

**Einfluss von Bohrungen auf ausgewählte Zug- und
Druckeigenschaften sowie das Ermüdungsverhalten von
kohlenstofffaserverstärkten Epoxidharz- Prepreg-
Laminaten**

DIPLOMARBEIT

von

Daniela Maria Zechner

erstellt an der

Polymer Competence Center Leoben GmbH

eingereicht am

Institut für

Werkstoffkunde und Prüfung der Kunststoffe
an der Montanuniversität Leoben



Betreuung: Dipl.-Ing. Dr. mont Markus Wolfahrt

Begutachtung: A.o. Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. mont. Gerald Pinter

Leoben, Mai 2010

Ich erkläre an Eides statt, dass ich diese Arbeit selbstständig verfasst, andere als die angegebenen Quellen und Hilfsmittel nicht benutzt und mich auch sonst keiner unerlaubten Hilfsmittel bedient habe.

Leoben, Mai 2010

Daniela Maria Zechner

DANKSAGUNG

Die vorliegende Diplomarbeit wurde im Rahmen des K_{plus}- Projekt 1.7 „Liquid moulding (LM) technology, fatigue design concept and repair technology in aircraft applications,, an der Polymer Competence Center Leoben GmbH (Leoben, A) im Rahmen des Kompetenzzentren- Programms K_{plus} des Bundesministerium für Verkehr, Innovation und Technologie unter der Beteiligung des Institutes für Werkstoffkunde und Prüfung der Kunststoffe an der Montanuniversität Leoben (Leoben, A), der FACC AG (Ried im Innkreis, A) und der Airbus Deutschland GmbH (Bremen, D) erstellt und mit Mitteln des Bundes und der Länder Steiermark und Oberösterreich gefördert.

Mein Dank gilt A.o. Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.mont. Gerald Pinter für die Ermöglichung, Durchsicht und Korrektur der vorliegenden Arbeit, sowie für die Unterstützung und Betreuung.

Ganz besonders möchte ich mich bei meinem Betreuer Dipl.-Ing. Dr.mont Markus Wolfahrt für seine Unterstützung und der Betreuung meiner Arbeit bedanken. Durch sein umfassendes Fachwissen und der Hilfestellung bei der Literaturrecherche erhielt ich wertvolle Anhaltspunkte zum erfolgreichen Abschluss dieser Arbeit.

Weiters danke ich der Firma FACC AG (Ried im Innkreis, A), und hier insbesondere Herrn Braha Gazmend für die Herstellung sämtlicher für die Versuche erforderlichen Prüfkörper. Mein Dank gilt auch Herrn Jürgen Föttinger für das Bohren der Prüfkörper. Dipl.-Ing. Wolfgang Kitzmüller danke ich für die gute Einschulung auf den von mir benötigten Prüfmaschinen.

Zuletzt möchte ich mich bei meinen Eltern Barbara und Walter für die Ermöglichung meines Bildungsweges und den Rückhalt durch sie und meinen Ehemann Gerald bedanken.

KURZFASSUNG

Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich mit den Auswirkungen von Bohrungen und Schrauben auf die Festigkeit und das Ermüdungsverhalten von kohlenstofffaserverstärkten Epoxidharz-Laminaten mit einem quasi-isotropen Lagenaufbau sowie mit einem Aufbau vom Typ [50/40/10]. Es wurden zwei unterschiedliche Prepreg-Systeme untersucht, die sich hinsichtlich Fasertyp und Matrixharzsystem unterscheiden.

Im Zuge einer Parameterstudie wurden zunächst ausschließlich für einen Faserverbundwerkstoff mit dem Lagenaufbau vom Typ [50/40/10] der Einfluss des Bohrers (Diamant- und Karbidbohrer), der Art des Bohrlochs (Durchgangsloch bzw. Senkkopfbohrung) sowie der Qualität der Bohrung anhand gut und schlecht gebohrter Prüfkörper untersucht. Aufbauend auf diesen Ergebnissen wurde mit den festgelegten bohrspezifischen Parametern unter Verwendung von gelochten Prüfkörpern mit Schrauben ein Werkstoffvergleich durchgeführt.

Die im Rahmen der Parameterstudie anhand monotoner Versuche ermittelten Ergebnisse zeigten, dass die Zug- und Druckfestigkeit weder von der Bohrqualität noch vom Bohrertyp beeinflusst werden. Beim Vergleich der Prüfkörper mit Senkkopfbohrung und Schraube mit denen mit Durchgangsbohrung und entsprechender Schraube wiesen letztere sowohl unter Zug- als auch unter Druckbelastung geringfügig höherer Festigkeitswerte auf. Während die anhand von Prüfkörpern mit Durchgangsbohrung ohne Schraube ermittelten Werte der Zugfestigkeit durchwegs oberhalb den Vergleichswerten für Prüfkörper mit Schraube lagen, ergaben die monotonen Druckversuche ein umgekehrtes Ergebnis mit niedrigeren Druckfestigkeitswerten für Prüfkörper mit Durchgangsbohrung ohne Schraube. Aus den bei 70 %, 75 %, 77,5% und 80 % der Druckfestigkeit durchgeführten Ermüdungsversuchen geht hervor, dass sämtliche untersuchten Prüfkörpertypen ein ähnliches Ermüdungsverhalten aufweisen. Bereits deutlich vor dem Versagen konnte bei allen untersuchten Laminaten ein Abfall der Steifigkeit gemessen werden.

Was den Werkstoffvergleich anbetrifft, konnten bei gleichem Lagenaufbau für ein Prepreg-System geringfügig höhere Kennwerte aus den Zug- und Druckversuchen

festgestellt werden. Lediglich bei den monotonen Druckversuchen an Prüfkörpern mit quasiisotropem Aufbau war dieses Ergebnis nicht zu beobachten. In guter Übereinstimmung mit den monotonen Versuchen, war für einen Faserverbundwerkstoff ein vergleichsweise leicht besseres Ermüdungsverhalten festzustellen.

ABSTRACT

This diploma thesis deals with the effects of holes and bolt filled-holes on the strength and the fatigue behavior of two different carbon fiber-reinforced epoxy laminates with quasi-isotropic layup and with a layup of the type [50/40/10]. As part of a parametric study the influence of different influence factors such as drill (diamond and carbide drill), the nature of the hole (through boring or countersunk) and the quality of the drill using good and bad drilled specimens made of one laminate having the layup [50/40/10] was investigated. Based on these results filled hole-test under quasi-static and fatigue compression loads for both material system were conducted.

Within the parametric study based on monotonous tests the results showed that both tensile and compression strength are not influenced by drill quality or the type of drill. For specimens with countersunk joints in general lower values for the tensile and compression strength were obtained compared to the filled hole specimens. Whereas the open hole specimens gave higher tensile strength values than the filled hole specimens, the compression strength of specimens without bolts is lower than those with bolts. No significant differences in the fatigue behaviour of the investigated specimens with holes and bolt filled-holes could be found.

For monotonic loading conditions, generally, slightly higher values were established for one prepreg material for both layup types. Only for quasi-isotropic specimens this result was not observed under compression loading. In good agreement with the monotonic tests this prepreg system showed a slightly better fatigue behavior.

INHALTSVERZEICHNIS

Kurzfassung	II
Abstract	IV
1 Einleitung und Zielsetzung	1
2 Grundlagen.....	3
2.1 Mechanische Eigenschaften von Faserverbundwerkstoffen.....	3
2.1.1 Zugbeanspruchung.....	3
2.1.2 Druckbeanspruchung.....	5
2.2 Ermüdungsversuche	7
2.2.1 Wöhlerversuch.....	9
2.2.2 Hysterese-Messverfahren.....	10
2.3 Einfluss von Bohrungen.....	11
2.3.1 Filled Hole- Versuche	13
2.3.2 Einflussparameter auf die Qualität der Bohrung	16
3 Experimentelles.....	19
3.1 Testplatten und Prüfkörperherstellung.....	19
3.2 Versuchsdurchführung.....	22
3.2.1 Computertomographieuntersuchungen.....	22
3.2.2 Bestimmung des Faservolumengehaltes.....	23
3.2.3 Monotone Versuche.....	23
3.2.4 Ermüdungsversuche.....	24
.	
4 Ergebnisse und Diskussion.....	26
4.1 Computertomographieuntersuchungen.....	26
4.2 Faservolumengehalt.....	28
4.3 Einfluss der Bohrungsart, der Bohrqualität und des Bohrers.....	29
4.3.1 Monotone Versuche.....	29

4.3.2 Ermüdungsversuche.....	32
4.4 Einfluss der Faser und des Lagenaufbaus.....	36
4.4.1 Monotone Versuche.....	36
4.4.2 Ermüdungsversuche.....	39
5 Zusammenfassung.....	45
Literatur.....	47
Anhang.....	52
A:Tabellarische Zusammenstellung der Zug- und Druckfestigkeit.....	52
B:Dynamischer E- Modul und Sekantenmodul für die Einzelmessungen.....	57

1 EINLEITUNG UND ZIELSETZUNGEN

Der Einsatz von Faserverbundwerkstoffen in Großraumpassagierflugzeugen hat in den letzten Jahren stetig zugenommen (McMullan, 1984; Marsh, 2004). Während der Anteil an Bauteilen aus polymeren Hochleistungsverbundwerkstoffen heutzutage beim Airbus A380 und der Boeing 787 ca. 25 bzw. 50 Gewichtsprozent beträgt, soll dieser Anteil beim Airbus A350 XWB auf bis zu 52 Prozent erhöht werden (Netcomposite, 2005; Griffith, 2005; CompositesWorld, 2009). Der Grund dafür liegt im hervorragenden mechanischen Eigenschaftsprofil von Faserverbundwerkstoffen, das sich durch hohe Festigkeiten und Steifigkeiten bei gleichzeitig niedriger Dichte auszeichnet (Lang et. al., 1986).

Zur Herstellung komplexer Strukturen aus einzelnen Faserverbundbauteilen mit duromerer Matrix werden im Allgemeinen Fügeverfahren aus der mechanischen Verbindungstechnik, wie zum Beispiel Schrauben und Nieten, das Kleben sowie eine Kombination aus beiden Fügetechniken herangezogen. Was die Befestigung von Bauteilen insbesondere in der Primärstruktur von Verkehrsflugzeugen betrifft, finden jedoch üblicherweise Schraubverbindungen Anwendung, was vorwiegend in der zerstörungsfreien Lösung der Schraubverbindung begründet ist. Andererseits erfordert diese Fügetechnik im Vergleich zum Kleben in der Regel keine aufwendige Oberflächenvorbereitung der Fügebauteile (Schürmann, 2003; Beiß, 2009; Thoppul, 2009)

Allerdings kommt es infolge der Bohrlöcher zu einer Verminderung des tragenden Querschnitts im Laminat. Weiters wirken die Bohrungen als Kerben, weshalb an den Bohrungsrändern deutliche Spannungsüberhöhungen auftreten. Hinzu kommen kann, dass Delamination beim Bohreintritt in den Faserverbund sowie beim Austritt des Bohrers aus dem Werkstoff entstehen. Derartige Einflussgrößen können eine signifikante Reduzierung der Steifigkeit und der Festigkeit bewirken und somit auch zu einer deutlichen Verringerung der ertragbaren Lastzyklen (Ermüdungslebensdauer) führen (Schürmann, 2003; Felber, 2007).

Ziel dieser Arbeit war es, die Auswirkungen von Bohrungen und in Kombination mit Schrauben auf die Zug- und Druckeigenschaften und das Ermüdungsverhalten

kohlenstofffaserverstärkter Epoxidharz- Prepreg- Laminaten anhand von zwei Lagenaufbauten zu charakterisieren. Für die Versuche wurden zwei unterschiedliche Faserverbundwerkstoffe verwendet, die sich hinsichtlich Fasertyp und Matrixharzsystem unterscheiden. Die Auswertung und Darstellung der durchgeführten zyklischen Versuche erfolgte durch Wöhlerlinien und anhand des Verlaufs des dynamischen Moduls und des Sekantenmoduls über der Zykluszahl.

2 GRUNDLAGEN

2.1 Mechanische Eigenschaften von Faserverbundwerkstoffen

Die zur Verfügung stehenden Faser- und Matrixmaterialien lassen durch ihre Kombinationsmöglichkeiten und ihre gezielte Einstellbarkeit geeigneter Eigenschaftsprofile gestalterische und rechnerische Freiheiten bei der Bauteilauslegung zu. Um das Zusammenwirken von Faser und Matrix auf das Bauteilverhalten abzustimmen, sollten vier Hauptkriterien bei der Bauteilauslegung betrachtet werden. Diese sind Steifigkeit, Festigkeit, Impact- Verhalten und Schadenstoleranz, sowie Langzeit- und Ermüdungsverhalten (Lang et. al, 1986).

Soll bei der Bauteilauslegung die Verformung unter Belastung gering sein, sind eine hohe Steifigkeit und ein hoher Elastizitätsmodul (E- Modul) bedeutend. Bei Belastung eines Laminates in Faserrichtung ergibt sich der E- Modul nach der einfachen Mischungsregel:

$$E_L = E_F V_F + E_M V_M \quad \text{Glg. 1}$$

wobei E der E- Modul und V der Faservolumenanteil ist. Die Indizes L, F und M stehen für Laminat, Faser und Matrix. Bei einem für technische Anwendungen typischen Faservolumengehalt von 60% wird bei höher moduligen Fasern die Steifigkeit von den Fasern mehr beeinflusst als von der Matrix (Lang et. al, 1986).

2.1.1 Zugbeanspruchung

Das Festigkeits- und Steifigkeitsverhalten von auf Zug belasteten Faserverbundwerkstoffen wird hauptsächlich durch die Verstärkungsfaser bestimmt (Lang et. al., 1986). Das Spannungs- Dehnungsverhalten der Faser ist bis zum Bruch linear, während die Matrix nichtlinear ist (s. Abb. 2.3). Dies würde vermuten lassen, dass eine homogene Belastung des Materials bis zum Faserbruch erfolgen könnte. Durch Spannungskonzentrationen entstehen sehr früh Mikrorisse, die die zulässige Verformung eines Verbundwerkstoffes begrenzen. Mikrorisse entstehen zuerst in der Faserlage, die quer zur Lastrichtung liegt. Als Folge des großen E- Modulunterschiedes zwischen Faser und Matrix treten in der Matrix örtliche Dehnungen

auf die größer als die makroskopische Dehnung sein können. Knistergeräusche sind die ersten Anzeichen für die beginnende Rissbildung (Michaeli und Wegener, 1998).

Bei Belastung der Faser im Verbund steigt der Elastizitätsmodul einer polymeren Matrix stark an, die Bruchdehnung geht auf das Niveau der spröden Faser zurück, wobei senkrecht dazu die Eigenschaften des Laminates noch unter denen der Einzelkomponenten liegen können. Dabei liegt die Ursache der Verschlechterung in der Faserverstärkung der Matrix (Michaeli und Wegener, 1998).

Aus den unterschiedlichen Moduli von Faser und Matrix ergeben sich bei einer Reihenschaltung gleiche Spannungen, jedoch unterschiedliche Dehnungen. Aufgrund des hohen E- Moduls dehnt sich die Faser kaum, sodass die Querdehnung hauptsächlich von der Matrix übernommen werden muss. Die Dehnungsüberhöhung der Matrix zwischen zwei Fasern kann aus den Moduli und dem Faservolumengehalt abgeschätzt werden. Die Dehnungsüberhöhung zwischen zwei Fasern ist umso höher, je größer der Unterschied der Moduli und je höher der Faservolumengehalt ist. Daher ist die Quer- Bruchdehnung des Verbundes erheblich unter der Bruchdehnung der Faser und weit unter der der Matrix (Michaeli und Wegener, 1998).

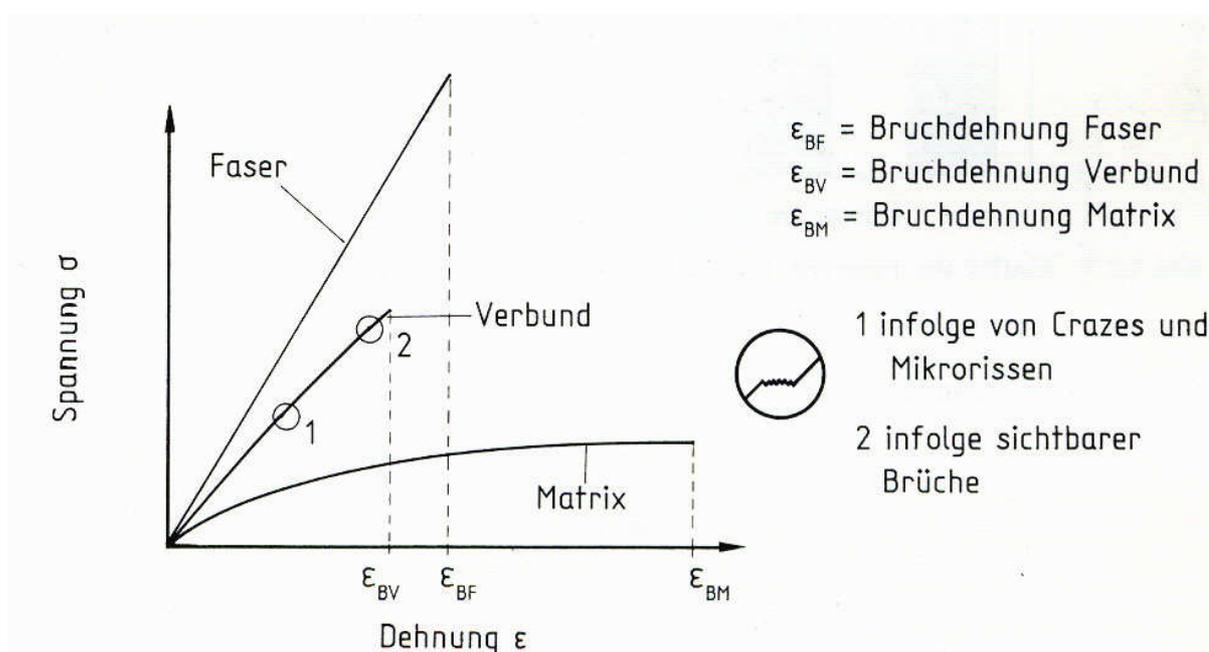


Abb. 2.3: Schematische Darstellung des Spannungs- Dehnungsverhaltens von Faserverbundwerkstoffen (Michaeli und Wegener, 1998).

Analog zur Steifigkeit kann die theoretische Festigkeit von Faserverbundwerkstoffen durch einfache Mischungsregelansätze beschrieben werden:

$$\sigma_L^* = \sigma_F^* V_F \left(1 + \frac{V_M E_M}{E_F} \right) \quad \text{Glg. 2}$$

$$\sigma_L^* = \sigma_F^* V_F \quad \text{Glg. 3}$$

wobei σ^* die Zugfestigkeit, E der E-Modul und V der Faservolumenanteil ist. Die Indizes L, F und M stehen für Laminate, Faser und Matrix (Lang et. al., 1986).

Der Klammerausdruck in Glg. 2 berücksichtigt den Beitrag der Matrix an der Zugfestigkeit und ist meist sehr viel kleiner als 1, womit die Gleichung vereinfacht werden kann und sich daraus Glg. 3 ergibt. Die Zugfestigkeit wird in Faserrichtung durch das Produkt von Faserzugfestigkeit und Faservolumenanteil berechnet und sollte so wie der E-Modul und von der Matrix unabhängig sein. Aus der Literatur ist jedoch bekannt, dass die Zugfestigkeit der Bruchdehnung des Matrixharzes beeinflusst wird. Demzufolge ist die Zugfestigkeit keine ausschließlich von der Matrix dominierte Eigenschaft (Lang et. al., 1986).

2.1.2 Druckbeanspruchung

Bei Druckbelastung in Faserrichtung treten Versagensmechanismen, wie Rissbildung parallel zur Faser durch Querkontraktionen, Mikroknicke der Faser, Kinkenbildung sowie Schubversagen auf (Lang et. al., 1986). Jedoch wird das Versagen von Faserverbundwerkstoffen gravierend durch ein mögliches Ausknicken der Faser beeinflusst, wobei es die wesentliche Aufgabe der Matrix ist dies zu verhindern (Lang et. al., 1986; Michaeli und Wegener, 1998).

Für die Abschätzung der zu erwartenden Belastung wurde von Leonhard Euler (Woerndle, 2002) die folgende Formel für die Knickkraft F_K für den linear-elastischen Bereich entwickelt:

$$F_K = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{\min}}{l_k^2} \quad \text{Glg. 4}$$

wobei E der Elastizitätsmodul, I_{\min} das kleinste axiale Flächenträgheitsmoment und l_k die freie Knicklänge ist. Die freie Knicklänge l_k wird je nach Grundbelastungsfall definiert, siehe Abb. 2.4 (Woerndle, 2002).

