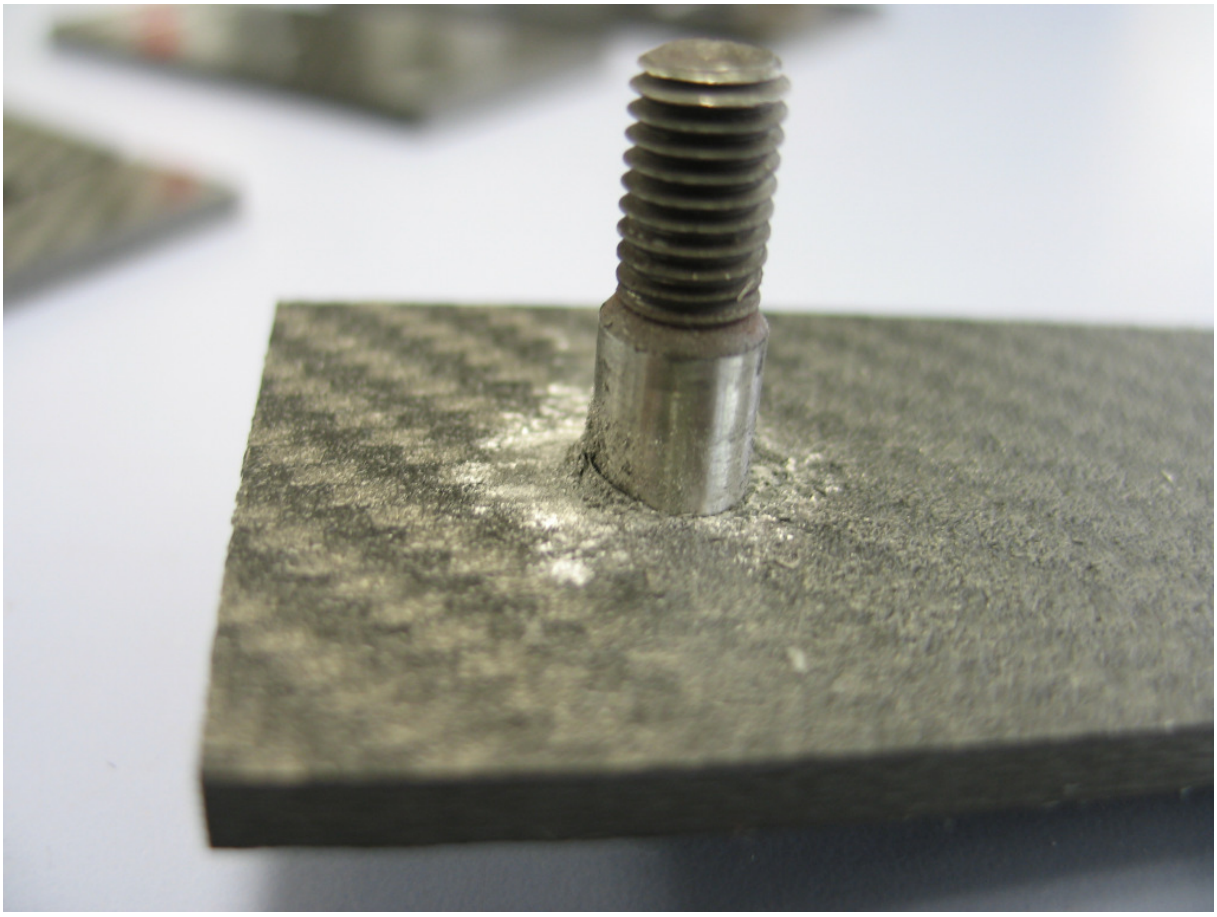


Abbildung 28: Lochaufweitung der Bolzenprobe

Während der Zugbruch durch zu hohe Kerbspannungen an der durch die Bolzenkraft belasteten Bohrung entsteht, wird die Lochaufweitung durch den zu hohen Kontaktdruck zwischen Bolzen und Laminat, mit der bereits genannten Laminatschädigung, verursacht.

Abbildung 29 zeigt einen Zugversuch, bei dem die Zugkraft F über der Probenverlängerung ΔL bis zum Zugbruch aufgetragen ist. Die maximale Zugkraft betrug hier F_{max} = 28 kN.