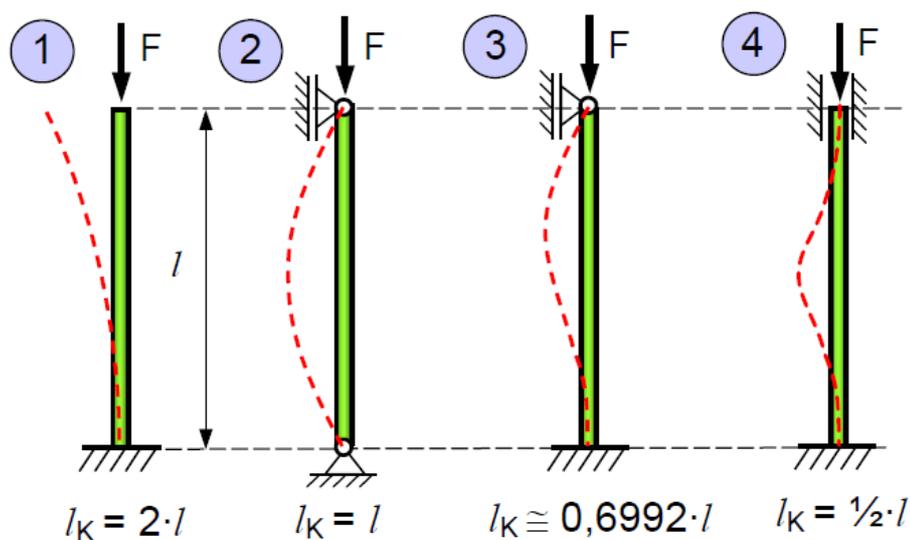


Abb. 2.4: Abbildung der vier Grundbelastungsfälle (Woerndle, 2002).

Belastungsfall 1 $l_K = 2 \cdot l$ einseitig eingespannt, ein Ende frei

Belastungsfall 2 $l_K = l$ beidseitig gelenkig geführt

Belastungsfall 3 $l_K = 0,7 \cdot l$ einseitig eingespannt, eine Seite gelenkig geführt

Belastungsfall 4 $l_K = 0,5 \cdot l$ beidseitig eingespannt

Was die Versagensmechanismen unter Druck betrifft, wird das Versagen durch Mikrobeulen der Fasern eingeleitet. Beim Ausknicken der Faser biegt sich diese und rotiert dabei um ihre Längsachse. Es kommt durch die Rotation zu einem Faserbruch an den zwei höchstbelasteten Punkten und zur Ausbildung einer Knickzone, wie in Abb. 2.5 schematisch dargestellt (Budiansky, 1983; Garland et al., 2001).

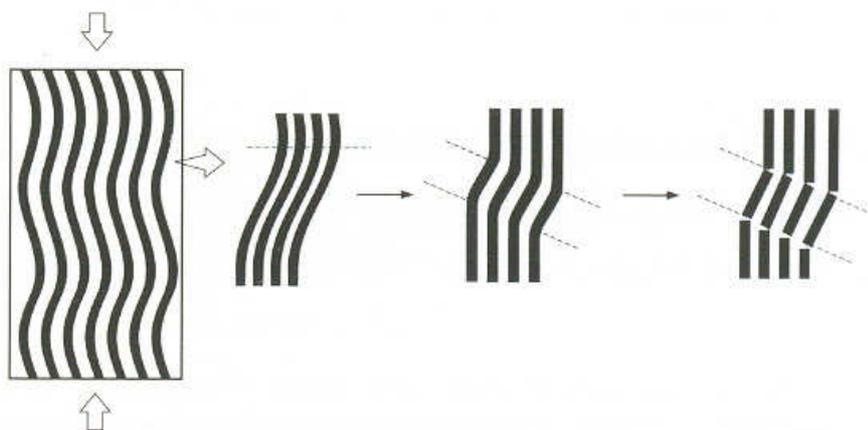


Abb. 2.5: Mechanismus der Knickzonenformation in einem in Faserrichtung belasteten Verbund (Ehrenstein, 2006).

Dabei müssen Nachbarbereiche zusätzliche Kräfte übernehmen, wenn auch die Fasern in diesem Bereich plötzlich knicken, kann es zu einem großflächigen Bruch kommen. Daraus ergibt sich, dass eine steife Matrix zu Faserbruch und hohen Druckfestigkeiten im Laminat führt und eine Matrix mit geringerer Steifigkeit niedrigere Laminatdruckfestigkeiten aufweist und die Faser zu Versagen unter Beulen neigt (Soutis et. al., 2000; Garland, 2001).

2.2 Ermüdungsverhalten von Faserverbundwerkstoffen

Die Ermüdung gilt als einer der Hauptversagensmechanismen bei Bauteilen unter zyklischer Belastung (Mao und Mahadevan, 2002). Prinzipiell treten zwei Versagensformen bei Ermüdungsversuchen auf: zum einen interlaminare Ermüdung (Delaminationen) und zum anderen intralaminare Ermüdung (Faserbruch, Matrixrisse und Faser-Matrixgrenzflächenablösung). Der Ermüdungsprozess in Faserverbundwerkstoffen wird anfangs durch viele kleine Einzelrisse initiiert und weniger durch das Wachstum eines einzelnen Risses. Das Ermüdungsversagen eines Bauteils unter zyklischer Belastung tritt Versagen meist an Fehlstellen, Matrixrissen oder anderen Inhomogenitäten vorwiegend weit unter der Zugfestigkeit des Materials auf (Schulte, 1992).

In quasiisotropen Laminaten entstehen die Matrixrisse entlang unbelasteter Faserlagen, die ab einer gewissen Rissanzahl, die pro Faserlage einen Sättigungszustand erreichen können, lokal zusammenwachsen und zu Delaminationen führen. Das totale Versagen des Laminates ist durch Faserbrüche in Richtung belasteter Faserlagen charakterisiert (Talreja, 2001).

Ermüdungsbelastungen werden meist unter sinusförmiger Belastung, siehe Abb. 2.7, durchgeführt, wobei diese Belastungsart durch folgende Kennzahlen beschrieben werden kann (Altstädt, 1993):

$$\Delta\sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min} \quad \text{Glg. 5}$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{\max} + \sigma_{\min}}{2} \quad \text{Glg. 6}$$

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{2} \quad \text{Glg. 7}$$

$$S_a = \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{\sigma_{Z,B} - \sigma_{D,B}} \quad \text{Glg. 8}$$

$$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} \quad \text{Glg. 9}$$

wobei $\Delta\sigma$ die Spannungsamplitude, σ_{\max} die Maximalspannung, σ_{\min} die Minimalspannung, σ_m die Mittelspannung, σ_a die Spannungsamplitude, S_a die normierte Spannungsamplitude und R - Verhältnis.

Dabei ist das R - Verhältnis eine der wichtigsten Kenngrößen. Es ist das Verhältnis von minimaler Spannung (bzw. Dehnung) zu maximaler Spannung (bzw. Dehnung). In der Regel wird bei der Ermüdungsbelastung zwischen schwellendem Zug ($0 \leq R < 1$), schwellendem Druck ($1 < R \leq \infty$) und einer Wechselbelastung ($-1 \leq R < 0$) unterschieden. Besonders ein R - Verhältnis von -1 , also eine wechselnde Belastung, führt oft zu einem schnellen Versagen und ist der empfindlichste Belastungsfall (Felber, 2007, Lintschinger, 2007).

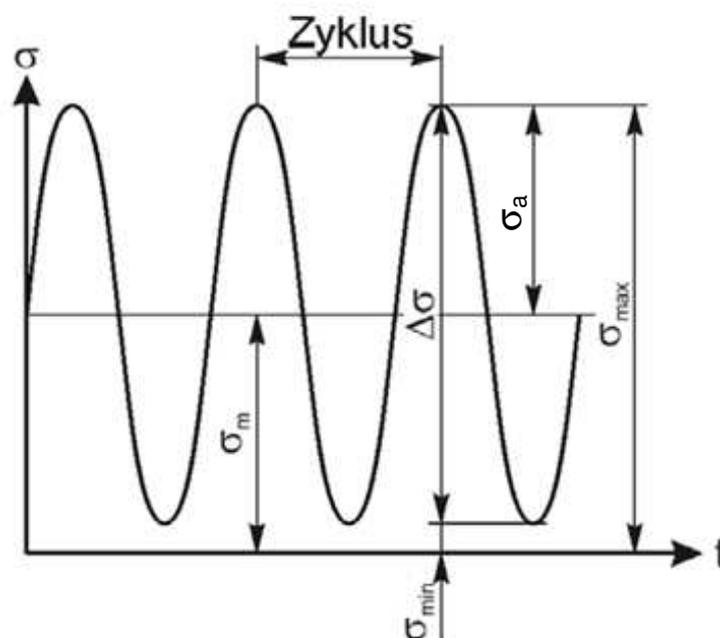


Abb.2.7: Schematische Darstellung der Sinusschwingung für den Ermüdungsversuch, wobei σ_{\max} die maximale Mittelspannung, σ_{\min} die Minimalspannung, $\Delta\sigma$ die Schwingungsweite, σ_m die Mittelspannung und σ_a die Spannungsamplitude ist.

2.2.1 Wöhlerversuch

Zur Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens werden Wöhlerversuche und Hysterese- Messverfahren mit dynamischer Modul- und Sekantenmodulauswertung herangezogen, wobei die Aufnahme der Wöhlerkurven für Faserverbundwerkstoffe das am häufigsten angewendete Verfahren ist (Ehrenstein, 2006). Für die Ermittlung der Wöhlerkurve werden verschiedenen Belastungsniveaus mit den zugehörigen Zykluszahlen bis zum Versagen hin doppellogarithmisch aufgetragen. Dieses Verfahren ist zeitaufwendig und teuer, da eine Vielzahl an Prüfkörpern über Tage bis zum Bruch belastet werden müssen. Auch geben die Zykluszahlen bis zum Versagen keine genauen Hinweise auf die Einsatzdauer eines Verbundwerkstoffes, da erste Werkstoffveränderungen und der Steifigkeitsverlust aber nicht der Bruch entscheidend sind (Altstädt, 1993).

Die bereits in Abschnitt 2.2 beschriebenen Versagensformen interlaminare Ermüdung (Delaminationen) und intralaminare Ermüdung (Faserbruch, Matrixrisse und Faser- Matrixgrenzflächenablösung) können prinzipiell in einer Wöhlerkurve, siehe Abb. 2.8, dargestellt werden. Die höchsten Belastungen sind für Faserbruch nötig, mittlere Belastungsstufen für Delaminationen und Risse in der Matrix und die geringste Belastungen erfordern die Faser- Matrix- Ablösungen (Talreja, 2001).

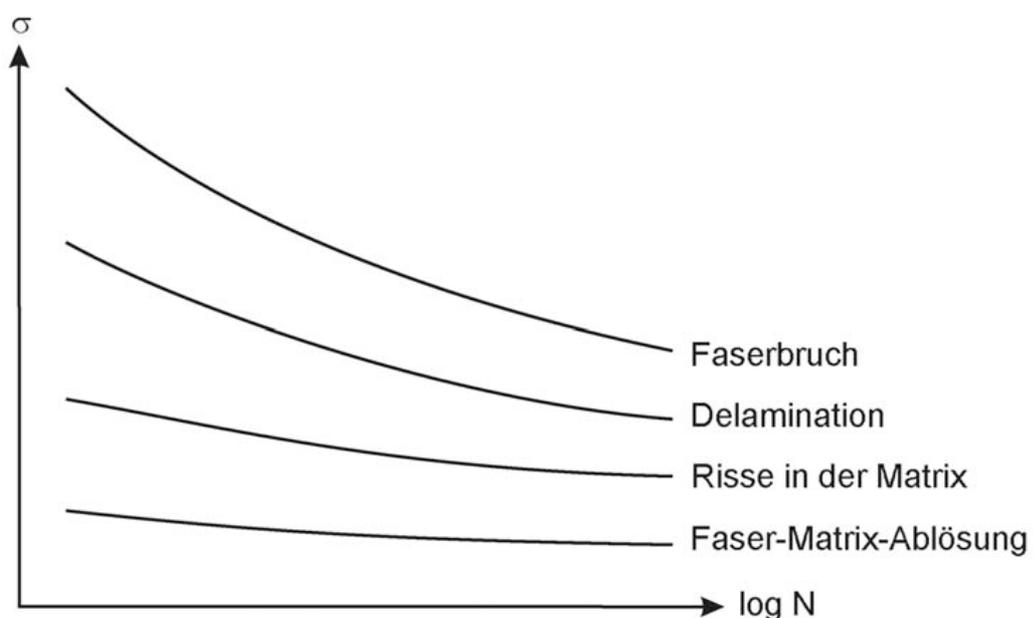


Abb. 2.8: Wöhlerkurve (schematisch) für verschiedene Ermüdungsversagensarten (Talreja, 2001).

2.2.2 Hysterese-Messverfahren

Das Hysterese- Messverfahren ist ein weiteres Verfahren um das Ermüdungsverhalten von Werkstoffen zu charakterisieren. Dazu wird ein Spannungs- Dehnungsdiagramm aufgezeichnet, indem sich aufgrund der viskoelastischen Eigenschaften der polymeren Matrix keine Gerade, sondern eine Hysterese ergibt, an deren Lage sich, wie in Abb. 2.9 zu erkennen ist, zwei Moduli ermitteln lassen: der Sekantenmodul E_S und der dynamische Modul E_{dyn} . Sie können wie folgt berechnet werden:

$$E_S = \frac{\sigma_{max}}{\epsilon_{max}} \quad \text{Glg. 10}$$

$$E_{dyn} = \left| \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{\epsilon_{max} - \epsilon_{min}} \right| \quad \text{Glg. 11}$$

wobei E_S der Sekantenmodul, E_{dyn} der dynamische Modul, σ_{max} die Maximalspannung, σ_{min} die Minimalspannung, ϵ_{max} die Maximaldehnung und ϵ_{min} die Minimaldehnung ist.

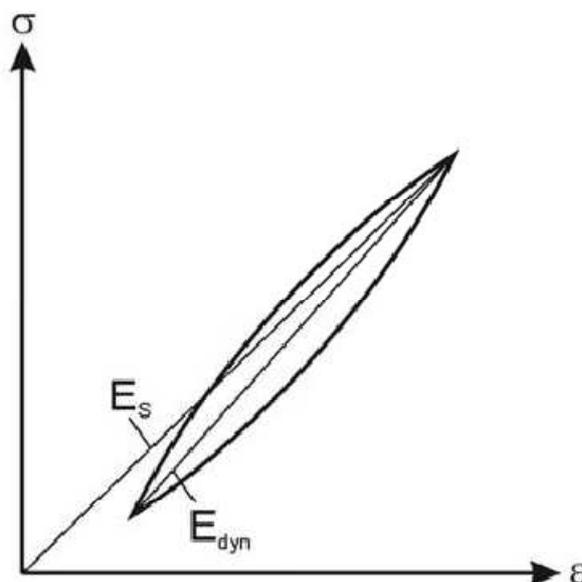


Abb. 2.9: Definition des dynamischen E-Moduls E_{dyn} und des Sekantenmoduls E_S im Zugschwellbereich (Felber, 2007).

Der Sekantenmodul E_S ist ein Maß für die kumulierte Werkstoffreaktion bis zur ertragenen Zykluszahl und kann auf zyklisches Kriechen und Werkstoffschädigung

gen zurückgeführt werden. Der dynamische Modul E_{dyn} beschreibt die instantane Werkstoffreaktion als „single-cycle“-Effekt zur ertragenen Zykluszahl. Der Sekantenmodul ist niedriger als der dynamischer E- Modul und fällt auch steiler ab (Zahnt, 2003).

Abb. 2.10 zeigt den Verlauf des Sekantenmoduls eines Prüfkörpers während der Ermüdungsbelastung, wobei E_0 der Sekantenmodul des ersten Schwingspiels ist. Diese Änderung ist im wesentlichen nicht auf eine Veränderung des Verbundes, sondern auf Spannungumlagerungen im Laminat, hervorgerufen durch Rissbildung, Faserbrüche, Delaminationen, als auch auf geometrische Veränderungen, wie Rissöffnung, zurückzuführen, womit sich daraus die Zunahme der Schädigung im Laminat herleiten lässt (Schulte, 1992).

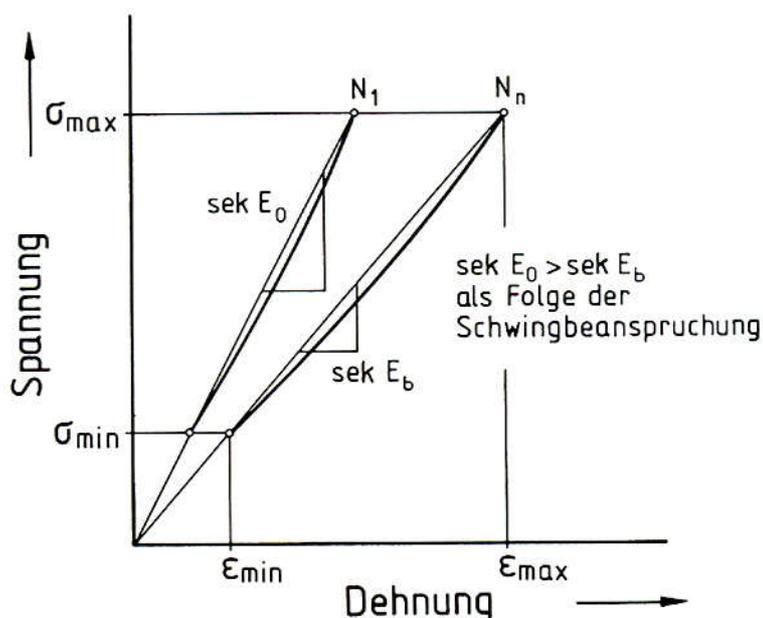


Abb. 2.10: Idealierte Spannungs- Dehnungskurve mit Sekantenmodul vor und nach Entwicklung des Schädigungszustandes (Schulte, 1992).

2.3 Einfluss von Bohrungen

Bauteile aus Faserverbundwerkstoffen können grundsätzlich mechanisch, klebend oder mechanisch- klebend miteinander verbunden werden, wobei jedoch mechanische Verbindungen, wie Schraubverbindungen, Bolzen, Nieten usw. am häufigsten zum Einsatz kommen (Thoppul, 2009). Die dazu benötigten Bohrungen im Bauteil reduzieren allerdings aufgrund von Spannungskonzentrationen um die Bohrung (s. Abb. 2.12) die Festigkeit des Laminates signifikant (Treasure, 2006).

Wird ein Faserverbundwerkstoff auf Zug belastet, können Faserbruch, Matrixbruch, Delaminationen und Faser/ Matrix- Ablösung auftreten. Wann und wo der Schaden auftritt ist vom Lagenaufbau, dem Materialsystem und der Belastung abhängig. Als erstes tritt Matrixbruch auf, was jedoch die Eigenschaften des Laminates nicht besonders beeinflusst, da die meiste Belastung von den Fasern getragen wird. Faser/ Matrixablösung ist eine Folge von Schubbelastung aufgrund von Bohrungen. Diese Belastung tritt rund um die Bohrung in 0°- Lagen auf. Die Delaminationen treten zwischen den Lagen als Resultat von interlaminarer Belastung im Bereich der Bohrung und an „freien Ecken“ des Prüfkörpers bzw. Bauteiles auf. (Treasure, 2006).

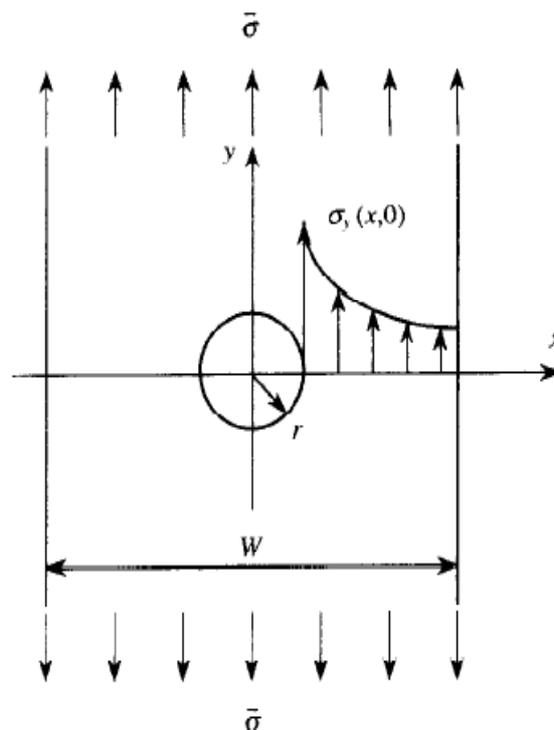


Abb. 2.12: Spannungsverteilung in einer Probe mit einer Bohrung unter Zugbelastung, wobei B die Breite der Probe, r der Radius der Bohrung, σ die angelegte Spannung und σ_y die lokale Spannung ist (Lang, 2002).

Die Festigkeit von gebohrten Laminaten nimmt mit steigendem Bohrdurchmesser ab. Grund dafür ist die Verteilung der Spannung auf ein größeres Volumen. Die Abnahme der relativen Festigkeit in Abhängigkeit vom Verhältnis Bohrdurchmesser zu Laminatbreite d/B ist in Abb. 2.13 für verschiedene Laminat- und Lagenanzahl dargestellt. Bei einem Verhältnis von $d/B=0,2$ kann eine Reduktion der Zugfestigkeit von etwa 45% ermittelt werden (Belmonte et al., 2000; Belmonte et al., 2004).

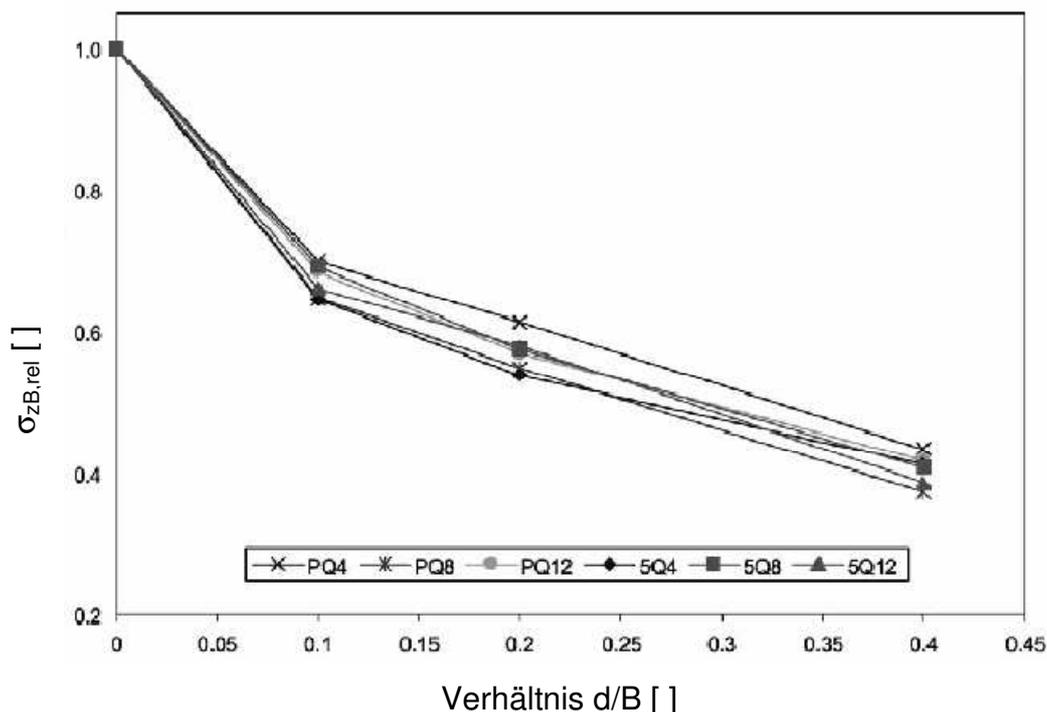


Abb. 2.13: Relative Festigkeit $\sigma_{zB,rel}$ von Laminaten mit runder Bohrung in Abhängigkeit vom Verhältnis Durchmesser der Bohrung d zur Breite des Laminats B (Belmonte et al., 2004).

Für Prüfkörper mit Schraube, ändert sich die Belastungsverteilung und damit auch der Versagensmechanismus, in manchen Fällen kann der Festigkeitswert auch unter den von gebohrten Laminaten fallen (Treasure, 2006). Die Schraube ändert das Deformationsverhalten der Bohrung und damit auch das Versagenverhalten im Laminat und möglicherweise auch die Höhe der Bruchfestigkeit (Carlson, et al., 2001). Für die Prüfung von gelochten Prüfkörpern wurden eigene Versuchsnormen erstellt, die im Folgenden beschrieben werden.

2.3.1 Filled Hole -Versuche

Für gelochte Prüfkörper mit Schraube (engl. „Filled- Hole Test“) werden die Prüfung nach der Norm ASTM D 6742/ D 6742M (ASTM D 6742/ D 6742M, 2008) sowie den Airbus internen Normen AITM 1-0007 (AITM 1-0007, 2004) und AITM 1-0008 (AITM 1-0008, 2004) durchgeführt. Beide Normen enthalten Angaben über Prüfkörpergeometrie, Prüfparameter, wie Prüfungsgeschwindigkeit, Raumklima, usw., jedoch sind in der AITM die zu verwendende Schrauben und das Drehmoment, mit dem die Schraube befestigt wird, definiert. In der ASTM sind weiters Toleran-

zen zwischen Bohrloch und Schraube, den Einfluss der Schraube, Bruchstellen der Prüfkörper und quantitative Aussagen über Messergebnisse zu finden.

Für die Prüfung von Faserverbundwerkstoffen auf Druck wird festgelegt, dass die Last mittels Scherkraft in den Prüfkörper eingeleitet wird (AITM 1-0008, 2008) und sich die Bohrung in der geometrischen Mitte des Prüfkörpers befinden muss (ASTM D 6742/ D 6742M, 2008; AITM 1-0008, 2004). Für die Befestigung der Schraube ist ein Drehmoment von $7\text{Nm} \pm 1\text{Nm}$ (AITM 1-0008, 2004) vorgeschrieben.

In der ASTM D 6742/ D 6742M (ASTM D 6742/ D 6742M, 2008) kann das Drehmoment frei gewählt werden, wobei eine Toleranz vom gewählten Wert von $\pm 10\%$ einzuhalten ist. In Versuchsreihen von Sawicki und Minguet (Sawicki und Minguet, 1999) wurden die Schrauben wahlweise mit einem Drehmomentenschlüssel oder Handfest angezogen. Die Ergebnisse dieser Studie zeigten, dass die Wahl des Anzugsmomentes bzw. die Befestigung der Schraube mit der Hand keinen Einfluss auf die Bruchkraft hat. In der ASTM D 6742/ D 6742M (ASTM D 6742/ D 6742M, 2008) ist jedoch festgehalten, dass das Drehmoment, mit dem die Schraube angezogen wird, und somit auch die Flächenpressung zwischen Schraube und Laminat einen Einfluss auf die Festigkeitswerte haben. Dies wirkt sich auf die Versagenskraft und auf den Versagensmodus, aufgrund der Belastungsänderung auf die Schraube, bei Zug- und Druckkraft aus. Das kritische Belastungskriterium wird durch die Höhe der Flächenpressung definiert und hängt sehr stark von der Belastungsart, dem Material und der Versuchsumgebung ab (ASTM D 6742/ D 6742M, 2008).

Eine weitere Voraussetzung um die ASTM anzuwenden ist eine kleine Toleranz zwischen dem Bohrloch und der Schraube. Erhöht sich die Maßtoleranz zwischen Bohrloch und Schraube um $25\ \mu\text{m}$, so ändert sich der beobachtete Versagensmodus und die Druckfestigkeitswerte können bis zu 25% schwanken. Der Einfluss der Toleranz ist unter Druck höher als bei Zug (ASTM D 6742/ D 6742M, 2008). Bei einer zu großen Passung zwischen Schraube und Bohrloch bewegt man sich im Festigkeitsbereich eines Open Hole- Versuchs (Hendrix, 2005). In der ASTM (ASTM D 6742/ D 6742M, 2008) wird weiters festgelegt, dass der Prüfkörper an oder um die Bohrung zu versagen hat. Das bedeutet das der Prüfkörper, wie in

Abb. 2.14, an der schematisch dargestellten Linie brechen bzw. beim Bruch noch ein Teil der Bohrung eingebunden sein soll. Sollte dies nicht der Fall sein, sind diese Testergebnisse nicht in die Auswertung mit ein zu beziehen. Das Versagen wird häufig durch Delaminationen beeinflusst (ASTM D 6742/ D 6742M, 2008).

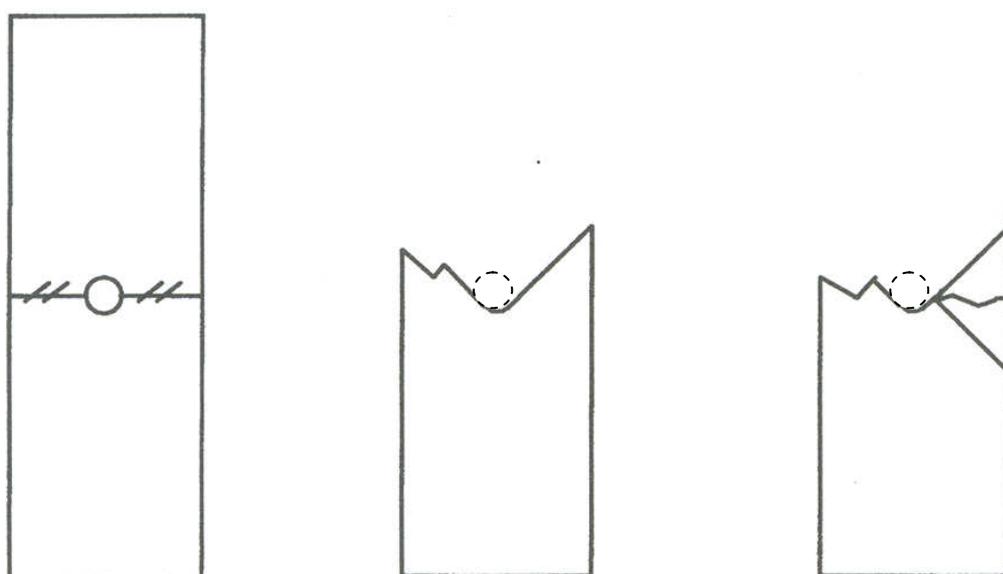


Abb. 2.14: Schematische Darstellung von Sollbruchstellen eines Prüfkörpers bei Zug- und Druckversuchen (ASTM D 6742/ D 6742M, 2008).

In Versuchsreihen von Pinell (Pinell, 1996) wurde festgestellt, dass die Fasertypen einen Einfluss auf die Zugeigenschaften besitzen, jedoch nicht auf die Druckeigenschaften, was auf unterschiedliches Versagen zurückgeführt werden kann. Im Fall der Zugbelastung geht das Versagen von der Bohrung aufgrund der Stresskonzentration in Kombination mit der Diskontinuität des Materials aus. Die Möglichkeit des Materials die Stresskonzentration zu verteilen, beeinflusst die Zugfestigkeit. Im Fall der Druckbelastung ist das Versagen vom Knicken des Prüfkörpers und vom Knicken der Faser abhängig. Für diese Arten des Versagens ist bei Druckbelastung die Faser- Matrix- Haftung die bestimmende Eigenschaft (Pinell, 1996). Vergleicht man die Zugfestigkeit von gebohrten Prüfkörpern mit der Zugfestigkeit von Prüfkörpern mit Schraube, so können die Werte der Zugfestigkeit der Prüfkörper mit Schraube sowohl höher als auch niedriger sein. Dies ist abhängig vom Materialaufbau, dem Lagenaufbau, der Raumtemperatur und der Luftfeuchtigkeit im Prüflabor und der Höhe des Drehmomentes der Schraube. Die Druckfes-

tigkeit der gebohrten Prüfkörper ist im Allgemeinen niedriger als die Druckfestigkeit der Prüfkörper mit Schraube (ASTM D 6742/ D 6742M, 2008). Bei Prüfkörpern mit Schraube schränkt die Schraube die Verformung der Bohrung ein, wodurch sich der Belastungszustand im Laminat und möglicherweise auch die Bruchspannung ändert (Carlson et. al., 2002).

2.3.2 Einflussparameter auf die Qualität der Bohrung

Beim Bohren von Faserverbundwerkstoffen können vier Kategorien von Schäden definiert werden: (1) Delamination beim Bohrereintritt, (2) geometrische Fehler, (3) Temperaturschädigungen des Material infolge des Bohrens und (4) Delaminationen beim Bohreraustritt. Delaminationen, die beim Bohrereintritt entstehen, sind nicht immer vorhanden. Aufgrund der Scherung zwischen Bohrer und Material sind Faserausbrüche im Bohrloch möglich und diese Schäden können mit der Bohrergeometrie begründet werden. Temperaturschädigungen des Materials um die Bohrung entstehen durch die Reibung zwischen Bohrer und der Wand des Bohrlochs. Delamination beim Bohreraustritt entstehen wahrscheinlich infolge nicht vollständig durchtrennter Fasern, was zu einer Faser-Matrix- Ablösung führt (Lachaud et. al., 2001).

Versuche von Davim und Autoren (Davim et. al., 2004) zeigten, dass die Bohrlochqualität von den Schnittparametern (Schnittgeschwindigkeit und Vorschub), der Bohrergeometrie (Schnittflächen, Winkel, usw.) und den Schnittkräften, infolge von Vorschub und Drehmoment abhängig ist. Für die Schnittgeschwindigkeit sind Werte im Bereich von 20 bis 60 m/ min und Vorschubgeschwindigkeitswerte unter 0,3 mm/ rev üblich. Höhere Schnittgeschwindigkeiten führen zu einer höheren thermischen Belastung des Bohrers sowie des Faserverbundes, was ein Erweichen der Matrix bewirken kann. Werte von mehr als 0,3 mm/ rev für die Vorschubgeschwindigkeit können verstärkt Delaminationen hervorrufen (Abrão et. al., 2006). Die Angabe für die Vorschubgeschwindigkeit wird in der Literatur meist mit mm/ rev angegeben. Dies ist die Spindelgeschwindigkeit der Bohrmaschine und die Umrechnung in mm/min erfolgt nach folgenden Gleichungen:

$$v_c = \frac{\pi \cdot D \cdot n}{1000}$$

Glg. 12

$$n = \frac{v_c \cdot 1000}{\pi \cdot D} \quad \text{Glg. 13}$$

$$v_f = n \cdot f \quad \text{Glg. 14}$$

wobei v_c die Bohrgeschwindigkeit in m/ min, D der Bohrdurchmesser in mm, n die Geschwindigkeit in U/ min, v_f und f die Vorschubgeschwindigkeit in mm/ rev ist (SSAB Öxelösund, 2006).

Davim und Reis (Davim und Reis, 2003) untersuchten den Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit (0,04- 0,08 und 0,15 mm/ rev) und der Schnittgeschwindigkeit (16, 24, 32 m/min) auf Delaminationen beim Bohren von 4 mm dicken Prüfkörpern aus Faserverbundwerkstoffen. Hierfür wurden ein HSS- Bohrer, ein Vierschneid-Wolfram- Hartmetallbohrer und ein Wolframhartmetallbohrer verwendet, wobei sämtliche Bohrer einen Durchmesser von 5 mm und einem Bohrspitzenwinkel von 118° aufwiesen. Die Ergebnisse zeigten einerseits, dass Delaminationen mit zunehmendem Vorschub und Schnittgeschwindigkeit vermehrt auftraten. Andererseits wies der Wolframhartmetallbohrer gegenüber dem HSS¹- Bohrer bei der Bearbeitung unter den gleichen Bedingungen ein besseres Schneidverhalten auf. Beim Vergleich der Ergebnisse des Wolframhartmetallbohrers mit dem Vierschneid- Wolfram- Hartmetallbohrer zeigte sich, dass die Delaminationen beim Bohren mit dem Wolframartmetallbohrer abnahmen, weiters war der Verschleiß bei den beiden Hartmetallbohrer im Gegensatz zum HSS- Bohrer sehr gering. In guter Übereinstimmung damit stehen die Ergebnisse von Chen (Chen, 1996), welche ebenfalls einen Einfluss der Bohrergeometrie und den Schnittkräften auf die Bohrqualität feststellten. Darüber hinaus zeigten Versuche von Lachaud (Lachaud et. al., 2001) mit diversen Bohrern, dass sich HSS- Bohrer nicht zum Bohren von Faserverbundwerkstoffen eignen.

Den Einfluss der Bohrergeometrie untersuchten Piquet und Autoren (Piquet et. al., 2000) beim Bohren von dünnen Carbon/ Epoxy- Laminaten mit 2 Bohrerarten: einem Spiralbohrer mit einem Durchmesser von 4,8 mm, einem Drallwinkel von 25° , einem Spanwinkel und Freischnittwinkel von 6° , sowie einem Spezialbohrer mit einem Durchmesser von 4,8 mm, drei Schneiden, einem Span- und Drallwinkel von 0° und einem Hinterschleifwinkel von 6° . Beide Bohrer hatten einen Haupt-

¹ HSS: „High Speed Steel“ (Hochleistungsschnellarbeitsstahl).

schneidwinkel von 59° , aber der Spezialbohrer hatte einen geringeren Hinterschneidwinkel variierend von 59° bis 0° . Die Ergebnisse zeigten eine sehr gute Leistung des Spezialbohrers, wobei die Ergebnisse bestätigten, dass der Hauptschneidwinkel einen bedeutenden Einfluss auf die Bohrqualität hat. Die Autoren kamen zu dem Schluss, dass die geringere Kontaktlänge zwischen dem Spezialbohrer und der Bohrung weniger Delaminationen hervorgerufen hat. Darüber hinaus konnte Chen (Chen, 1996) zeigen, dass ein steiler Spitzenwinkel (tip angle) eine Senkung der Vorschubkraft und des Drehmomentes bewirkt. Eine Erhöhung der Seitenspanwinkel und der Querschneidwinkel zeigen dieselbe Wirkung (Chen, 1996).

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass mit steigendem Vorschub und der Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit verstärkt Delaminationen auftreten. Weiters sind die Delaminationen bei der Verwendung von Vierschneid- Wolfram- Hartmetallbohrern geringer als bei Verwendung von anderen Hartmetallbohrern und HSS-Bohrern. Letztere eignen sich nicht zum Bohren von Faserverbundwerkstoffen. Die Bohrqualität hängt von der Bohrergeometrie und den Schnittkräften ab, wobei ein steiler Spitzwinkel die Vorschubkraft und das Drehmoment verringert.

3 EXPERIMENTELLES

3.1 Testplatten- und Prüfkörperherstellung

Für die Testplattenherstellung wurde gemäß den Vorgaben des Projektpartners Airbus Deutschland (Bremen, D) das Prepreg M21E der Fa. Hexcel Fabrics (Dagneux, F) sowie von der Firma Cytec Engineering Materials Inc. (Wrexham, UK) das Prepreg Cycom® 977- 2 verwendet. Die Dichte der Fasern betrug für beide Halbzeuge ca. $1,79 \text{ g/cm}^3$ und das Faserflächengewicht (FAW) pro Lage 268 g/m^2 . Unter Verwendung der beiden Prepregs wurden Testplatten mit zwei unterschiedlichen Lagenaufbauten hergestellt. Für den 50/40/10²- Aufbau wurden 20 Lagen verwendet, wobei die ersten 10 Lagen im Takt [+45/0/0/-45/90/+45/0/0/-45/0] gelegt und anschließend spiegelgleich weiter aufgebaut wurden. Demgegenüber wiesen die Prüfplatten mit dem quasiisotropen Aufbau eine Lagenfolge von [+45/0/-45/90/+45/0/-45/90]^{sym} auf. Für die so erhaltenen Prüfkörper ergaben sich 16 Einzelschichten. Die Härtung selbst erfolgte gemäß den Herstellerangaben im Autoklav nach einem definierten Druck- Temperaturprofil. Sämtliche Laminatplatten wurden nach der Härtung einer Qualitätskontrolle mittels Ultraschall unterzogen, wobei generell keine Fehlstellen oder Einschlüsse festgestellt wurden. Anschließend wurde im Rahmen der Prüfkörperherstellung nach einem ca. 20 mm breiten Randschnitt der Laminatplatten die für die Versuchsdurchführung erforderlichen Prüfkörper nach einem vorgegebenen Entnahmeplan mittels Diamantkreissäge vom Typ FPM3000 (Fa. Langzauner Ges.m.b.H, Lambrechten, A) entnommen. Für die Krafteinleitung wurden für alle Prüfkörper Aufleimer verwendet. Diese wurden aus dem Glasfaserprepreg Cytec G 977-2 A (Fa. Cytec Engineered Materials, Wrexham, UK) aus 7 Lagen in einem 0/90- Aufbau bei der FACC AG (FACC AG, Ried im Innkreis, A) gefertigt. Als Vorbereitung für die Verklebung wurden die vorzubereitenden Oberflächen mit Methylethylketon gereinigt und nach dem Ablüften im Bereich der Verklebung mit Nass- Schleifpapier angeraut. In weiterer Folge wurde der Schleifstaub mit reichlich Wasser entfernt, die Klebeflächen anschließend mit entionisiertem Wasser gereinigt und schließlich die Platten getrocknet. Zum Aufbringen der Aufleimer wählte man den Klebefilm Scotch Weld AF 163-2L (Fa. 3M, St. Paul, USA). Die Aushärtung des Klebefilms erfolgt in einer Heizpresse

² 50/40/10- Lagenaufbau bedeutet, dass sich 50% der Fasern in 0°- Richtung, 40% in 45°- Richtung und 10% in 90°- Richtung befinden.

bei einem Druck von 3 bar und einer Temperatur von 125 °C für eine Dauer von 60 Minuten. Die Gesamtlänge der Prüfkörper wird von der Länge der Aufleimer bestimmt, die laut Airbus interner Prüfnorm AITM 1-0007 (AITM 1-0007, 2004) größer als 50 mm sein sollte. Demzufolge wurde für die Aufleimer in dieser Arbeit eine Länge von 60 mm gewählt, wodurch sich für die Prüfkörper eine Gesamtlänge von $L=152$ mm ergab (Abb. 3.2). Die Breite der Prüfkörper betrug generell 32 mm. Je nach Lagenaufbau wiesen die Prüfkörper eine Dicke t von 4,2 mm für den quasiisotropen Aufbau und 5,2 mm für den 50/40/10- Aufbau auf.