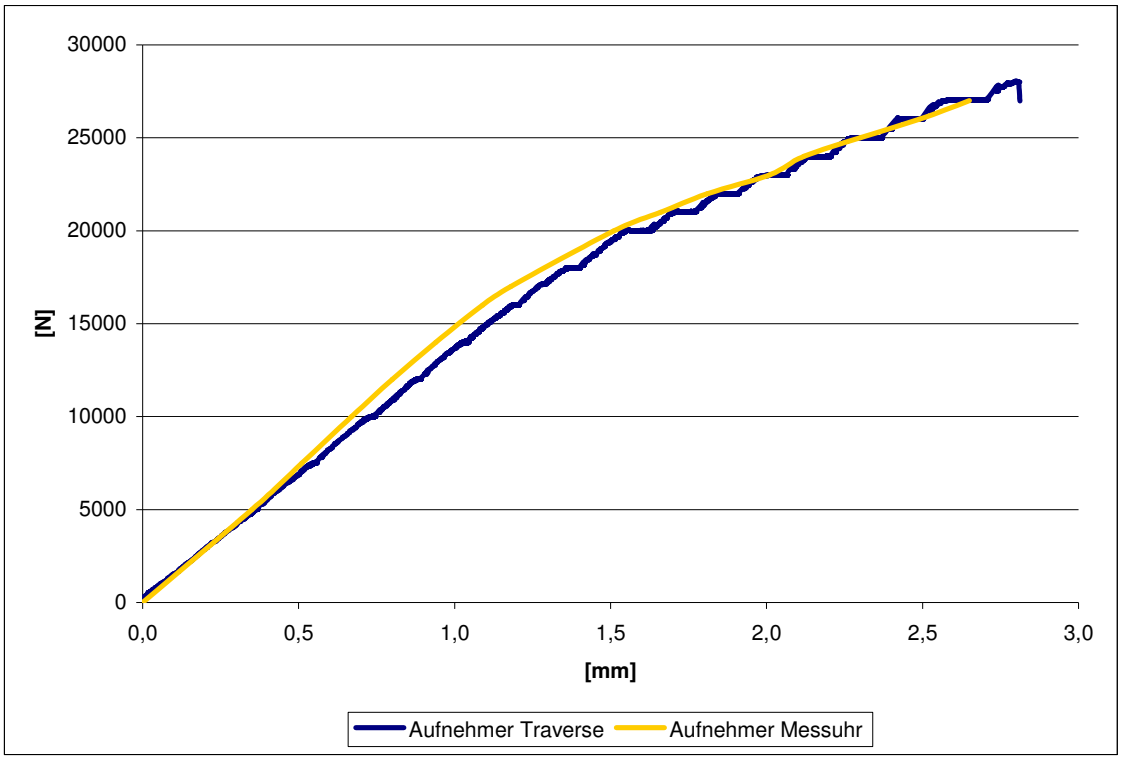


Abbildung 29: Zugversuch Bolzenverbindung mit unterschiedlicher Messung der Probenverlängerung

Bei diesem Versuch wurde ΔL über den maschinenintern kontinuierlich erfassten Traversenweg und zusätzlich in Intervallen über eine an den Spannbacken angesetzte Messuhr bestimmt. Mit den ΔL- Messungen sollte nachgewiesen werden, dass der Traversenweg die Probenverlängerung genau genug erfasst.
Die Kurvenverläufe zeigen, dass dem so ist.
Bei dieser Messung zeigte sich jedoch ein anderes, zunächst überraschendes Ergebnis:
Während der Uhrenmessungen wurde die Zugkraft jeweils mehrere Minuten lang konstant gehalten. Die während dieser Haltezeiten weiterlaufende Traversenmessung zeigt einen deutlichen Treppenstufenverlauf, der auf entsprechende Kriechvorgänge im Kontaktbereich Bolzen/Bohrung zurück zu führen ist.

Die anfängliche Vermutung, dass dieser Kriecheffekt von der Verklebung der Aufleimer ausgeht, wurde durch Versuche ohne Aufleimer an einer Zugprüfmaschine mit verschiebbaren Spannbacken widerlegt, da das Kriechen auch hier auftrat.
Ab einer Kraft von ca. 18kN flacht das Kraftweg-Diagramm mit steigender Belastung ab und man hört das typische Knistern von Faserbrüchen. Dies deutet auf den Beginn von Laminatschädigungen im Bereich der Bohrung hin. Ein weiteres Indiz für eine beginnende Schädigung ist, dass die Kriechwege unterhalb einer Belastung von 15kN wenig ausgeprägt sind, danach aber stetig zunehmen. Da Kohlefasern an sich kein Kriechverhalten zeigen, muss für den Kriechvorgang die Matrix verantwortlich sein. Bei einem unbeschädigten Laminat wird die Druckkraft, die der Bolzen auf das Laminat ausübt, hauptsächlich von den Fasern aufgenommen. Dies erklärt die kleinen Kriechwege im unteren Lastbereich. Wird die Druckkraft größer als die Festigkeit der Fasern, knicken diese weg. Dadurch überträgt sich die Kraft vermehrt auf die Matrix, wodurch das Kriechverhalten ausgeprägter wird. Die Kriechwege sind somit auch ein Indiz für den Schädigungsverlauf.
Die Probe versagt bei einer Kraft von ca. 29kN durch einen Zugbruch im Nettoquerschnitt.

Da die Bolzenschrägstellung ein wichtiges Maß für die Ungleichverteilung des Kontaktdruckes Bolzen/Bohrung ist, wurde diese während des Zugversuchs mitgemessen.
In Abbildung 30 sieht man den Messaufbau. An die fest mit dem Bolzen verschraubte Platte, werden die Messfühler der Messuhren angesetzt. Mit dem definierten Abstand der Messfühler und dem gemessenen Weg, kann die Schrägstellung berechnet werden.