Die ungelochten Prüfkörper (Plain- Prüfkörper) wurden, wie oben beschrieben, hergestellt und sind in Abb. 3.1 dargestellt. Für die Bohrung der gelochten Prüfkörper (Open Hole- Prüfkörper), s. Abb. 3.2, wurden zwei Spezialbohrer, ein Diamantbohrer und einem Karbidbohrer mit der Bezeichnung K30F, verwendet. Die Herstellung der Bohrer erfolgte gemäß der in der MBBN624 (MBBN624, 2005) enthaltenen Konstruktionsskizze wodurch die in der AITM 1-0007 (AITM 1-0007, 2004) vorgeschriebenen Fertigungstoleranzen eingehalten werden. Die Schnittgeschwindigkeit wurde für beide Bohrer mit 2500 U/min gewählt. Das Bohren erfolgte mit und ohne Unterlage, wobei als Unterlage eine Ureolplatte diente. Die Bohrungen mit Unterlage wurden als gute Bohrqualität, s. Abb. 3.3 a, und die Bohrung ohne Unterlage als schlechte Bohrqualität, dargestellt in Abb. 3.3 b, bezeichnet.

Für die gelochte Prüfkörper mit Schraube (Filled Hole- Prüfkörper), s. Abb. 3.4, wurde gemäß den Empfehlungen in der AITM 1-0008 (AITM 1-0008, 2004) der Schraubentyp NAS 6604-3 (Sechskantschraube) mit entsprechender Mutter NSA 1726-4 verwendet. Die Schrauben wurden mit einem in der AITM- Norm definierten Drehmoment von $7 \text{ Nm} \pm 1 \text{ Nm}$ angezogen. Die in Abb. 3.4 dargestellte Beilagscheibe kam in dieser Arbeit nicht zur Anwendung. Die Senkkopfbohrung wurde mit einem Diamantbohrsenker mit Zylinderschaft für Senkkopfschrauben gebohrt, wobei beim Bohren eine Unterlage verwendet wurde. Die dafür benötigten Maße wurden dazu aus dem Datenblatt der Senkkopfschraube NAS 1154-4 entnommen. Es wurde gemäß den Empfehlungen in der AITM 1-0008 (AITM 1-0008, 2004) der Schraubentyp NAS 1154-4 (Senkkopfschraube) mit entsprechender Mutter NSA 1726-4 verwendet.

Zur Kennzeichnung der eingesetzten Prüfkörper sowie der Prüfmethode wurden in dieser Arbeit für Filled Hole die Abkürzung FH, für Open Hole die Abkürzung OH, für Plain P, sowie für Compression und Tension die Abkürzungen C und T gewählt.

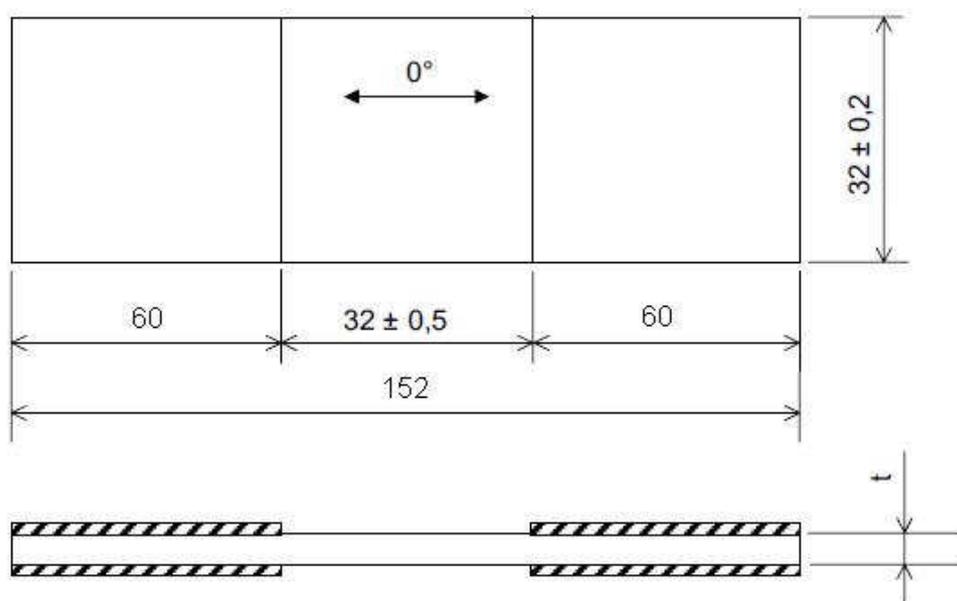


Abb. 3.1: Darstellung eines ungelochten Prüfkörper mit Aufleimer nach AITM 1-0008 (AITM 1-0008,2004), alle Maße in mm.

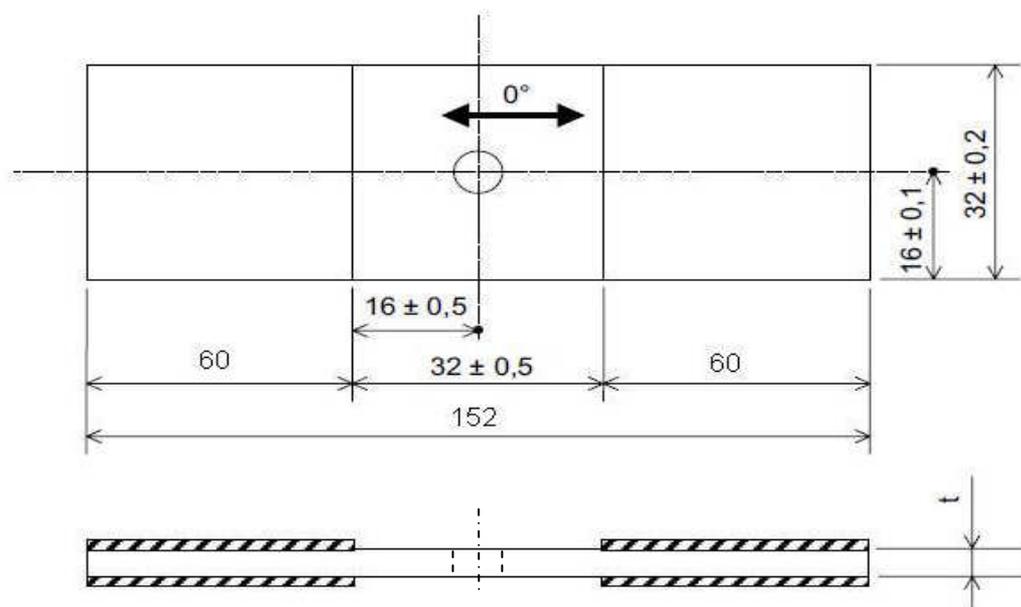


Abb. 3.2: Darstellung eines gelochten Prüfkörper mit Aufleimer nach AITM 1-0008 (AITM 1-0008,2004), alle Maße in mm.

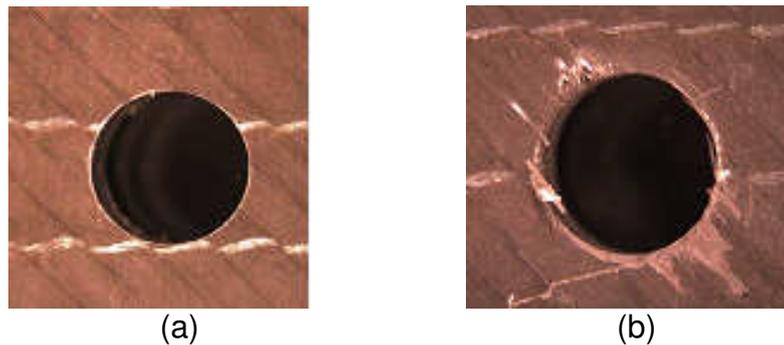


Abb. 3.3: Makroskopische Aufnahmen der Bohrqualität am Bohreraustritt für (a) gute Bohrqualität und (b) schlechte Bohrqualität für den Diamantbohrer.

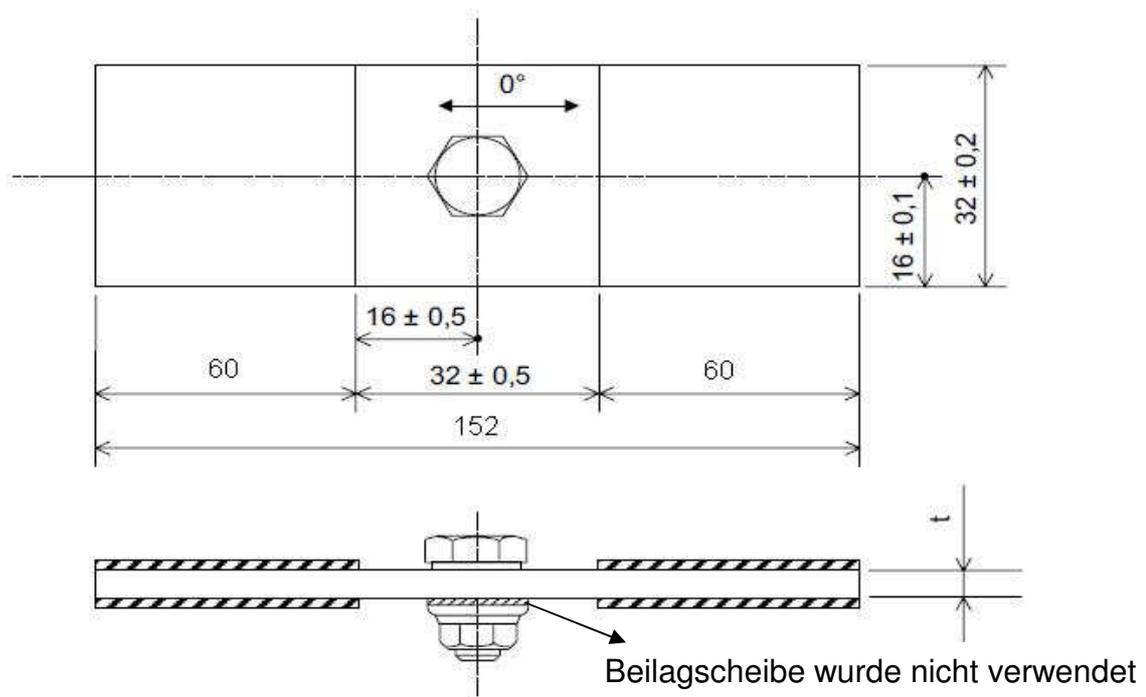


Abb. 3.4: Darstellung eines gelochten Prüfkörper mit Aufleimer und Schraube nach AIM 1-0008 (AIM 1-0008,2004), alle Maße in mm.

3.2 Versuchsdurchführung

3.2.1 Computertomographieuntersuchungen

Um Aussagen über aufgetretene Schäden beim Bohren der Prüfkörper zu erhalten, wurden im Rahmen von Vorversuchen Proben mit guter und schlechter Bohrqualität hergestellt und am Österreichischen Gießereinstitut Leoben (Leoben, A) mittels Computertomographie untersucht. Am ÖGI wurde hierfür eine 240kV Mik-

rofokus-Röntgenröhre mit einem Brennfleck von 4 bis 200 μm und einer Detailerkennbarkeit von 5 μm verwendet. Zusätzlich wurde eine Probe mit Senkkopfbohrung hergestellt und an der Fachhochschule Wels (Wels, A) mit einem einen 3D-Röntgen-Microfokus-Computertomographen (μXCT) untersucht.

3.2.2 Bestimmung des Faservolumengehaltes

Die Festigkeit der Faserverbundwerkstoffe hängt stark vom Faservolumengehalt ab. Es ist daher wichtig, bei allen Messergebnissen auch den Wert des Fasergehaltes anzugeben (Ehrenstein, 2006). Letzterer wurde bei FACC (Ried im Innkreis, A) gemäß der internen Arbeitsanweisung FQI 116-99 nass- chemisch bestimmt. In Hinblick auf die vergleichende Darstellung der Zug- und Druckfestigkeiten aber auch der Ergebnisse der zyklischen Versuche, wurden die Messergebnisse mittels nachfolgender Gleichung auf einen selbst definierten Faservolumengehalt von 60 % normalisiert (MIL- HDBK- 17- 1E, 1997).

$$\text{normalisierter Wert} = \text{gemessener Wert} * \frac{\varphi_{F,\text{normalisiert}}}{\varphi_{F,\text{Prüfkörper}}} \quad \text{Glg. 13}$$

wobei $\varphi_{F,\text{normalisiert}}$ der normalisierte und $\varphi_{F,\text{Prüfkörper}}$ der gemessene Faservolumengehalt bedeuten.

3.2.3 Monotone Versuche

Die Bestimmung der Zugfestigkeit erfolgte in Anlehnung an die Airbus interne Norm AITM 1- 0007 Issue 2 (AITM 1-0007, 2004). Die Zugversuche wurden auf einer Zug/ Druck- Universalprüfmaschine vom Typ Zwick Roell Z250 (Fa. Zwick, Ulm, D) mit einer Prüfgeschwindigkeit von 2 mm/ min durchgeführt. Pro Versuchsreihe wurden 5 Prüfkörper verwendet. Alle Messungen erfolgten im Normklima bei $23\text{ }^{\circ}\text{C} \pm 2\text{ }^{\circ}\text{C}$ und 50% relativer Luftfeuchte.

Die Auswertung der Zugfestigkeit $\sigma_{Z,B}$ erfolgte nach folgender Gleichung:

$$\sigma_{Z,B} = \frac{F_{max}}{B \cdot D} \quad \text{Glg. 14}$$

wobei $\sigma_{z,B}$ die Zugfestigkeit beim Bruch, F_{\max} die maximale auftretende Kraft, B die Breite und t die Dicke des Prüfkörpers ist.

Die Ermittlung der Druckfestigkeit erfolgte in Anlehnung an die Airbus interne Prüfnorm AIM 1- 0008 Issue 3 (AIM 1-0008, 2004). Sämtliche Versuche wurden auf der Zug/ Druck- Universalprüfmaschine vom Typ Zwick Roell Z250 (Fa. Zwick, Ulm, D) durchgeführt, wobei die Prüfgeschwindigkeit 1 mm/ min betrug. Pro Versuchsreihe wurden 5 Prüfkörper verwendet. Alle Messungen erfolgten im Normklima bei $23\text{ °C} \pm 2\text{ °C}$ und 50% relativer Luftfeuchte.

Die Auswertung der Druckfestigkeit $\sigma_{D,B}$ erfolgte nach folgender Gleichung:

$$\sigma_{D,B} = \frac{F_{\max}}{B \cdot D} \quad \text{Glg. 15}$$

wobei $\sigma_{D,B}$ die Druckfestigkeit, F_{\max} die Bruchkraft, B die Breite und D die Dicke des Prüfkörpers ist.

3.2.4 Ermüdungsversuche

Die Ermüdungsversuche wurden auf einer servohydraulischen Prüfmaschine vom Typ MTS 810 (Fa. MTS System GmbH, Berlin, D) durchgeführt. Die zyklischen Versuche erfolgten mit einer Frequenz 5 Hz und einem R- Verhältnis von 10. Für die Belastung wurden unterschiedlichen Laststufen von 70%, 75%, 77,5% und 80% der Druckfestigkeit für die Materialien M21E und 977-2 mit dem Lagenaufbau 50/40/10 bis zum Versagen oder bis zu einer maximalen Lastzahl von 5×10^5 gewählt. Zusätzlich wurden für den quasiiotropen Lagenaufbau noch Laststufen von 85% und 90% für das 977-2 und 85% für das M21E gewählt. Alle Messungen erfolgten im Normklima bei $23\text{ °C} \pm 2\text{ °C}$ und 50% relativer Luftfeuchte.

Die aufgenommenen Datensätze wurden zur Berechnung des dynamischen E-Moduls E_{dyn} , des Sekantenmoduls E_S und der normierten Spannungsamplitude S_a herangezogen. Dazu wurden folgende Gleichungen verwendet:

$$E_{\text{dyn}} = \frac{\Delta F}{\Delta \varepsilon \cdot B \cdot t} = \frac{F_{\max} - F_{\min}}{(\varepsilon_{\max} - \varepsilon_{\min}) \cdot B \cdot t} \quad \text{Glg. 16}$$

wobei E_{dyn} die Differenz der maximalen und minimalen auftretenden Kraft, $\Delta\varepsilon$ die Differenz zwischen maximaler und minimaler Dehnungen, B die Breite und t die Dicke des Prüfkörpers ist.

$$E_S = \frac{\sigma_{\text{max}}}{\varepsilon_{\text{max}}} \quad \text{Glg. 17}$$

wobei E_S der Sekantenmodul, σ_{min} die kleinste auftretende Spannung aus der zyklischen Messung und ε_{min} die kleinste auftretende Dehnung der zyklischen Messung ist.

Für eine bessere Vergleichbarkeit der einzelnen Versuche wird die normierte Spannungsamplitude ausgewertet. Die normierte Spannungsamplitude S_a stellt die Spannungsamplitude bei den jeweiligen Laststufen mit den Zug- und Druckfestigkeiten aus den monotonen Versuchen gegenüber (Kitzmüller, 2007).

$$S_a = \frac{\sigma_{\text{max}} - \sigma_{\text{min}}}{\sigma_{Z,B} - \sigma_{D,B}} \quad \text{Glg. 18}$$

S_a ist dabei die normierte Spannungsamplitude, σ_{max} und σ_{min} sind die größte und kleinste auftretenden Spannungen aus den zyklischen Messungen und $\sigma_{Z,B}$ und $\sigma_{D,B}$ sind die Bruchspannungen aus den monotonen Zug- und Druckversuchen.

4 ERGEBNISSE UND DISKUSSION

4.1 Computertomographieuntersuchungen

Die Computertomographie (CT)- Untersuchungen wurden entsprechend Abschnitt 3.2.1 durchgeführt. Dabei wurde zunächst jeweils eine gut und schlecht gebohrte Probe mit den Abmessungen $10 \times 10 \times 2 \text{ mm}^3$ untersucht. Für die Computertomographie der frontalen Ansicht wurde die Probe über die Höhe virtuell in Schichten zerlegt. Dabei entstanden Aufnahmen unmittelbar nach dem Bohrereintritt, ca. in der Mitte der Probe und unmittelbar vor dem Austritt des Bohrers. In der axialen Ansicht wurde dieselbe Probe kurz vor der Bohrung, zu Beginn der Bohrung und ca. in der Mitte der Bohrung betrachtet.

Abbildung 4.1 zeigt die Computertomographie der guten Bohrqualität für die frontale Ansicht. Die Bilder der einzelnen Schichten wiesen keine Delaminationen oder Schäden am Bohrloch auf. In den Bildern der axialen Ansicht, s. Abb. 4.2, konnten ebenfalls keine Schäden im Bohrkanal und Delaminationen beim Bohreraustritt erkannt werden.

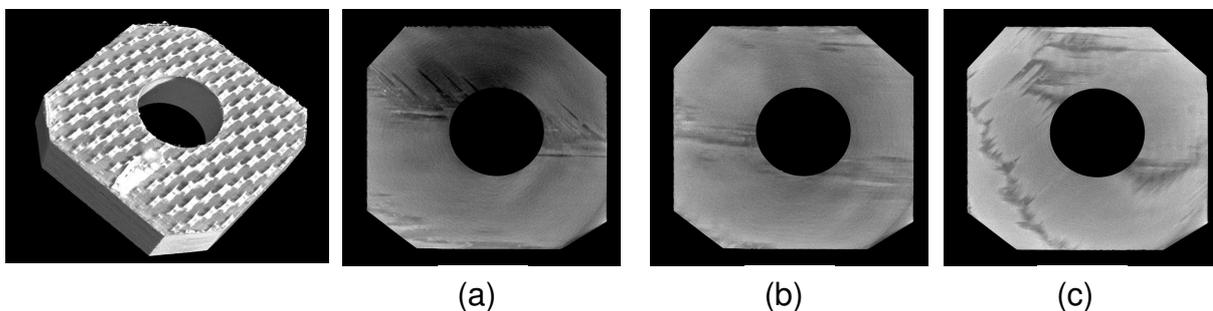


Abb. 4.1: CT- Aufnahmen einer guten Bohrungsqualität (a) unmittelbar nach Bohrereintritt, (b) ca. in der Mitte der Probe und (c) unmittelbar vor Austritt des Bohrers (frontale Ansicht).

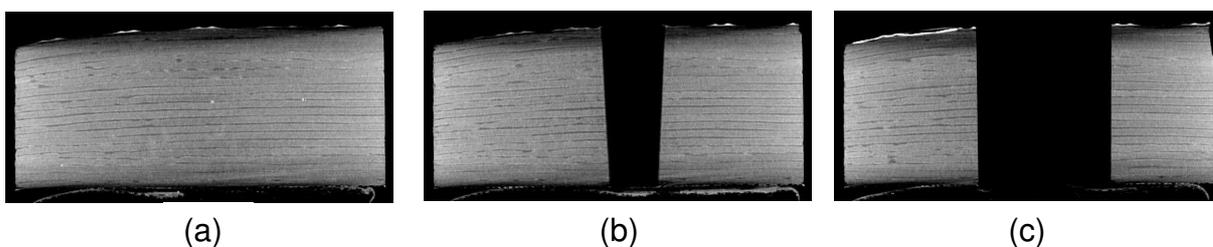


Abb. 4.2: CT- Aufnahmen einer guten Bohrungsqualität (a) kurz vor der Bohrung, (b) zu Beginn der Bohrung und (c) ca. in der Mitte der Bohrung (axiale Ansicht).

Die Computertomographieaufnahmen der schlechten Bohrqualität für die frontale Ansicht ist in Abb. 4.3 dargestellt. Es konnten in den Bildern der einzelnen Schichten keine Delaminationen oder Schäden im Bohrkanal erkannt werden. Hingegen weisen die in Abb. 4.4 dargestellten Bilder der axialen Ansicht auf Delaminationen beim Bohreraustritt hin.

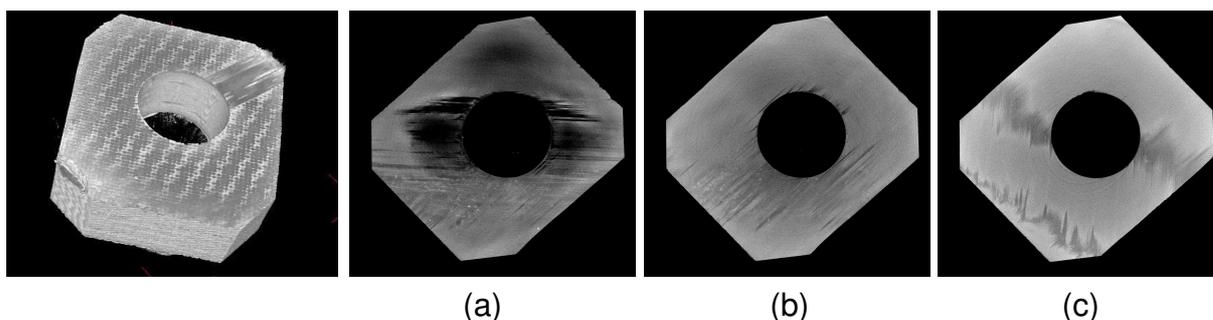


Abb. 4.3: CT- Aufnahmen einer schlechten Bohrqualität gleich nach Bohreintritt, ca. in der Mitte der Probe und unmittelbar vor Austritt des Bohrers (frontale Ansicht).

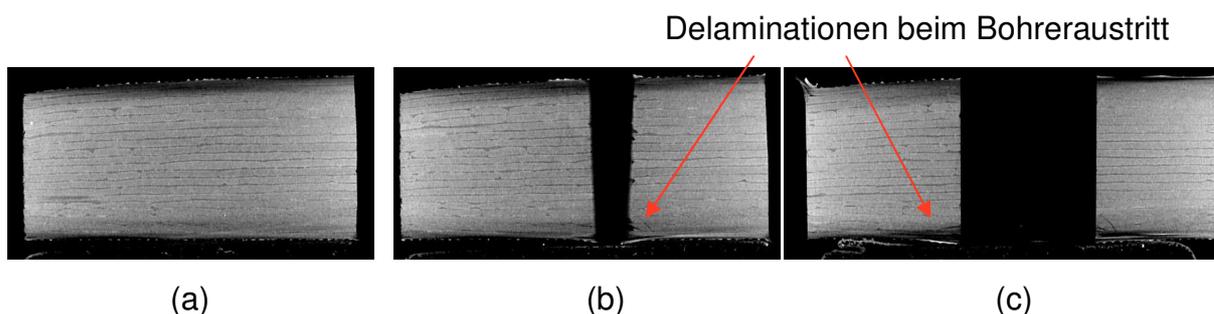


Abb. 4.4: CT- Aufnahmen einer schlechten Bohrqualität kurz vor der Bohrung, zu Beginn der Bohrung und ca. in der Mitte der Bohrung (axiale Ansicht).

Weiters wurde eine Probe mit Senkkopfbohrung mit den Abmessungen $10 \times 10 \times 5 \text{ mm}^3$ für die CT- Untersuchung verwendet. Für die Bilder der frontalen Ansicht entstanden Aufnahmen kurz nach Bohreintritt, kurz vor Ende der Senkung und am Bohreraustritt. Während für die frontalen Aufnahmen für die Senkkopfbohrung 3 Aufnahmen gezeigt wurden, sind für die axiale Ansicht lediglich 2 Aufnahmen zu sehen, zu Beginn der Bohrung und in der Mitte der Bohrung.

In Abb. 4.6 sind die Aufnahmen der frontalen Ansicht dargestellt. Die Bilder dieser Schichten zeigten keine Schäden oder Delaminationen. Auch die Bilder der axialen Ansicht, s. Abb. 4.7, wiesen keine Delaminationen oder Schäden auf.

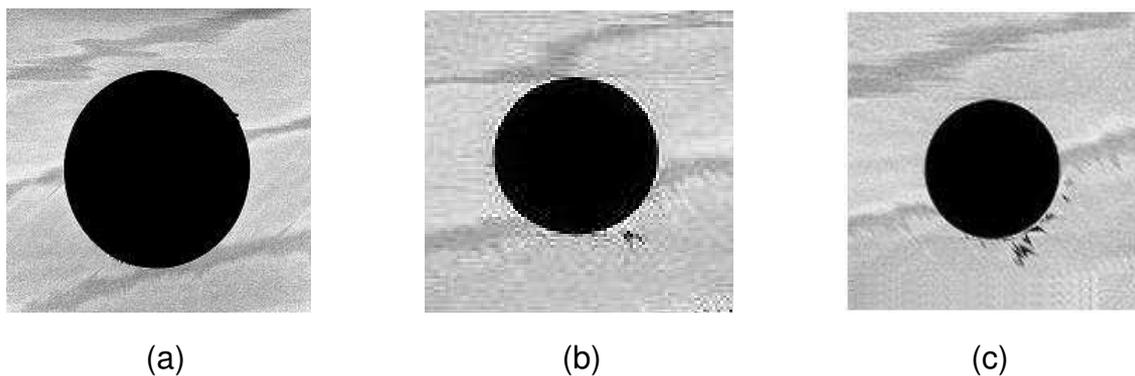


Abb. 4.6: CT- Aufnahmen einer Senkkopfbohrung (a) gleich nach Bohrereintritt, (b) ca. in der Mitte der Probe und (c) unmittelbar vor Austritt des Bohrers (frontale Ansicht).



Abb. 4.7: CT- Aufnahmen einer Senkkopfbohrung (a) zu Beginn der Bohrung und (b) ca. in der Mitte der Bohrung (axiale Ansicht).

4.2 Faservolumengehalt

Der Faservolumengehalt der hergestellten Laminatplatten wurde, wie in Kapitel 3.3 beschrieben, bestimmt. In Tabelle 4.1 sind die Faservolumengehalte der für die Prüfkörperentnahme vorgegebenen Laminatplatten zusammenfassend dargestellt.

Tabelle 4.1: Nasschemisch bestimmter Faservolumengehalt FVG der für die Prüfkörperentnahme vorgegebenen Laminatplatten.

Plattenr.	Material	Laminataufbau	Laminatdicke [mm]	FVG _{nasschemisch} [%]
1	M21E	quasiisotrop	4,2	59±0
2	M21E	50/40/10	5,2	59±0
4	M21E	50/40/10	5,2	58±0
3	977-2	50/40/10	5,2	58±1
5	977-2	quasiisotrop	4,2	58±0

Obwohl die Faservolumenanteile der hergestellten Laminatplatten nur eine geringfügige Streuung aufweisen wurden die Messergebnisse der monotonen und zyklischen Versuche in Hinblick auf eine vergleichbare Darstellung auf den Faservolumenanteil von 60% normalisiert.

4.3 Einfluss der Bohrungsart, der Bohrqualität und des Bohrers

4.3.1 Monotone Versuche

Die in den monotonen Zugversuchen ermittelten Zugfestigkeiten des Werkstoffes M21E für die Prüfkörper FHT gut gebohrt, FHT schlecht gebohrt, OHT gut gebohrt, OHT schlecht gebohrt und für Prüfkörper mit Senkkopfbohrung sind in Abb. 4.8 dargestellt. Unter Berücksichtigung der Streuung wurden nahezu gleiche Zugfestigkeitswerte von 970 MPa für die FHT gut gebohrt- und FHT schlecht gebohrt-Prüfkörper ermittelt.

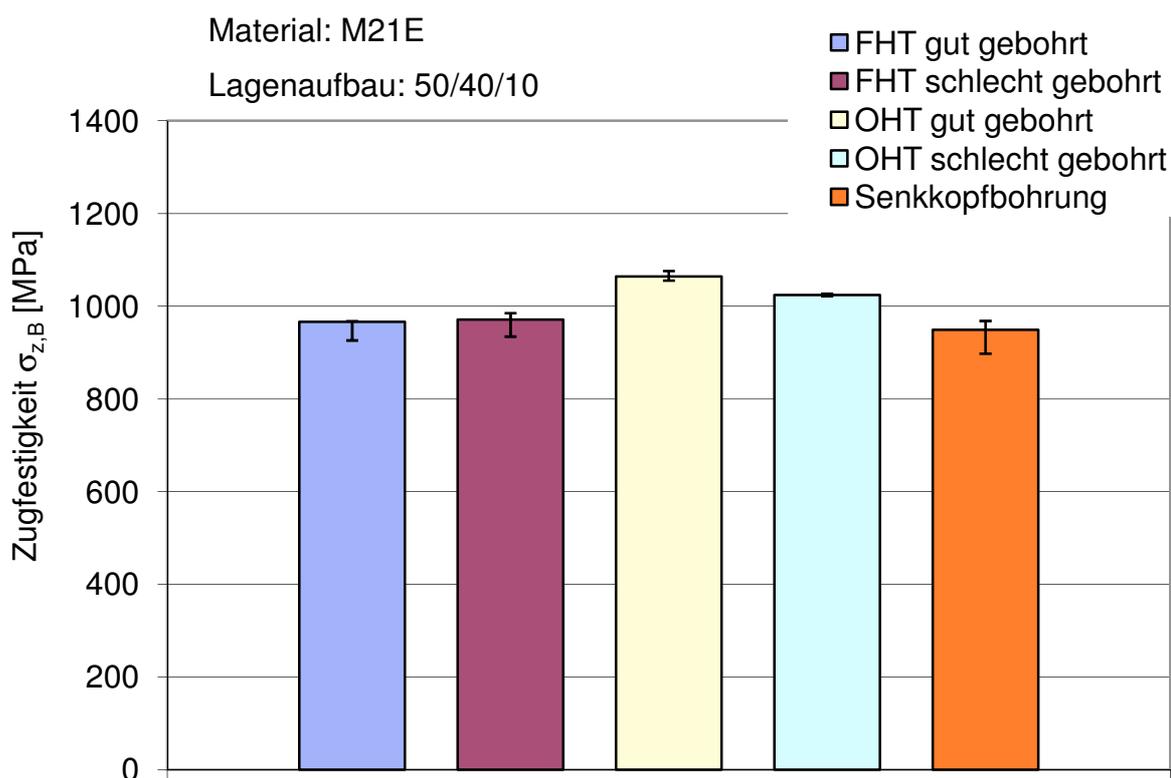


Abb. 4.8: Gegenüberstellung der Zugfestigkeiten von Filled Hole Tension (FHT) gut gebohrt, Filled Hole Tension (FHT) schlecht gebohrt, Open Hole Tension (OHT) gut gebohrt, Open Hole Tension (OHT) schlecht gebohrt Prüfkörpern und die Festigkeitswerte der Prüfkörper mit Senkkopfbohrung für M21E für den Lagenaufbau 50/40/10.

Im Vergleich dazu liegen die Werte für $\sigma_{Z,B}$ für OHT gut gebohrt- Prüfkörper mit 1060 MPa und für OHT schlecht gebohrt- Prüfkörper mit 1020 MPa auf einem geringfügig höheren Niveau. Während die Ergebnisse der gut und schlecht gebohrten Prüfkörper zeigen, dass die Qualität der Bohrung keinen Einfluss auf die Festigkeitswerte hatte, sind höhere Zugfestigkeitswerte bei den Open Hole- Versuchen vermutlich auf eine bessere Ausbreitung der Delaminationen und somit eine bessere Ausbreitung der Energie zurückzuführen (Yan et al., 1998). Die Zugfestigkeit für die Prüfkörper mit Senkkopfbohrung liegt mit 950 MPa unter den Ergebnissen der anderen Messungen. Hier wirkt sich eine Verminderung des Prüfkörperquerschnittes durch die Senkkopfbohrung aus. Schließlich ist noch anzumerken, dass auch Versuche mit Filled Hole- Prüfkörpern, die mit dem Karbidbohrer K30F gebohrt wurden, vorgesehen waren, diese wurden jedoch aufgrund von fehlerhaften Aufleimerverklebungen (Ablösen der Aufleimer während des Versuches) frühzeitig beendet und lieferten daher keine reproduzierbaren Ergebnisse.

Bei den Druckversuchen zeigte sich bezüglich der Festigkeitswerte für die OHC gut und schlecht gebohrt- Prüfkörper ein gegenteiliges Ergebnis. Die Festigkeitswerte der Open Hole- Prüfkörper lagen deutlich unter den der Filled Hole- Prüfkörper. Für die Open Hole - Versuche wurden Festigkeitswerte von 515 MPa für die gut gebohrten und 525 MPa für die schlecht gebohrten Prüfkörper und für die Filled Hole gut und schlecht gebohrt- Prüfkörper Festigkeitswerte von 580 MPa sowie 560 MPa ermittelt. Die Druckfestigkeit der Prüfkörper mit Senkkopfbohrung liegt mit ca. 500 MPa deutlich unter den Werten der Filled Hole- Versuchen. In Abb. 4.9 sind für die Prüfkörper FHC gut gebohrt, FHC schlecht gebohrt, OHC gut gebohrt, FHC schlecht gebohrt und die Prüfkörper mit Senkkopfbohrung ermittelten Druckfestigkeitswerte dargestellt. Ebenfalls in Abb. 4.9 gezeigt, ist das Messergebnis für die FHC gut gebohrt- Prüfkörper, die mit dem Karbidbohrer K30F gebohrt wurden, mit einem mittleren Festigkeitswert von 580 MPa.

Insgesamt zeigen die anhand von gut und schlecht gebohrten Prüfkörpern sowie mit und ohne Schraube durchgeführten Zug- und Druckversuche das die Bohrqualität nur geringfügige Auswirkungen hat. Weiters werden die Werte der Zug und

Druckfestigkeit durch Wahl des Bohrers nicht beeinflusst. Sämtliche Ergebnisse der Einzelmessungen aus den Zug- und Druckversuche sind im Anhang zu finden.

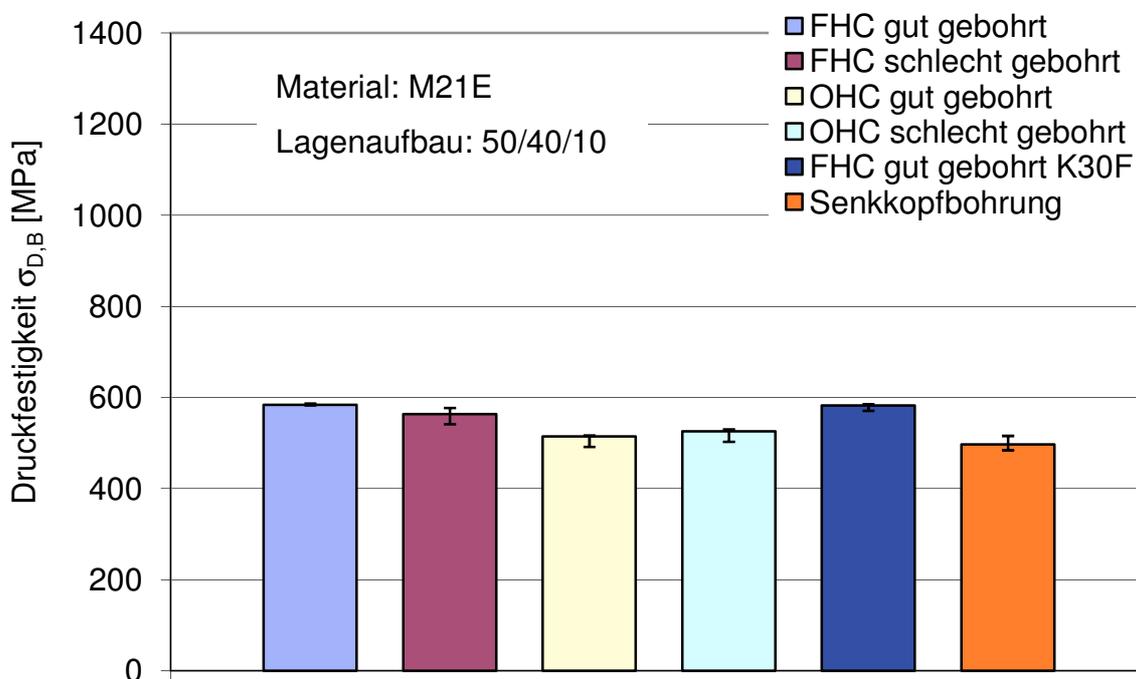


Abb. 4.9: Gegenüberstellung der Druckfestigkeiten von Filled Hole Compression (FHC) gut gebohrt, Filled Hole Compression (FHC) schlecht gebohrt, Open Hole Compression (OHC) gut gebohrt, Open Hole Compression (OHC) schlecht gebohrt Prüfkörpern, Filled Hole Compression (FHC) gut gebohrt K30F und die Festigkeitswerte der Prüfkörper mit Senkkopfbohrung für M21E für den Lagenaufbau 50/40/10.