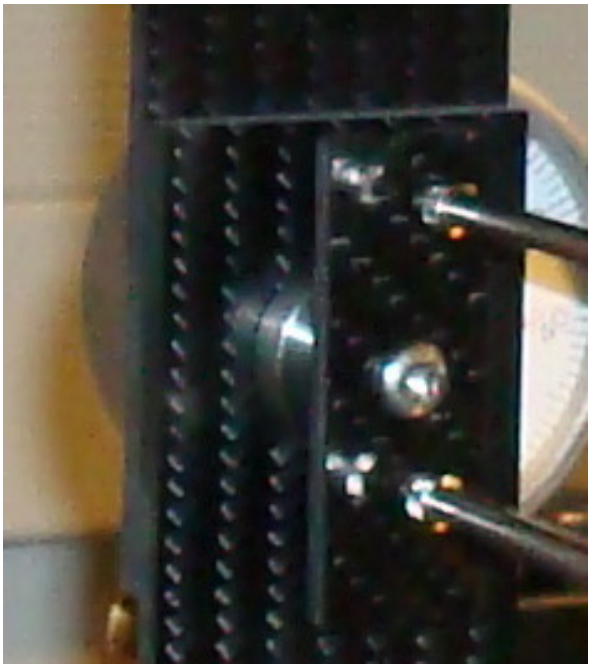


Abbildung 30: Messaufbau zur Messung der Bolzenschrägstellung

Abbildung 31 zeigt das Messergebnis für die Schrägstellung

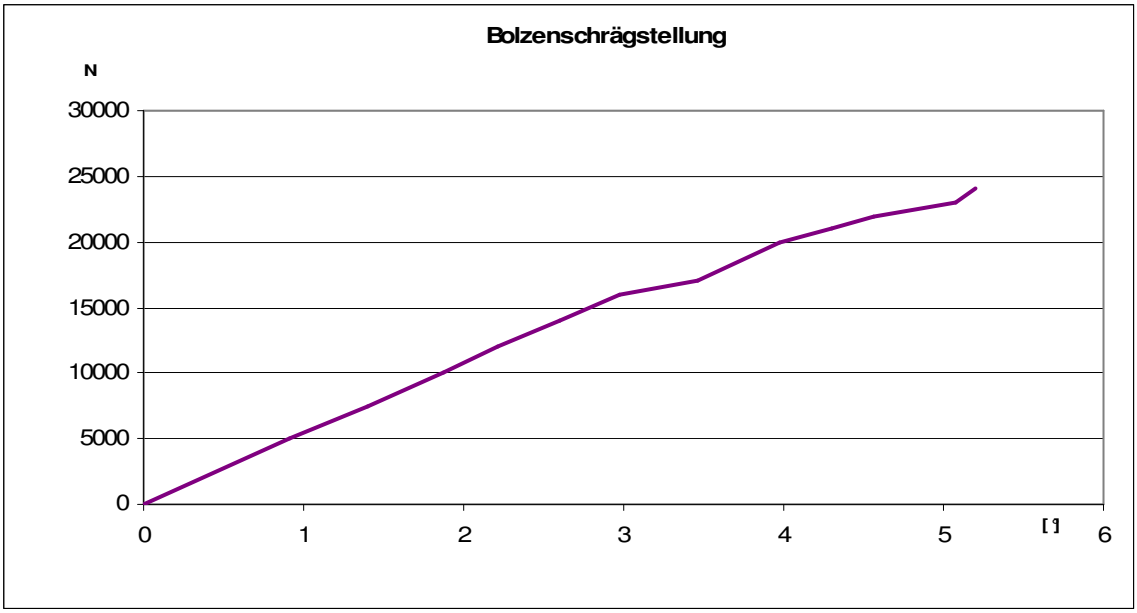


Abbildung 31: Zugkraft über Bolzenschrägstellung in (°)

Auch bei der Schrägstellung ist eine stärkere Zunahme ab einer Kraft von ca. 16kN zu erkennen. Ob dies ebenfalls auf die Kriecheffekte zurückzuführen ist, muss in weiteren Versuchen geklärt werden.
Abbildung 32 zeigt Ergebnisse von Zugversuchen für 4 weitere Proben, wobei hier keine Haltezeiten eingebaut waren, so dass die Kriecheffekte in den Kurvenverläufen nicht unmittelbar erkennbar sind.

Die Längenänderungen von Abbildung 29 und 32 sind wegen unterschiedlicher Messlängen nicht vergleichbar.

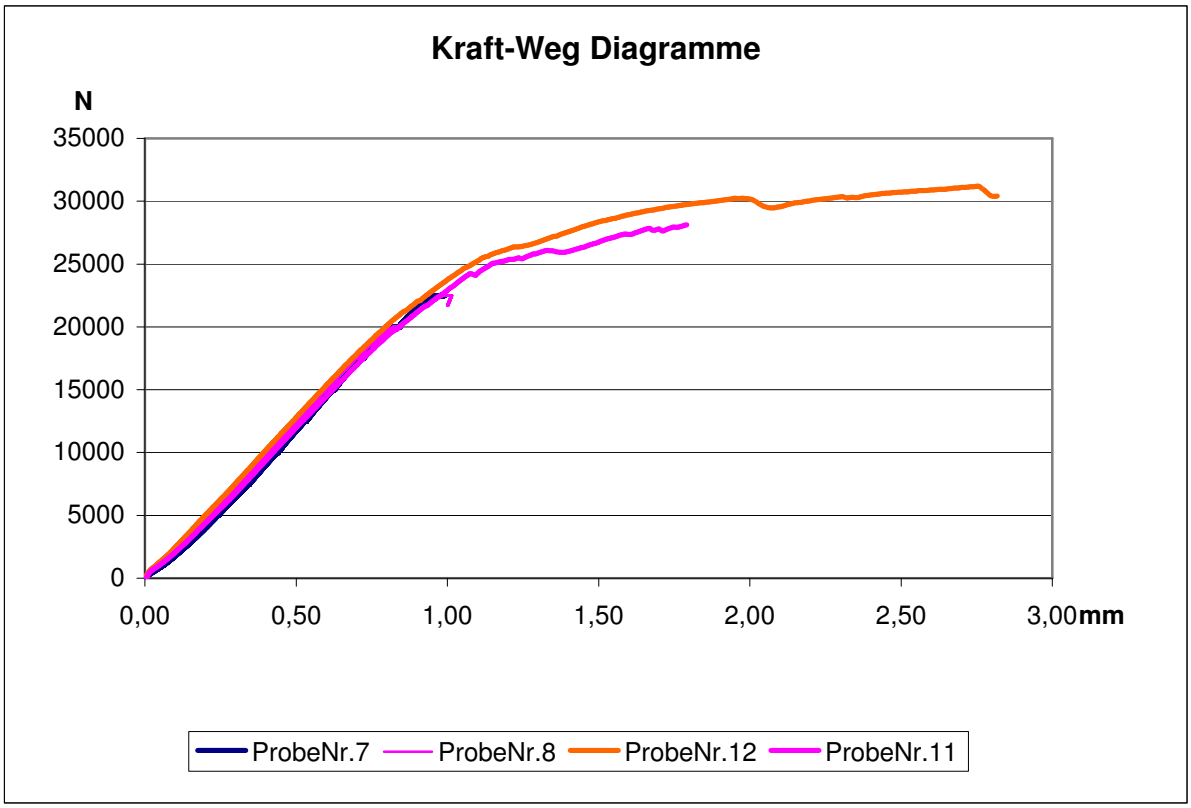


Abbildung 32: Kontinuierliche Zugversuche an Bolzenproben

Da die Verläufe der Proben im unteren Belastungsbereich nahezu identisch sind, wird hier nur auf den Verlauf der Probe Nr. 12, entsprechend Abbildung 32 eingegangen.
Die aus diesem Verlauf gezogen Rückschlüsse, können auf die anderen Kurven übertragen werden.
Bis zu einer Kraft von ca. 18kN liegt ein nahezu linearer Kraftverlauf vor, was darauf hindeutet, dass bis dahin das Laminat nicht wesentlich geschädigt wird. Ab dieser Belastung flacht die Kurve ab, was auf erste Schädigungsvorgänge schließen lässt. Während des Versuchs ist auch deutlich das typische Knistern von Faserbrüchen zu hören. Als Ort für diese Schädigungen kommt nur die hochbelastete Kontaktfläche von Bolzen und Bohrung in Betracht. Bei weiterer Steigerung der Kraft flacht die Kurve immer mehr ab.
Bei einer Kraft von ca. 31kN versagt die Probe mit einem Zugbruch.

Der Grund für die großen Unterschiede in den Bruchdehnungen muss im Zusammenhang mit dem sehr flachen Kurvenverlauf in diesem Bereich gesehen werden.
Hier können schon geringe Streuungen von Fehlstellen, Bruchpfaden oder Materialeigenschaften zu obigen Kraftabweichungen – mit entsprechender Auswirkung auf die Bruchdehnungen – führen. Die Kraftstreuungen sind dabei nicht wesentlich größer als bei ungekerbten Zugproben.

Abbildung 33 zeigt als zweiten, in der FE-Berechnung vorausgesagten Schädigungsort den Kontaktbereich zwischen Unterlegscheibe und Probenoberfläche.

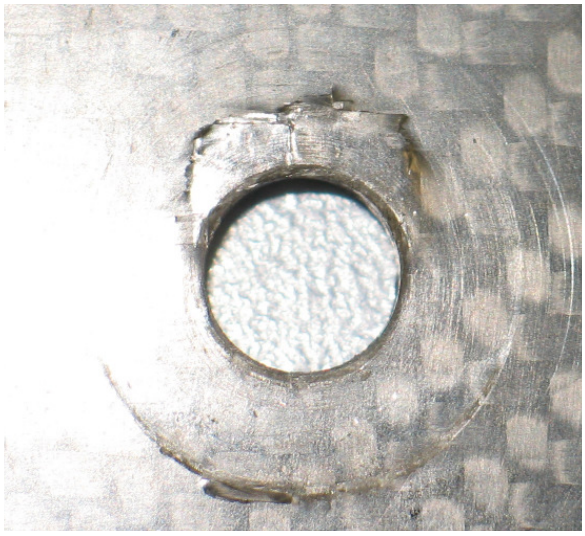


Abbildung 33: Laminatschädigung im Kontaktbereich Unterlegscheibe/Probenoberfläche

Deutlich zu erkennen sind Delaminationen und Faserbrüche in der obersten Laminatschicht, die jedoch das Tragverhalten der Probe kaum beeinflussen dürften.

Analytische Berechnungen der Bolzenprobe und Vergleich Rechnung-Versuch

Die Auslegungsrechnung der unterschiedlichen Verbindungsarten im Konstruktionsprozess erfolgt über den sogenannten Ausnutzungsgrad E, der allgemein als

$$E = \frac{\text{max.übertragbare Kraft in Verbindung}}{\text{max.übertragbare Kraft in Vollquerschnitt}} \qquad (5)$$

definiert ist [MICHAELI 1995].

Bei der Bolzenverbindung muss aufgrund der unterschiedlichen Versagensarten unterschieden werden zwischen $E_{Zugbruch}$ und $E_{Lochleibung}$ mit

$$E_{Lochleibung} = \frac{\sigma_{L,max}}{R_{z,lam}} \cdot \frac{d}{w} \qquad (6)$$

und der mittleren, ertragbaren Lochleibung $\sigma_{L,max} \approx 900\,\text{MPa}$ für CFK-HT und der Zugfestigkeit $R_{z,Lam} \approx 460\ \text{MPa}$ für das quasiisotrope Laminat, sowie

$$E_{Zugbruch} = \frac{F_{max,mit\,Bohrung}}{F_{max,ohne\,Bohrung}} = \frac{1}{\beta_k} \cdot \frac{w-d}{w} = \frac{1}{1+C\cdot(\alpha_K - 1)} \cdot \frac{w-d}{w} \qquad (7)$$

mit der Kerbformzahl α_K für die Bohrung mit Bolzenlast und einem Abminderungsfaktor $C = \frac{\beta_K - 1}{\alpha_K - 1}$ mit $C \approx 0{,}25$ für $CFK-HT$. Für α_K kann nach [MICHAELI 1995]

$$\alpha_K = 2 + \left(\frac{w}{d} - 1\right) - 1{,}5 \cdot \left(\frac{\frac{w}{d} - 1}{\frac{w}{d} + 1}\right) \cdot \theta \quad \text{mit} \quad \theta = 1{,}5 - \frac{0{,}5}{e/w}\ ,\ e/w \le 1 \ \text{ und } \theta = 1,\ e/w \ge 1$$

gesetzt werden. Es ergibt sich $E_{Zugbruch} = 0.38$ und $E_{Lochleibung} = 0{,}39$. Beide Werte liegen nahe beieinander, d.h. bei einem Zugbruch müsste auch eine signifikante, bleibende Lochaufweitung feststellbar sein.

Dies wurde durch die Versuche bestätigt. Allerdings wurden die errechneten Ausnutzungsgrade bei weitem nicht erreicht.
Im Versuch wurde mit Probe Nr. 12 (siehe Abb. 32) ein Ausnutzungsgrad von

$$E_{Zugbruch,Versuch} = 0{,}305$$

erreicht bei einer über der Probendicke gemittelten Lochaufweitung von ca. 3 %.

Die niedrigeren, erreichten Ausnutzungsgrade zeigen, dass der wichtige Effekt der ungleichmäßigen Verteilung des Kontaktdrucks zwischen Bolzen und Bohrung in den Auslegungsbeziehungen nicht genügend Berücksichtigung findet.

Demgegenüber bildet die FE-Rechnung, in der bereits bei F=20 kN erste Faser-brüche aufgrund der örtlich sehr hohen Kontaktdrücke vermutet werden können, die Realität recht gut ab. Dies bestätigt auch der Kraft-Verformungsverlauf der Proben, der ab ca. F = 18 bis 20 kN in den nichtlinearen Bereich übergeht. In den Versuchen
machen sich zudem erste Faserbrüche durch ein „Knistern“ ab $F \approx 18$ kN bemerkbar.