4.3.2 Ermüdungsversuche

Das Ermüdungsverhalten wird vorwiegend in Wöhlerdiagrammen dargestellt. Ein Kriterium dafür ist das totale Versagen des Prüfkörpers (Ehrenstein, 2006). Es wurden vier Laststufen, 70%, 75%, 77,5% und 80%, für die Bestimmung des Ermüdungsverhaltens des Materials M21E mit dem Lagenaufbau 50/40/10 gewählt, wobei für die Belastungsniveaus der Ermüdungsversuche die Festigkeitswerte aus den Druckversuchen herangezogen wurden. Für die Filled Hole gut gebohrt- und Open Hole gut gebohrt- Ermüdungsversuche wurden pro Belastungsniveau 2-3 Prüfkörper und für die Filled Hole schlecht gebohrt Prüfkörper sowie für Prüfkörper mit Senkkopfbohrung wurden einzelne Lastniveaus von 80%, 75% und 70% der Druckfestigkeit (Stützpunkte) geprüft. Die Prüfkörper, die nach einer definierten

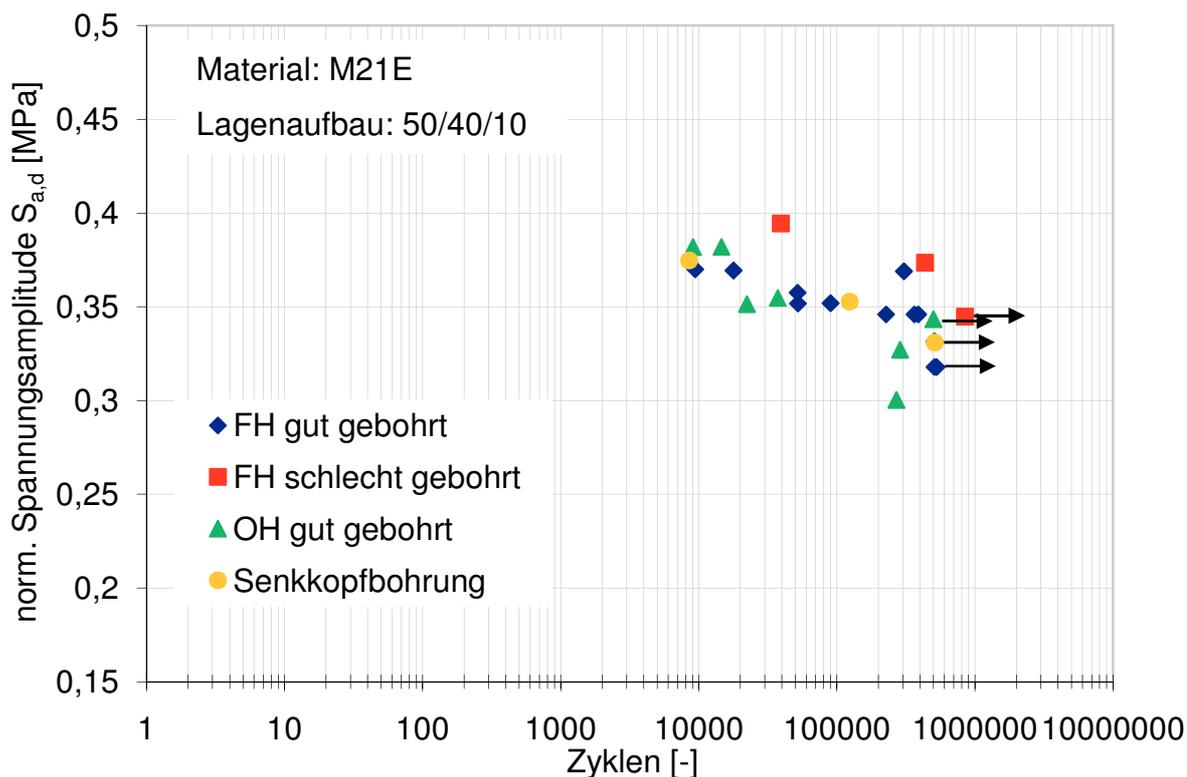


Abb. 4.10: Normierte Wöhlerlinie für Filled Hole (FH) gut und schlecht gebohrt Prüfkörper, Open Hole (OH) gut gebohrt Prüfkörper und den Prüfkörpern mit Senkkopfbohrung für das Material M21E mit dem Lagenaufbau 50/40/10.

Ein weiteres Verfahren um das Ermüdungsverhalten von Werkstoffen zu charakterisieren ist das Hysterese- Messverfahren, bei dem der dynamische E- Modul und der Sekantenmodul ermittelt werden. In Anlehnung an die Arbeit von Kitzmüller (2007) wurden bei den Einzelmessungen der dynamische E- Modul und der Sekantenmodul normiert. Das bedeutet, der sich während der Messung veränderte Modulwert wurde auf den Anfangswert bezogen und so wurde der prozentuelle Abfall des Moduls dargestellt (Kitzmüller, 2007). Das Wegsignal wurde über den induktiven Wegaufnehmer der Maschine für die Auswertung herangezogen. Wie in Abschnitt 2.2.2 beschrieben wurden die Moduli bei verschiedenen Laststufen bestimmt.

Für die Darstellung von Schädigungsmechanismen im Material wurde der dynamische E- Modul und der Sekantenmodul über der Zyklenzahl für Filled Hole gut gebohrt Prüfkörper am Beispiel von 70 und 80 % der Druckfestigkeit dargestellt. Abbildung 4.11 zeigt, dass die Verläufe bei 80% der Druckfestigkeit früher abfallen als Prüfkörper bei 70% der Druckfestigkeit. Weiters fallen die Sekantenmoduli

stärker ab als die dynamische E-Moduli. Die Prüfkörper, die bei 80% der Druckkraft geprüft wurden, versagten bereits nach etwa 16.000 Zyklen, wobei die 70% belasteten Prüfkörper die 10^5 Lastzyklen durchhielten.

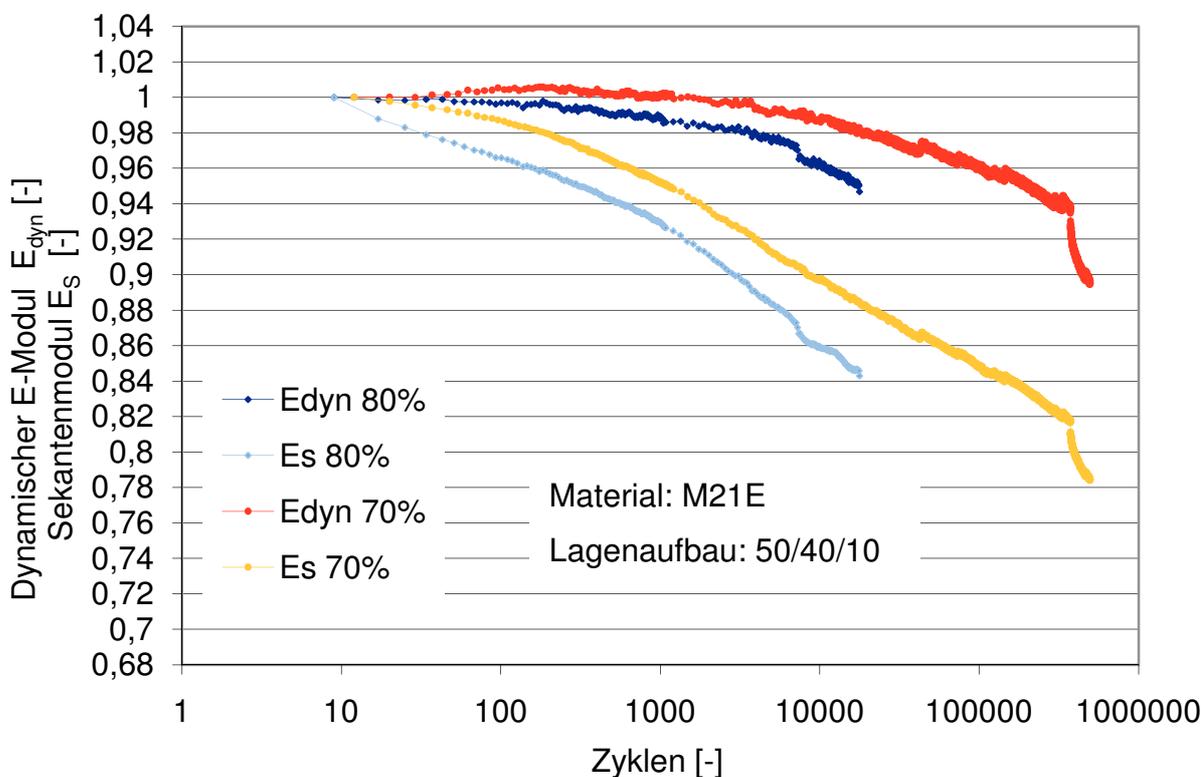


Abb. 4.11: Dynamischer E-Modul und Sekantenmodul in Abhängigkeit der Zyklenzahl für FH gut gebohrt Prüfkörper bei 70% und 80% der Druckfestigkeit für das Material M21E mit dem Lagenaufbau 50/40/10.

In Abb. 4.12 sind die Verläufe des dynamischen Moduls und des Sekantenmoduls für Open Hole gut gebohrt Prüfkörper bei 70 und 80 % der Druckfestigkeit dargestellt. Bei Betrachtung des Kurvenverlaufes lässt sich ein Anstieg der Verläufe bei 70% der Druckbelastung erkennen. Grund dafür ist ein Problem mit der Elektronik bzw. mit dem Messaufnehmer der Maschine. Während bei 70% der Druckbelastung die Prüfkörper eine Lebensdauer von 10^5 Lastzyklen ertrugen, versagten die Prüfkörper bei 80% der Druckbelastung schon nach ca. 29.000 Zyklen. Bei etwa 1.000 Zyklen fallen der dynamische E-Modul ab, wodurch eine deutliche Materialschädigung erkennbar ist. Wie schon in Abb. 4.11 erkennbar, fallen die Sekantenmoduli stärker ab als die dynamischen Moduli.

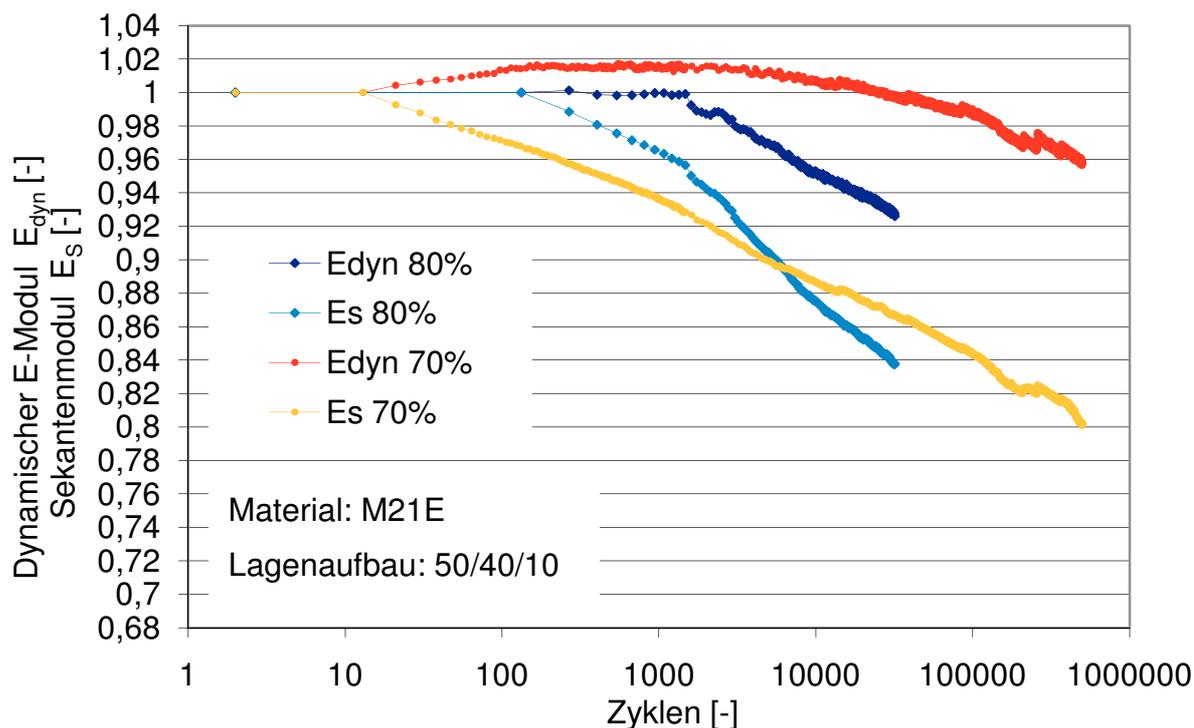


Abb. 4.12: Dynamischer E-Modul und Sekantenmodul in Abhängigkeit der Zyklenzahl für OH gut gebohrt Prüfkörper bei 70% und 80% der Druckfestigkeit für das Material M21E mit dem Lagenaufbau 50/40/10.

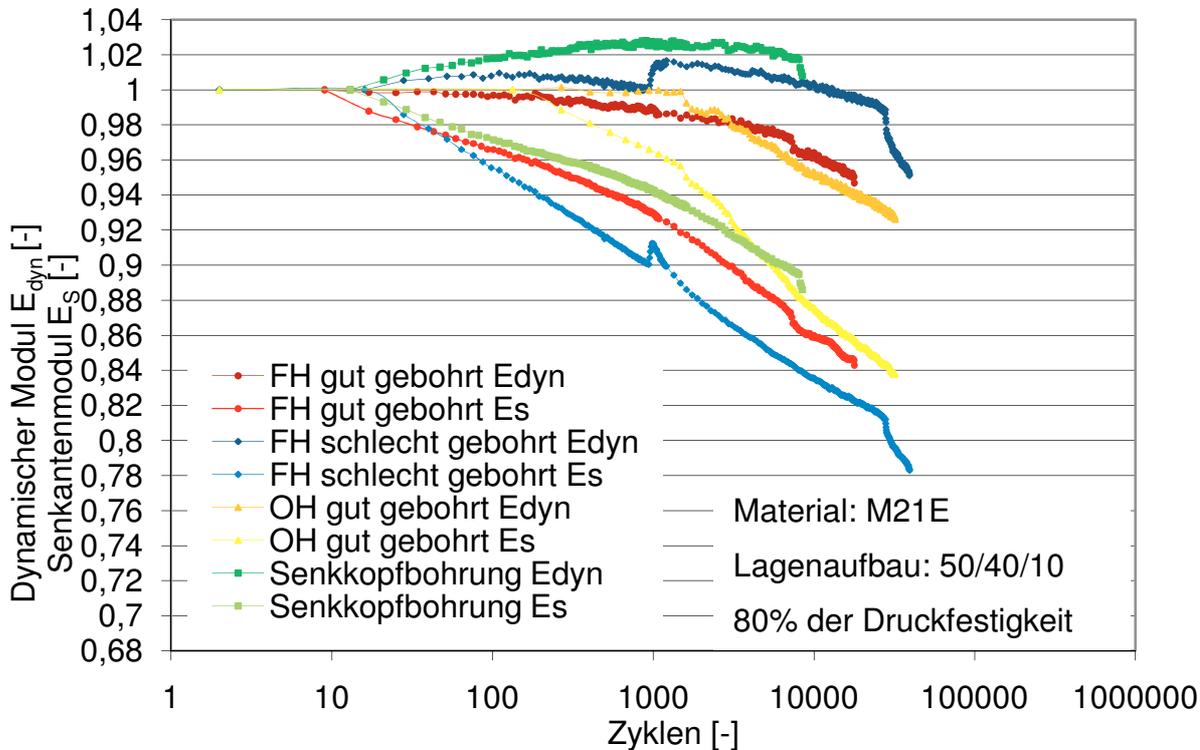


Abb. 4.13: Dynamischer E-Modul und Sekantenmodul in Abhängigkeit der Zyklenzahl für FH gut gebohrt, FH schlecht gebohrt, OH gut gebohrt Prüfkörper und Prüfkörper mit Senkkopfbohrung bei 80% der Druckfestigkeit für das Material M21E mit dem Lagenaufbau 50/40/10.

Für Filled Hole gut und schlecht gebohrt Prüfkörper, Open Hole gut gebohrt Prüfkörper und Prüfkörper mit Senkkopfbohrung wurden in Abb. 4.13 der dynamische E-Modul und der Sekantenmodul bei 80% der Druckfestigkeit dargestellt. Die Prüfkörper weisen ein ähnliches Ermüdungsverhalten auf. Weitere Auswertungen der dynamischen E-Modulverläufe und Sekantenmodulverläufe sind im Anhang zu finden.

4.4 Einfluss der Faser und des Lagenaufbaus

4.4.1 Monotone Versuche

Für die Werkstoffe M21E und 977-2 wurden für die Lagenaufbauten 50/40/10 und quasiisotrop in Druck- und Zugversuchen die Festigkeitswerte an Filled Hole gut gebohrt-Prüfkörpern ermittelt. Weiters erfolgten ausschließlich am Werkstoff M21E Versuche an ungebohrten Prüfkörpern mit quasiisotropem Aufbau. Vergleichbare Versuche an Prüfkörpern mit dem Lagenaufbau 50/40/10 für die Materialien M21E und 977-2 konnten bedingt durch die zur Verfügung stehende Kraftmessdose der Prüfmaschine mit einer maximalen Belastung von 100kN nicht durchgeführt werden.

In Abb. 4.14a sind die Zugfestigkeitswerte des M21E und 977-2 mit dem Lagenaufbau 50/40/10 dargestellt. Für das M21E ergab sich ein Mittelwert von 970 MPa und für das 977-2 ein Mittelwert von 800 MPa, womit die Zugfestigkeitswerte des M21E deutlich über denen des 977-2 liegen. Die Untersuchung der Prüfkörper auf Druck ergab, dass die beiden Materialien nur einen sehr geringen Unterschied zeigen, wobei die Festigkeitswerte des M21E bei 580 MPa und die des 977-2 bei 560 MPa für den 50/40/10-Aufbau liegen (vgl. Abb. 4.14b). Ein Vergleich mit in der Literatur (Frulloni et. al., 2007) beschriebenen Druckversuchen an Open Hole-Prüfkörpern aus 977-2 mit dem Lagenaufbau 50/40/10, wenngleich dieses Versuche in dieser Arbeit am Werkstoff 977-2 nicht durchgeführt wurden, zeigten eine gute Übereinstimmung mit den in Kapitel 4.3 erhaltenen Ergebnissen für das Material M21E. Die Festigkeitswerte der Open Hole-Druckversuche lagen ebenso wie hier unter den Ergebnissen für Filled Hole-Prüfkörper. Die Autoren erhielten bei einem Faservolumengehalt von 65% einen mittleren Festigkeitswert von 408 MPa (etwa 376 MPa bei 60% Faservolumengehalt). Dieser deutlich geringere

Wert kann allerdings durch ein geringeres Faserflächengewicht von 190 g/ m^2 erklärt werden.

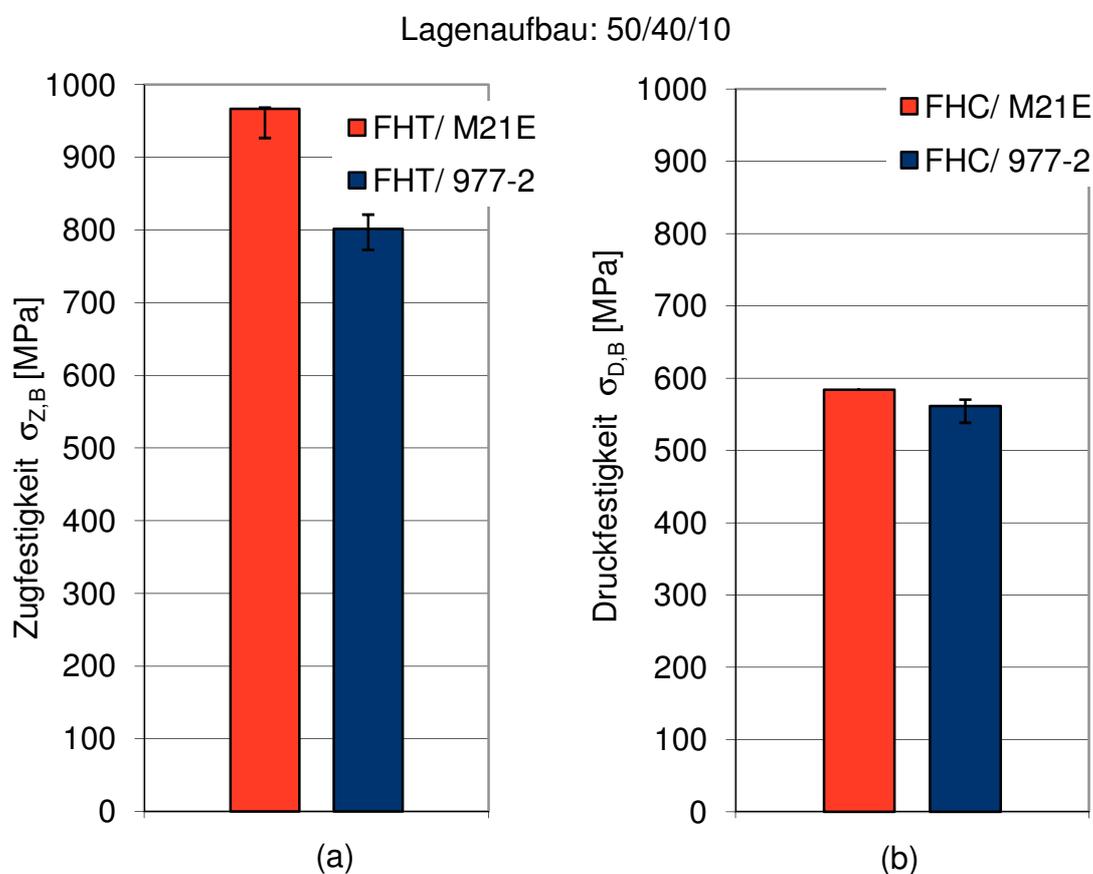


Abb. 4.14: (a) Gegenüberstellung der Zugfestigkeit von Filled Hole Tension-Prüfkörpern (FHT) für die Materialien M21E und 977-2 mit dem Lagenaufbau 50/40/10.
(b) Gegenüberstellung der Druckfestigkeit von Filled Hole Compression-Prüfkörpern (FHC) für die Materialien M21E und 977-2 mit dem Lagenaufbau 50/40/10.