An einer realistischeren analytischen Vorausberechnung der Kontaktdruckverteilung Bolzen-Bohrung wird z.Zt. gearbeitet.

1.7.2. Die einschnittige Klebeverbindung

Neben der Bolzenverbindung ist die Klebverbindung die am häufigsten eingesetzte Methode um FVK zu fügen. Im Unterschied zur Bolzenverbindung werden hierbei die Fasern der zu verbindenden Teile nicht beschädigt. Insofern kann man von einer faserverbundgerechten Verbindungsmethode sprechen. Allerdings muss im Vergleich zur Bolzenverbindung bei der Herstellung der Klebung auf mehrere Parameter geachtet werden, um eine vernünftige Verbindung zu erzielen. Da, wie sich im Versuch herausgestellt hat, das Versagen der Verbindung nicht in der Klebschicht sondern in der Grenzschicht Klebstoff/Faserverbundstoff auftritt, muss vor allem für eine gute Haftung der Klebschicht am Faserverbundstoff gesorgt werden. Dies wurde bei den untersuchten Proben durch Anschleifen der Klebfläche bewerkstelligt. Da die Tragfähigkeit der Klebverbindung von der Klebeschichtdicke abhängig ist, müssen bei der Fertigung der zu fügenden Teile enge Toleranzen eingehalten werden. Vor allem bei großen Teilen führt dies zu enormen Kostensteigerungen.

Probengeometrie

Die Proben hatten eine Dicke von t = 3 mm, die Probenbreite w betrug w=20 mm, die Überlapplänge der Klebschicht war $L_Ü$ = 34 mm, die Klebschichtdicke 0,2 mm.

Das Laminat war wieder quasiisotrop und wurde im RTM-Verfahren hergestellt.

Analytische und FE-Berechnung der Klebverbindung

Bei der einfach überlappten Klebverbindung treten in der Klebschicht hauptsächlich Schubbelastungen auf. Von [VOLKERSEN 1953] konnte gezeigt werden, dass die Schubspannung nicht linear verläuft, sondern an den Rändern überhöht ist. Da der Ansatz von [VOLKERSEN 1953] auf linear elastischem Werkstoffverhalten basiert, der Klebstoff sich aber plastisch verformt, werden die Überhöhungen in der Praxis geringer ausfallen.

In Abbildung 34 ist die Schubspannung über $L_Ü$ für die analytische Beziehung nach [VOLKERSEN 1953] und aus der FE-Berechnung gezeigt.

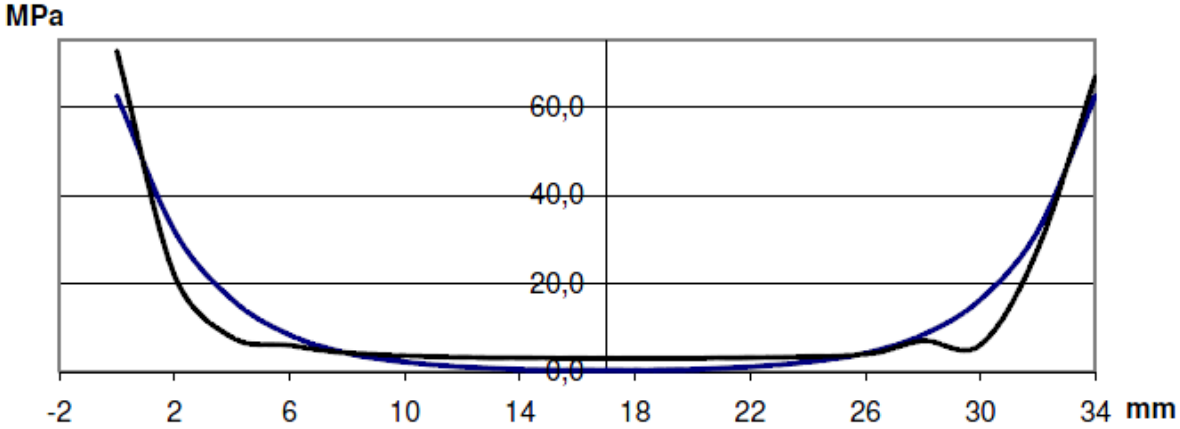


Abbildung 34: Schubspannung Klebschicht analytisch nach [VOLKERSEN 1953] **und aus FEM für F= 7,5 kN**

Die Scherzugfestigkeit $\tau_{KB} = 30\,\text{MPa}$ des Klebers wird bei einer Kraft von 5580N an den Stellen maximaler Schubspannung erreicht. Somit ergibt sich der Ausnutzungsgrad nach Gleichung 5 zu:

$$E = \frac{F_{max,Kleber}}{R_{z,Lam} \cdot w \cdot t} = \frac{5580\text{N}}{27600\text{N}} = 0,20 \quad (8)$$

Rechnet man mit einer mittleren Schubspannung $\overline{\tau}_K = \frac{F}{w \cdot L_Ü} \leq \frac{\tau_{KB}}{S}$ mit der Sicherheit $S \approx 2$, s.a. [MUHS 2009], so ergibt sich

$$E = \frac{\tau_{KB} \cdot w \cdot L_Ü}{2 \cdot R_{z,Lam} \cdot w \cdot t} = 0,369 \quad (9)$$

bzw. für die maximal übertragbare Kraft

$$F_{max,Kleber} = \frac{\tau_{KB} \cdot w \cdot L_Ü}{S} = 10200\ \text{N}\ .$$

Gemessene Ausnutzungsgrade der Klebeverbindung

Tabelle 4 zeigt die Versuchsergebnisse zur Festigkeit der Klebeverbindung an vier Proben.

F_{max} [N]	Dehnung [%] (l_0=50mm)	Ausnutzungsgrad F_{max}/F_{Lam}
9785	0,48	0,35
9039	0,48	0,33
9070	0,45	0,33
8089	0,43	0,29

Tabelle3: Gemessene Ausnutzungsgrade der Klebverbindung

Die Ergebnisse zeigen eine relativ starke Streuung, obwohl die Klebschicht mittels Vorrichtung sehr genau und reproduzierbar ausgeführt wurde.