Analog zu den Versuchen mit den Laminaten mit dem Lagenaufbau 50/40/10 wurden die Festigkeitswerte für den quasiisotropen Lagenaufbau bestimmt. Für den quasiisotropen Lagenaufbau wurden nur gut gebohrte Prüfkörper verwendet. Die Ergebnisse der Zugfestigkeiten für die Materialien M21E und 977-2 mit dem quasiisotropen Aufbau sind in Abb. 4.15 dargestellt. Die mittlere Zugfestigkeit für die Filled Hole - Prüfkörper mit dem quasiisotropen Lagenaufbau lag für das M21E bei 560 MPa und für das 977-2 bei 470 MPa. Die Ergebnisse der ungebohrten Prüfkörper lag wie zu erwarten mit 770 MPa über den Werten der Filled Hole- Prüfkörper.

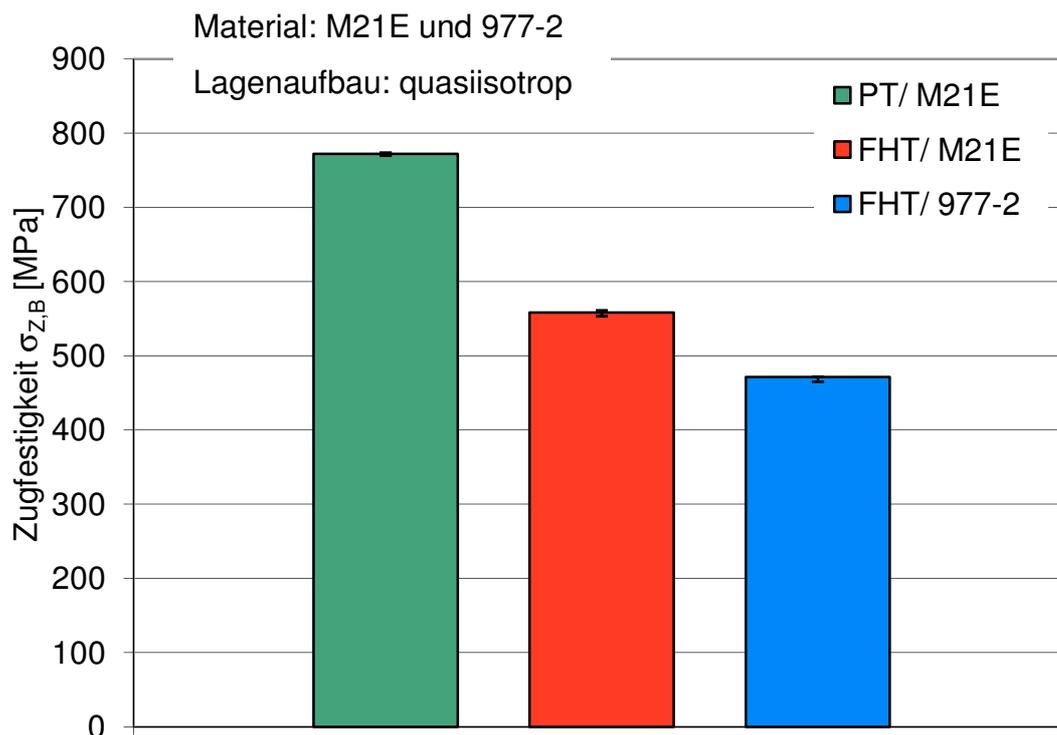


Abb. 4.15: Gegenüberstellung der Zugfestigkeiten von Filled Hole Tension-Prüfkörpern (FHT) und Plain Tension-Prüfkörpern (PT) für die Materialien M21E und 977-2 mit dem quasiisotropen Lagenaufbau.

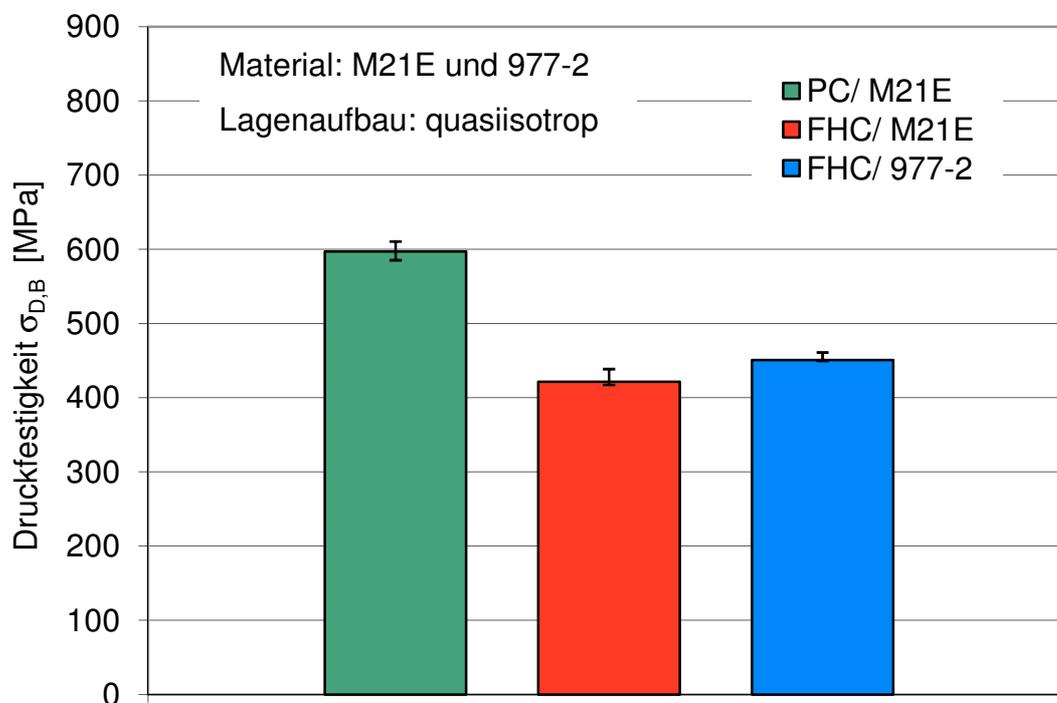


Abb. 4.16: Gegenüberstellung der Druckfestigkeiten von Filled Hole Compression-Prüfkörpern (FHC) und Plain Compression-Prüfkörpern (PC) für die Materialien M21E und 977-2 mit dem quasiisotropen Lagenaufbau.

In Abb. 4.16 sind die Ergebnisse der Druckversuche für die Filled Hole- Prüfkörper des M21E und 977-2 und die ungebohrten Prüfkörper des M21E für den quasiisotropen Lagenaufbau dargestellt. Auch hier lagen die Messergebnisse der ungebohrten Prüfkörper mit 600MPa deutlich über den Werten der Filled Hole- Prüfkörpern. Die Druckfestigkeitswerte des 977-2 lagen mit rund 450 MPa auf einem ähnlichen Niveau wie die des M21E mit 420 MPa. Die Ergebnisse der Einzelmessungen aus den Zug- und Druckversuche sind im Anhang zu finden.

4.4.2 Ermüdungsversuche

Für die Ermüdungsversuche wurden für den 50/40/10 Lagenaufbau vier Belastungsniveaus, 70%, 75%, 77,5% und 80%, für das 977-2 und für das M21E die bereits in Abschnitt 4.3.2 festgelegten wurden gewählt. Die Prüfkörper, die nach einer definierten Laufzeit von 500.000 Zyklen nicht versagten, wurden in den Diagrammen als Durchläufer mit einem Pfeil gekennzeichnet. Für die Belastungsniveaus der Ermüdungsversuche wurden die Festigkeitswerte aus den Druckversuchen herangezogen. Für den Werkstoffvergleich wurden nur Filled Hole gut gebohrt Prüfkörper verwendet.

In Abb. 4.17 sind die Wöhlerlinien für die Materialien 977-2 und M21E mit dem 50/40/10 Lagenaufbau dargestellt. Die Versuchsergebnisse zeigten, dass der Werkstoff M21E ein geringfügig besseres Ermüdungsverhalten als der Werkstoff 977-2 aufweist. In Abb. 4.18 ist die normierte Wöhlerlinie für die Ermüdungsversuche dargestellt. Durch die Normierung der Werte fallen die Kurven auf eine Linie zusammen.

Die Wöhlerlinien für den quasiisotropen Lagenaufbau, s. Abb. 4.19, zeigen für die Filled Hole- Prüfkörper einen ähnlichen Ermüdungsverhalten. Die Kurven der Filled Hole- Prüfkörper des M21E und des 977-2 liegen auf einem Niveau. Deutlich erkennbar ist, dass die ertragenen Spannungen bei Prüfkörpern ohne Bohrung höher waren. Dies resultiert daraus, dass der Druckfestigkeitswert der ungebohrten Prüfkörper rund 150 MPa über den Festigkeitswerten der Filled Hole- Prüfkörper liegt.

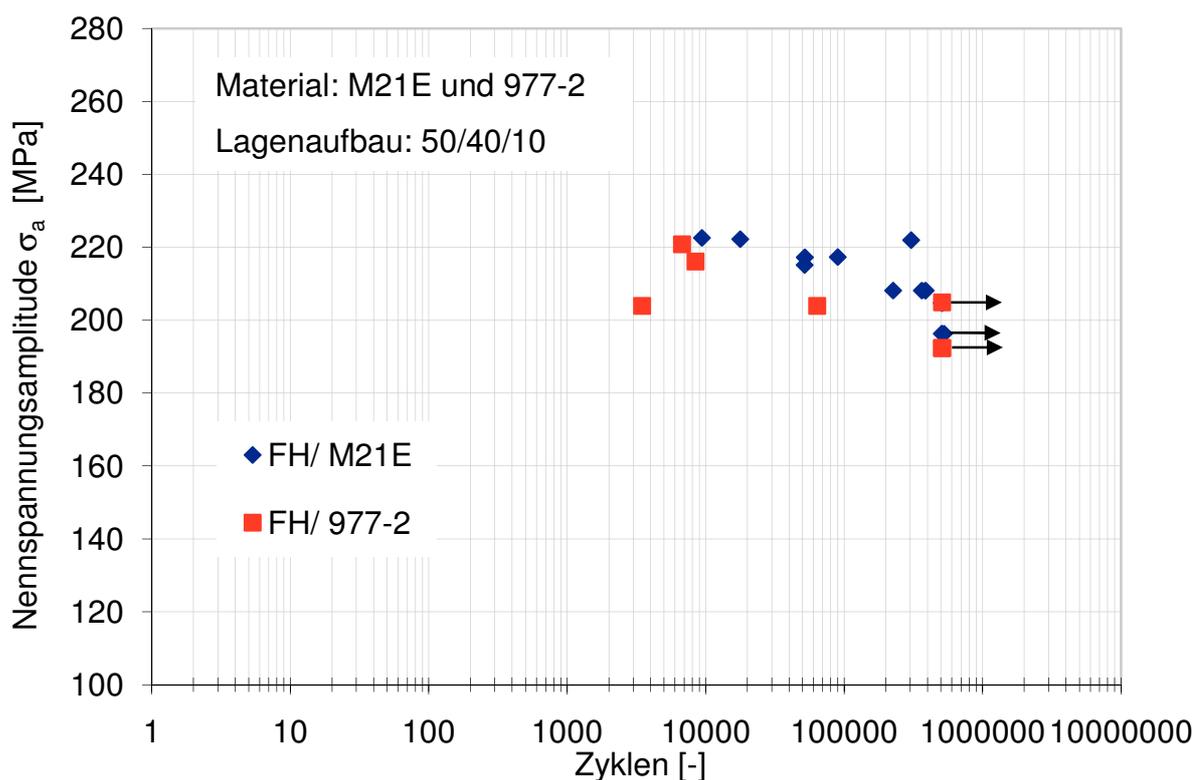


Abb. 4.17: Wöhlerdiagramm für Filled Hole (FH) gut gebohrt- Prüfkörper des M21E und 977-2 mit dem Lagenaufbau 50/40/10.

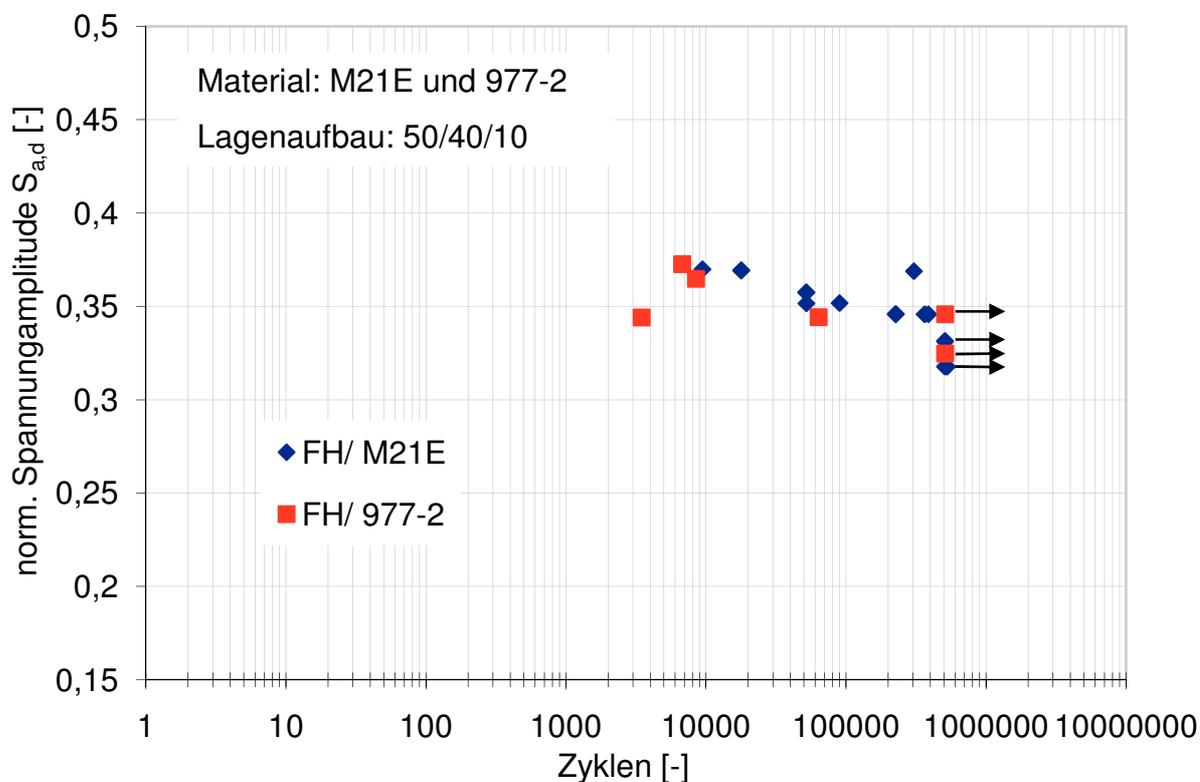


Abb. 4.18: Normierte Wöhlerlinie für Filled Hole (FH)- Prüfkörper des M21E und 977-2 für den Lagenaufbau 50/40/10.

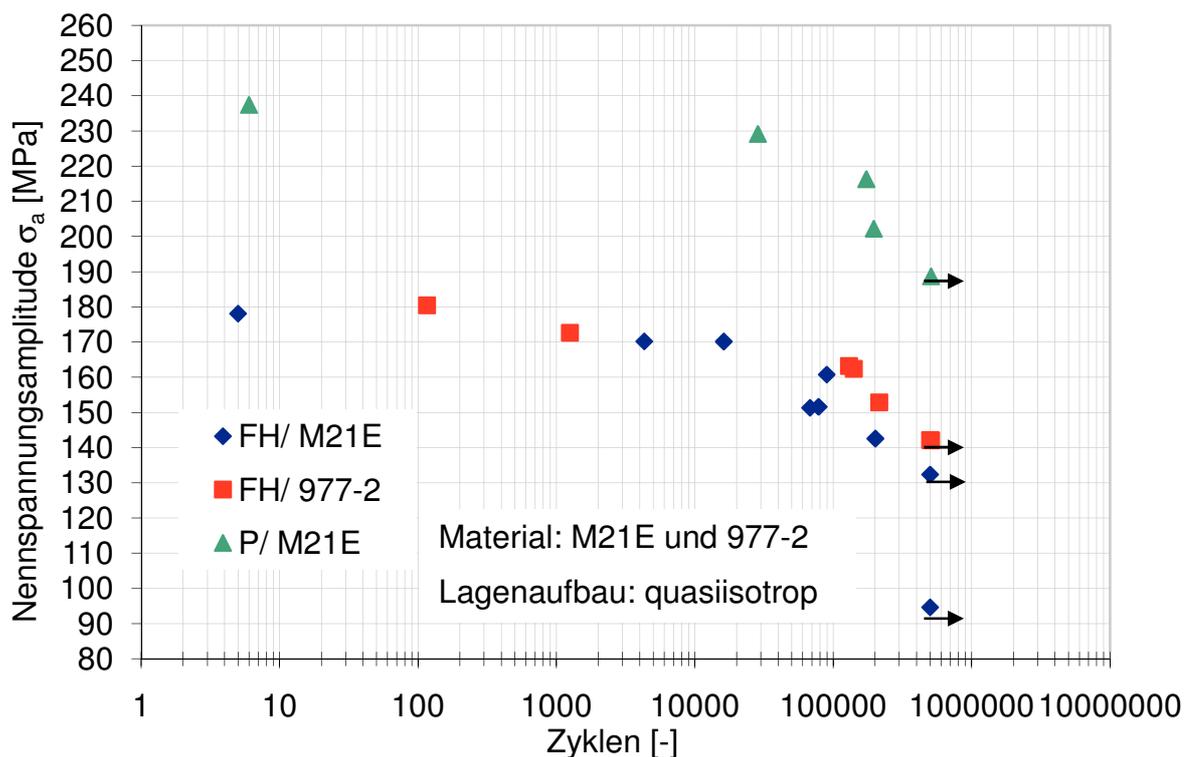


Abb. 4.19: Wöhlerlinie für Filled Hole (FH)- Prüfkörper der Materialien M21E und 977-2, sowie ungebohrter Prüfkörper für das Material M21E mit quasiisotropem Lagenaufbau.