Der nach obiger Gl. (8) vorausberechnete Ausnutzungsgrad erscheint zu konservativ, wohingegen der nach Gl. (9) berechnete im Mittel eher zutrifft.

Abbildung 35 zeigt das Kraft-Weg-Diagramm der Zugversuche. Die Steifigkeit ist danach bei allen Proben nahezu identisch.

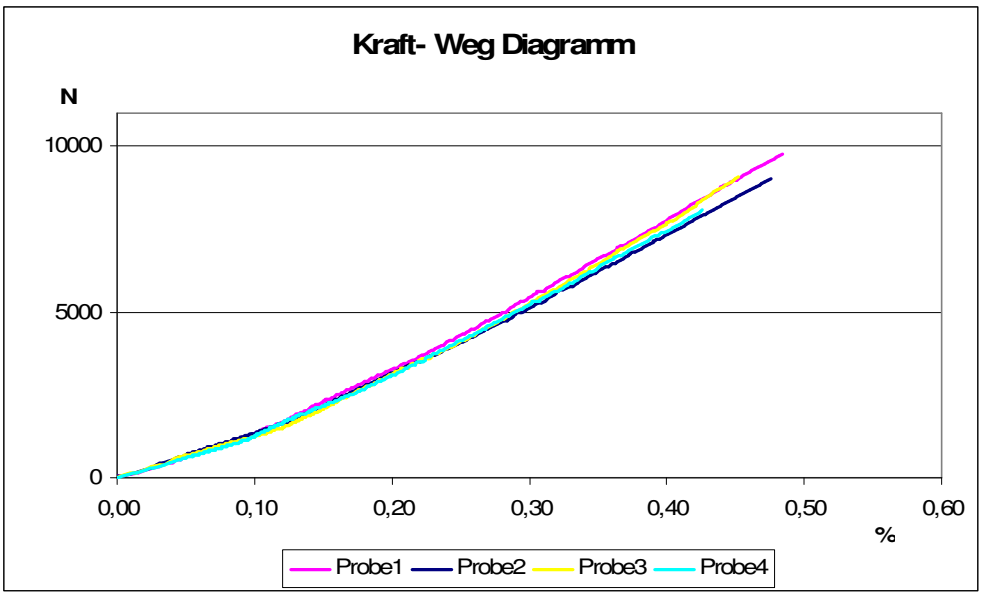


Abbildung 35: Kraft-Weg-Diagramm der Klebeverbindung

An Probe 2 ist die Bruchfläche unter dem Mikroskop untersucht worden (Abb.36)

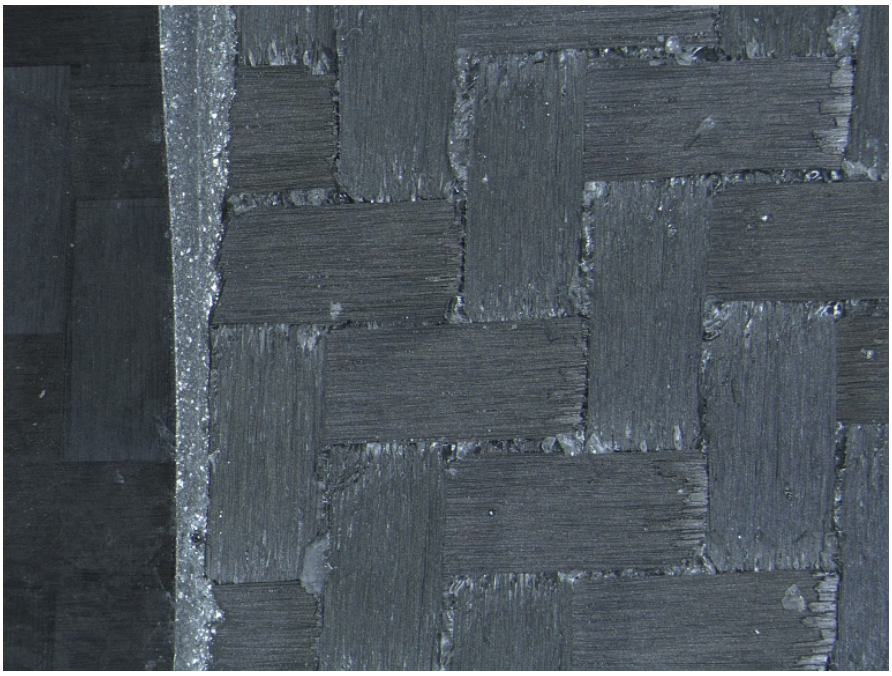


Abbildung 36: Bruchfläche der Probe 2 Klebeverbindung

Man erkennt, dass die Fasern in der Bruchfläche frei von Laminierharz sind und die oberste Harzschicht quasi von den Fasern abgezogen wurde. Daher war letztendlich für die Festigkeit der Klebung nicht die Schubfestigkeit des Klebers, sondern eher die Adhäsionskräfte zwischen Kleber und Matrix an der Laminatoberfläche relevant. Das erklärt eventuell auch die relativ große Streuung der gemessenen Ausnutzungsgrade.

1.8. CT-Analyse

Im Gegensatz zu duktilen Metallen entsteht bei CFK-Bauteilen keine sichtbare Einschnürung am Bauteil oder wie bei spröden Werkstoffen entsteht kein abrupter Bruch.
Vielmehr entsteht ein „schleichendes“ Schadensbild. Es löst sich die Faser von der Matrix oder einzelnen Fasern reißen.
Um diese „inneren“ Vorgänge untersuchen zu können sind zerstörungsfreie Werkstoffprüfungen notwendig. Eine relativ neue Methode ist die Materialprüfung mit der Computertomographie [WECKENMANN 2008].
Um grundsätzlich die Eignung der Computertomographie als Prüfmethode für CFK-Bauteile zu untersuchen wurden drei Grundsatzversuche mit einem Computertomographen TomoScope der Firma Werth Messtechnik GmbH am Lehrstuhl für Fertigungsmesstechnik

und Qualitätsmanagement (QFM) der Friedrich Alexander Universität Erlangen-Nürnberg durchgeführt. Die Ergebnisse sind in den drei folgenden Bildern dargestellt.

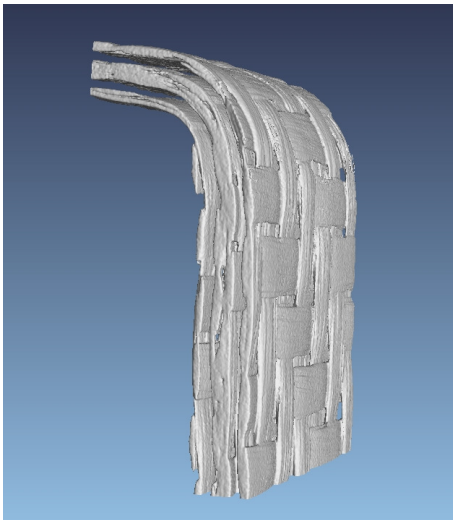


Abbildung 37:
CT-Aufnahme eines CFK/Aramid Lagenaufbaus. Sichtbar sind die Aramid Fasern

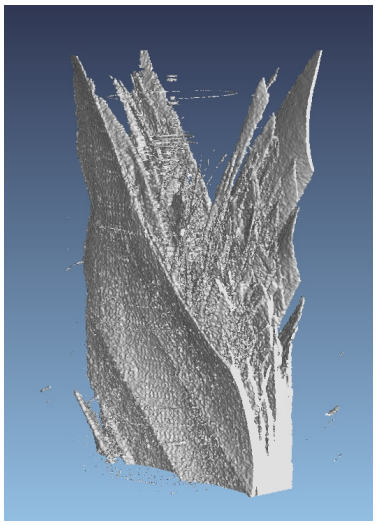


Abbildung 38:
Durch Zugversuch Gerissene CFK-Probe

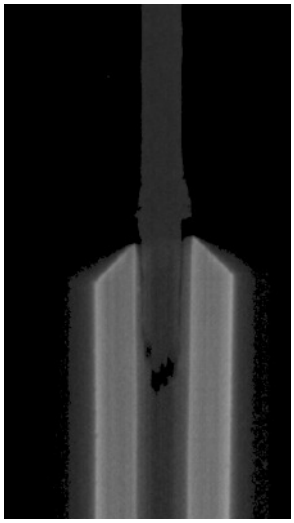


Abbildung 39:
In der Einspannstelle gerissene CFK-Probe

Die drei Grundsatzversuche haben gezeigt, dass mit der Computertomographie die Faser-Verbund-Strukturen aufgelöst werden können.
In weiteren und tiefgreifenden Forschungsprojekten gilt es zukünftig zu untersuchen welche Möglichkeiten die CT-Technologie bei der Werkstoffuntersuchung noch bietet.

1.9. Literaturverzeichnis

[BAKER 2004]
Baker, A.; Dutton, S.; Kelly, D.: Composite Materials for Aircraft Structures. American Institute of Aeronautics and Astronautics, Education Series, Virginia 2004

[Breuer 2005]
Breuer, U.P.: Herausforderungen an die CFK-Forschung aus Sicht der Verkehrsflugzeug-Entwicklung und –Fertigung. 10. Nationales Symposium SAMPE. Deutschland e.V. 2005

[EHRENSTEIN 2006]
Ehrenstein, G.W.: Faserverbundwerkstoffe. München Wien: Hanser-Verlag, 2008.

[HAHN 1975]
Hahn, K.; Kim, R. Y.: Proof testing of Composite Materials. In: Journal of Composite Materials 9 (1975).

[HSB 2001]
Arbeitskreis Industrie-Ausschuss Struktur-Berechnungsunterlagen (IASB), Hrsg.: Handbuch Struktur Berechnung. 2001.

[HUTH 1992]
Huth, H.: Betriebsfestigkeit langfaserverstärkter Kunststoffe, Hochleistungsverbundwerkstoffe für neue Systeme. Essen: Vulkan Verlag, 1992.

[LTH 2008]
Arbeitskreis Faserverbund-Leichtbau, Hrsg.: Luftfahrttechnisches Handbuch, Band Faserverbund-Leichtbau (FL). IABG mbH 2008.

[MICHAELI 1995]
Michaeli, W.; Huybrechts, D.; Wegener, M.: Dimensionieren mit Faserverbundwerkstoffen, Einführung und praktische Hilfe. München Wien: Hanser-Verlag, 1995.

[MÜLLER 1991]
Müller, W.: Krafteinleitung in Faserverbundwerkstoffe. Aalen, Universität, Diss., 1991.

[MUHS 2009]
Muhs, D.; Wittel, H.; Jannasch, D.; Voßiek, J.: Roloff/Matek Maschinenelemente. 19. Auflage Wiesbanden: Vieweg-Verlag, 2009.

[NEITZEL 2004]
Neitzel, M.; Mitschang, P.: Handbuch Verbundwerkstoffe. München Wien: Hanser-Verlag, 2004.

[NUISMER 1975]
Nuismer, R. J.; Whitney, J. M.: Uniaxial Failure of Composite Laminates Containing Stress Concentrations. In: ASTM STP 593, 1975, S. 117-142.

[SCHÜRMANN 2007]
Schürmann, H.: Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden. 2. Auflage Berlin Heidelberg: Springer-Verlag, 2007.

[VOLKERSEN 1953]
Volkersen, O.: Die Schubkraftverteilung in Leim-, Niet- und Bolzenverbindungen. In: Energie und Technik 5 S. 68-54. 1953.

[WECKENMANN 2008]
Weckenmann, A.; Krämer. P.: Computed Tomography – new and promising chances in manufacturing metrology. In: 2nd International and 23rd All India Manufacturing Technology, Design and Research Conference AIMTDR 2008.

[ISO 527-4]
Norm DIN EN ISO 527 Teil 4 Juli 1997. Bestimmung der Zugeigenschaften: Prüfbedingungen für Isotrope und anisotrop faserverstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe.

[ISO 13003]
Norm ISO 13003 Dezember 2003. Glasfaserverstärkte Kunststoffe – Bestimmung des Ermüdungsverhaltens unter zylindrischer Beanspruchung.

2. Verwertbarkeit der Forschungsergebnisse

2.1. Zusammenfassung der wissenschaftlichen Ergebnisse und deren wissenschaftliche Verwertung

Die Untersuchungsergebnisse haben wichtige Erkenntnisse sowohl auf dem Gebiet der statischen und dynamischen Festigkeit von CFK-Laminaten, als auch ihrer Anwendung in der Verbindungstechnik geliefert.

Es konnte gezeigt werden, dass die statischen und dynamischen Festigkeitseigenschaften von Laminaten aus den zwei gängigen Herstellverfahren „RTM“ und „Autoklav“ vergleichbar sind.
Die Festlegung der Lasthorizonte und Darstellung der Wöhlerlinien nach der Methode des Restfestigkeitsabfalls hat sich bei den durchgeführten Schwingversuchen als sehr nützlich erwiesen.
Die ermittelten Restfestigkeitskurven liefern wichtige Basisdaten für zukünftige Arbeiten auf dem Gebiet der rechnerischen Lebensdauervorhersage von CFK-Laminaten,

Die Festigkeitseigenschaften von CFK-Bauteilen mit Konstruktionskerben wurden exemplarisch an Flachproben mit Bohrung untersucht und wichtige Erkenntnisse zur Stützwirkung des Laminats im Kerbbereich gewonnen.
Erste FEM-Rechenmodelle zur Degradation der Steifigkeit und Festigkeit im Kerbbereich bestätigen diesen Stützeffekt. Die FEM-Modelle sollen weiterentwickelt und experimentell verifiziert werden.

Die Untersuchung der 1-schnittigen Bolzenverbindung – ein gängiges Verbindungselement in der Faserverbundtechnik – ergab, dass die herkömmlichen, konstruktionsbegleitenden Überschlagsberechnungen des sogenannten Ausnutzungsgrades den tatsächlichen Schädigungsmechanismus nicht genau genug berücksichtigen.
Insbesondere die ungleichmäßige Pressungsverteilung im Kontaktbereich Bolzen-Bohrung führt zu einem ungünstigen Tragverhalten der Verbindung, was bei Nichtberücksichtigung in der Vorabberechnung des Ausnutzungsgrades zu nichtkonservativen Ergebnissen führt.
Die Entwicklung eines aussagekräftigeren, analytischen Berechnungsmodelles wird daher ein nächstes Ziel der Weiterarbeit an dem Projektthema sein.
Die FE-Berechnung der Bolzenverbindung zeigte eine gute qualitative Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen, sofern auf eine sorgfältige Vernetzung im Kontaktbereich Bolzen-Laminat geachtet wird.
Die Vorhersage der ersten Faserbrüche ist mit einem linear-elastischen FE-Modell möglich, der Schädigungsprozess bis zu einer noch tolerierbaren Lochaufweitung bzw. dem Zugbruch erfordert jedoch die Berücksichtigung der schrittweisen Degradation der Festigkeit und Steifigkeit des Laminats.

Auch hier ergibt sich ein wichtiges, praxisrelevantes Feld für zukünftige Forschungsaktivitäten.

Schließlich zeigten die Versuche ein erhebliches Kriechen der Proben, insbesondere bei höheren Lasten. Das Kriechverhalten hat wiederum seine Ursache in der hohen Druckbelastung auf das Laminat im Bolzenkontakt. Die Tragfähigkeit der ausknickenden Fasern geht örtlich verloren und die überlastete Matrix beginnt zu kriechen. Auch dieser Effekt wird weiter untersucht.

Die Untersuchung der Klebverbindung, einem weiteren, wichtigen Verbindungselement für CFK-Bauteile ergab ein grundsätzlich, befriedigendes Tragverhalten, was die erreichbaren Ausnutzungsgrade betrifft. Allerdings fand das Versagen nicht in der Klebschicht, sondern an der Harzdeckschicht (debonding) statt, was wahrscheinlich zu einer stärkeren Streuung der Ausnutzungsgrade beigetragen hat.
Hier ist zu untersuchen, ob sich dieses ungünstige Versagensverhalten durch Änderungen im Herstellprozess der Klebverbindung oder andere Kleber beeinflussen lässt.

Die FE-Berechnung der Klebverbindung ergab eine gute Übereinstimmung mit der analytisch berechneten Schubspannung in der Klebschicht.
Die Verwendung der Spannungsspitzen zur Vorhersage des Ausnutzungsgrades führt allerdings zu sehr konservativen Ergebnissen. Realistischer ist hier nach wie vor die Verwendung einer flächengemittelten Schubspannung incl. Sicherheitsfaktor. Auch hier sind Verbesserungen des analytischen Berechnungsmodells denkbar, die aber nur dann sinnvoll erscheinen, wenn der betrachtete Versagensort tatsächlich dem im Versuch entspricht.

2.2. Verwertbarkeit für die Lehre

Die aus dem Forschungsprojekt erarbeiteten Erkenntnisse fließen direkt in die Lehre ein.
Zum einen werden schrittweise im Labor für Werkstofftechnik I die Voraussetzungen geschaffen, zukünftig CFK-Bauteile herzustellen. Zwischenzeitlich sind alle maschinentechnischen Voraussetzungen geschaffen worden um CFK-Bauteile mit dem Handlaminierverfahren, dem RTM-Verfahren und dem Autoklav-Verfahren herzustellen.
Seit dem Sommersemester 2008 arbeiten Studentengruppen aus der Vertiefungsrichtung Konstruktion und Entwicklung im Fach Konstruktion an der Konstruktion eines mit Elektromotor angetriebenen City-Rollers, dessen tragende Teile aus Kohlefaserbauteilen bestehen.
Um die Gestalt des City-Rollers ansprechender zu gestalten, wurde bei der Konstruktion auch ein Student aus der Fakultät Design mit eingebunden. Hier konnten die optischen Eigenschaften und die fertigungstechnischen Möglichkeiten des CFK ebenfalls als Designmerkmale mit eingebunden werden. Der konstruktive Zwischenstand ist im Bild 40 dargestellt. In den folgenden Semestern wird nun ein Prototyp aufgebaut.

Abbildung 40: Konzept des City-Roller