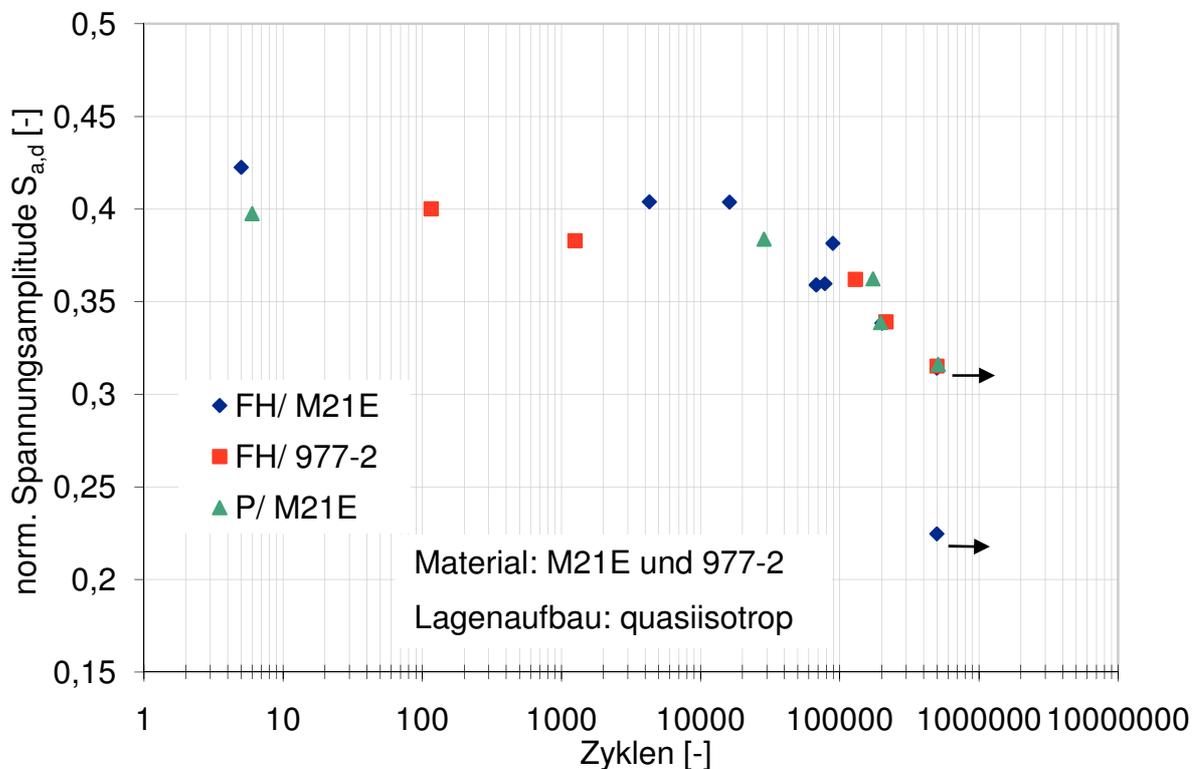


Abb. 4.20: Normierte Wöhlerlinie für Filled Hole (FH)- Prüfkörper der Materialien M21E und 977-2, sowie ungebohrter Prüfkörper für das Material M21E mit quasiisotropem Lagenaufbau.

In Abb. 4.20 ist die normierte Wöhlerlinie für Hole- Prüfkörper der Materialien M21E und 977-2, sowie ungebohrter Prüfkörper für das Material M21E mit quasiiotropem Lagenaufbau dargestellt.

Analog zu den Abschnitten 2.3.2 und 4.3.2 wurde die Auswertung des dynamischen E- Moduls und Sekantenmoduls durchgeführt. In Abb. 4.21 sind der dynamische E- Modul und der Sekantenmodul für die Materialien M21E und 977-2 für den Lagenaufbau 50/40/10 über die Zyklenzahl für eine Belastungsstufe von 80% dargestellt. Bei Betrachtung des Kurvenverlaufes lässt sich ein Anstieg der Kurve für das Material 977-2 erkennen. Grund dafür ist ein Problem mit der Elektronik bzw. mit dem Messaufnehmer der Prüfmaschine. Auch hier fällt der Sekantenmodul stärker ab als der dynamische E- Modul. Die Prüfkörper des M21E und 977-2 versagten bei 80% der Druckfestigkeit bereits nach ca. 16.000 und 6.000 Zyklen.

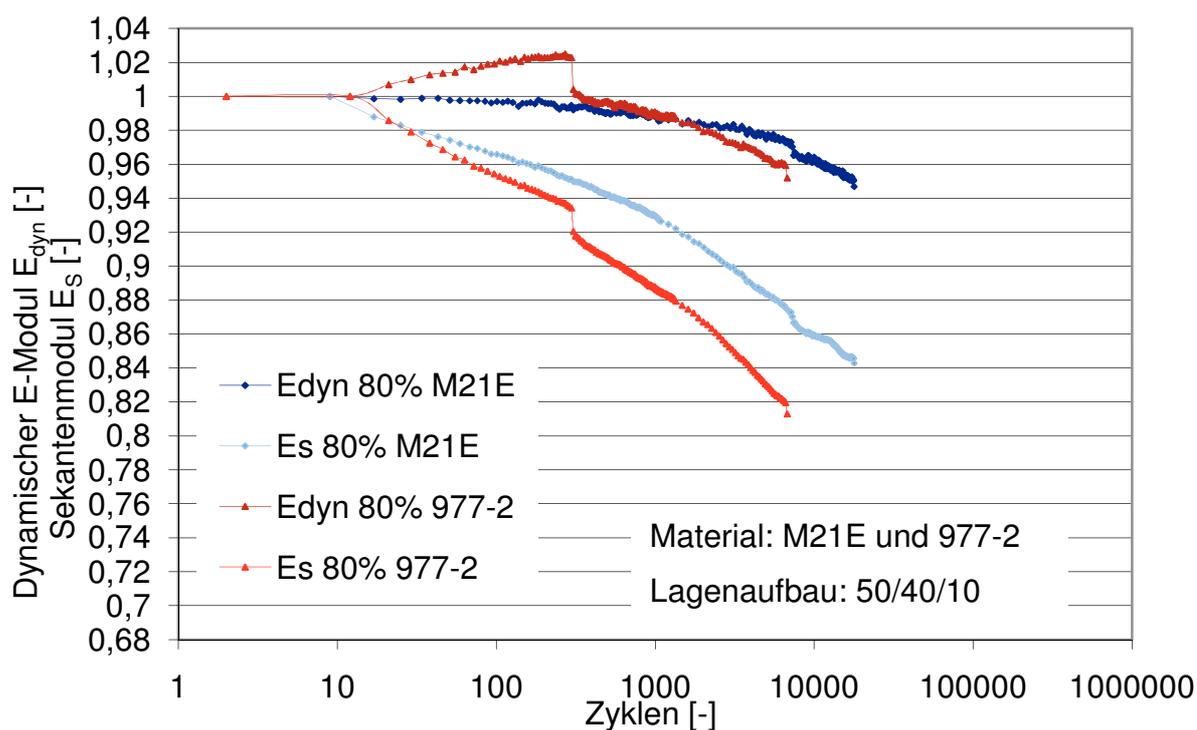


Abb. 4.21: Dynamischer E-Modul und Sekantenmodul für Filled Hole (FH) gut gebohrt- Prüfkörper bei einer Belastungsstufe von 80% der Druckfestigkeit für die Materialien M21E und 977-2 mit dem Lagenaufbau 50/40/10.

Abbildung 4.22 zeigt eine Gegenüberstellung der Belastungsstufen von 80% und 75% der Druckfestigkeit für die Materialien M21E und 977-2. Die Verläufe der bei-

den Materialien zeigen einen stärkeren Abfall der Sekantenmoduli als der dynamischen E-Moduli. Weiters zu sehen ist, dass die Moduli bei höheren Laststufen tendenziell steiler abfallen als bei niedrigeren Laststufen.

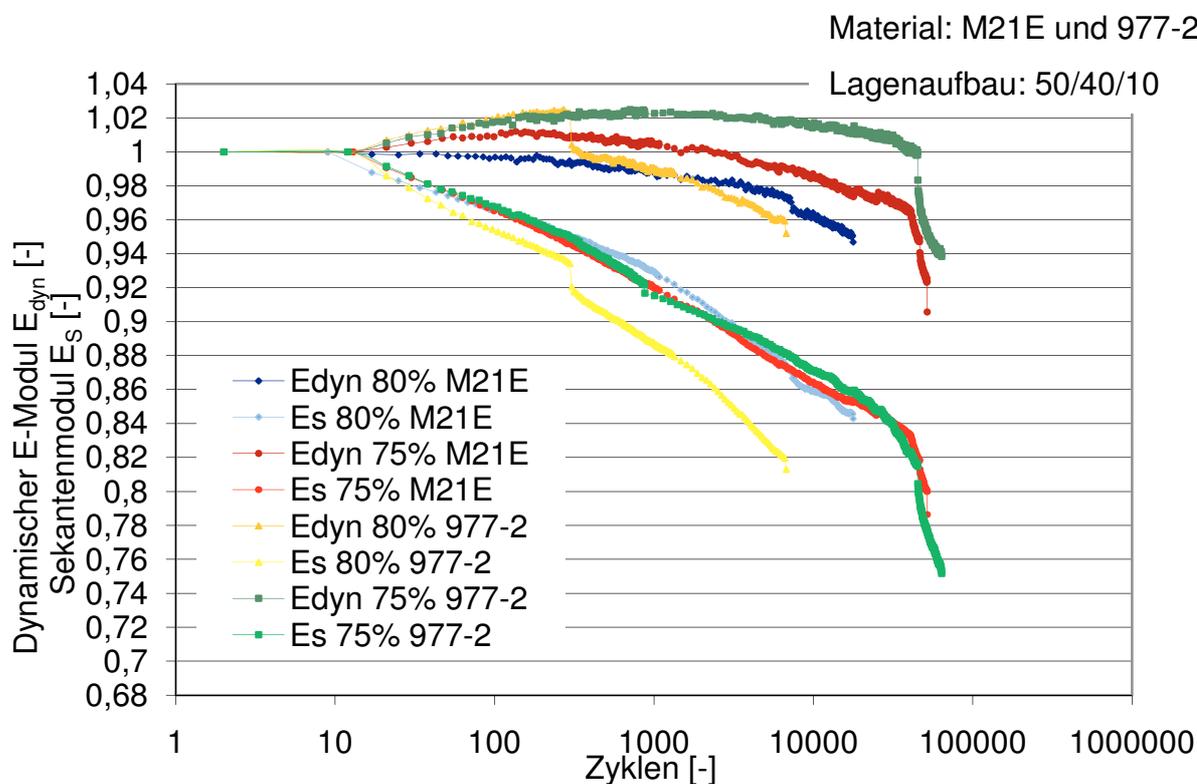


Abb. 4.22: Dynamischer E-Modul und Sekantenmodul für FH gut gebohrt- Prüfkörper bei Belastungsstufen von 80% und 75% der Druckfestigkeit für die Materialien M21E und 977-2 mit dem Lagenaufbau 50/40/10.

Abbildung 4.23 zeigt die dynamischen E-Modulverläufe und Sekantenmodulverläufe für Filled Hole gut gebohrt- Prüfkörper bei einer Belastungsstufe von 80% der Druckfestigkeit für die Materialien M21E und 977-2, sowie für ungebohrte Prüfkörper für das Material M21E mit quasiisotropen Lagenaufbau. Die E-Modul- und Sekantenmodulverläufe des ungebohrten Prüfkörpers fallen früher ab als die der Filled Hole- Prüfkörper, was durch eine höher angelegte Belastung, resultierend aus den Druckversuchen, erklärt werden kann. Weitere E-Modul- und Sekantenmodulverläufe sind im Anhang zu finden.

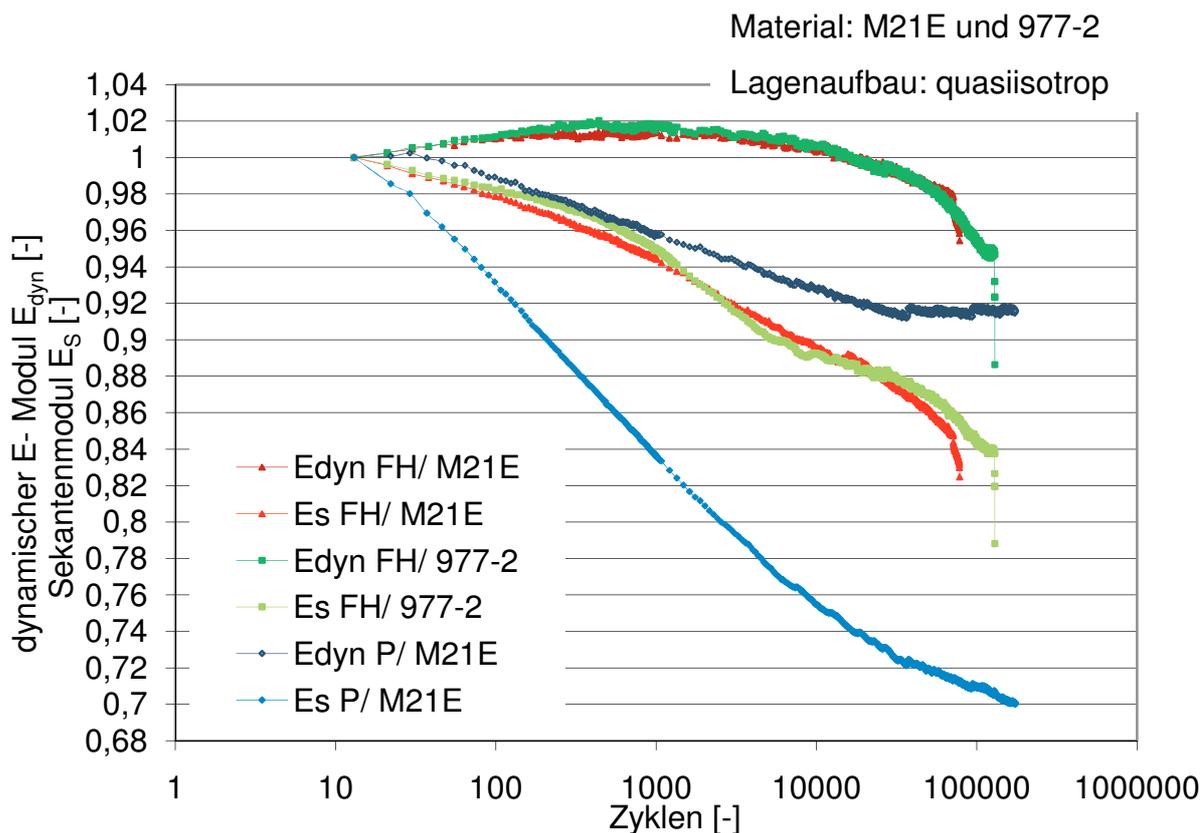


Abb. 4.23: Dynamischer E-Modul und Sekantenmodul für Filled Hole gut gebohrt- Prüfkörper bei einer Belastungsstufe von 80% der Druckfestigkeit für die Materialien M21E und 977-2 dem quasiisotropen Lagenaufbau, sowie für ungebohrte Prüfkörper bei einer Belastungsstufe von 80% der Druckfestigkeit für das Material M21E mit quasiisotropen Lagenaufbau.

5 ZUSAMMENFASSUNG

Ziel dieser Arbeit war die Auswirkungen von Bohrungen und Schrauben auf die Festigkeit und das Ermüdungsverhalten von kohlenstofffaserverstärkten Epoxidharz- Laminaten mit einem quasiisotropen Lagenaufbau und einem Lagenaufbau von Typ [50/40/10] zu charakterisieren. Dabei wurden zwei unterschiedliche Prepreg- Systeme untersucht, die sich in Fasertyp und Matrixharzsystem unterscheiden.

Zunächst wurde im Rahmen einer Parameterstudie für einen Faserverbundwerkstoff mit dem Lagenaufbau vom Typ [50/40/10] der Einfluss des Bohrertyps (Diamantbohrer und Karbidbohrer), die Art des Bohrloch (Durchgangsbohrung bzw. Senkkopfbohrung) sowie der Qualität der Bohrung (gute und schlechte Bohrqualität) untersucht. Das Bohren erfolgte mit und ohne Unterlage, wobei die Bohrungen mit Unterlage als gute Bohrqualität und die Bohrung ohne Unterlage als schlechte Bohrqualität bezeichnet wurde. Basierend auf diesen Ergebnissen wurde unter Verwendung von gut gebohrten Prüfkörpern mit Schraube ein Werkstoffvergleich durchgeführt.

Die im Rahmen der Parameterstudie durchgeführten monotonen Versuche ergaben keinen Einfluss der Bohrqualität und des Bohrertyps auf die Zug- und Druckfestigkeiten. Sehr wohl hat jedoch die Art des Bohrlochs einen Einfluss auf die Festigkeiten. Bei den Zugversuchen wiesen die gebohrten Prüfkörper höhere Festigkeiten auf als die gebohrten Prüfkörper mit Schraube und die Prüfkörper mit Senkkopfbohrung die geringste Festigkeit. Unter Druckbelastung zeigten die Prüfkörper mit Schraube höhere Festigkeitswerte als die Prüfkörper mit Durchgangsbohrung ohne Schraube.

Die Ermüdungsversuche wurden unter druckschwellender Belastung bei 70%, 75% 77,5% und 80% der Druckfestigkeit durchgeführt. Die Open Hole- Prüfkörper und die Prüfkörper mit Senkkopfbohrung liegen auf einem vergleichsweise geringeren Niveau als die Filled Hole gut und schlecht gebohrt- Prüfkörper. Je höher das Belastungsniveau war, desto früher versagten die Probekörper. Durch die Bestimmung des dynamische E- Moduls und des Sekantenmoduls konnte bereits deutlich vor dem Versagen ein Abfall bei allen untersuchten Laminaten festgestellt werden.

Im Rahmen des Werkstoffvergleichs konnten bei einem Lagenaufbau für ein Prepreg- System geringfügig höhere Kennwerte aus den Zug- und Druckversuchen festgestellt werden, was sich jedoch nicht in den Ergebnissen der monotonen Druckversuche an Prüfkörpern mit quasiisotropem Aufbau beobachten ließ. In guter Übereinstimmung mit den monotonen Versuchen, war für einen Werkstoff ein vergleichsweise leicht besseres Ermüdungsverhalten festzustellen. Wie schon im Rahmen der Parameterstudie festgestellt, konnte bereits vor dem Versagen ein Abfall des dynamischen E- Moduls und des Sekantenmoduls erkannt werden.

LITERATUR

Abrão, A.M., Faria, P.E., Campos Rubio, J.C., Reis, P., Paulo Davim, J. (2007). Journal of Materials Processing Technology, **186**, 1.

AITM 1-0007 (2004). Airbus Test Method Fiber Reinforced Plastics. Determination of Plain, Open Hole and Filled Hole Compression Strength.

AITM 1-0008 (2004). Airbus Test Method Fiber Reinforced Plastics. Determination of Plain, Open Hole and Filled Hole Compression Strength.

Altstädt, V. (1993). In Proc. „Hysteresis-Messverfahren“ (G. W. Ehrenstein, Hrsg.), pp. 2.2.1-2.2.14, Lehrstuhl für Kunststofftechnik, Erlangen, D.

ASTM D6742/ D6742M -07 (2008): „Standard Practice for Filled Hole Tension and Compression Testing of Polymer Matrix Composite Laminates“, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, USA.

Belmonte, H.M.S., Manger, C.I.C., Ogin, S.L., Smith, P.A., Lewin, R. (2000). Composites Science and Technology, **61**, 585.

Belmonte, H.M.S., Ogin, S.L., Smith, P.A., Lewin, R. (2004). Composites, **35**, 763.

Beiß, T. (2009). „Vibrationsfügen von duroplastischen Faserverbunden mit abrasiven Schmelzklebstoffen auf Basis von Polyamid 6“, Dissertation, Lehrstuhl für Kunststofftechnik, Technischen Fakultät der Friedrich-Alexander Universität Erlangen-Nürnberg, D.

Budiansky, B.(1983). Micromechanics-comput & Struct .**16**, 3.

Carlson, L., Adams, D.F., Pipes, R.B. (2002). Experimental Characterization of Advanced Composite Materials.

Chen, W. C. (1996). International Journal of Machine Tools and Manufacture. **37**, 1097.

CompositesWorld (2009). „Atkins Nedtech to design composite components for A350 XWB“, verfügbar auf <http://www.compositesworld.com>.

Davim, J. P., Reis, P. (2003). Composite Structures. **59**, 481.

Davim, J. P., Reis, P., Antonio, C.C. (2004). Journal of Materials Processing Technology. **155- 156**, 1828.

Diem, H. (2007): „Tragfähigkeit von Bolzenverbindungen in dickwandigen Faser-verbundstrukturen“, Dissertation, Fakultät für Maschinenwesen, Technische Universität München, D.

Ehrenstein, G. W. (2006). Faserverbundwerkstoffe: Werkstoffe- Verarbeitung- Eigenschaften. Hanser Fachbuchverlag, München, D.

Felber, S. (2004): „Charakterisierung mechanischer Eigenschaften an dreidimensionalen glasfaserverstärkten RTM- Laminaten“, Studienarbeit, Institut für Werkstoffkunde und Prüfung der Kunststoffe, Montanuniversität Leoben, A.

Frulloni, E., Hill, S., Lo Faro, C. (2007). In Proc. SAMPE EUROPE Technical Conference and „Table- Top“ Exhibition, 26 -31, SAMPE EUROPE Conferences (Earth, M.A.,ed.) Madrid, E.

Garland, B.D., Beyerlein, I.J., Schadler, L.S. (2001). Composite Science and Technology. **61**, 2461.

Griffith, Bob (2005). „Boeing sets pace for composite usage in large civil aircraft“, verfügbar auf: <http://www.compositesworld.com>.

Grüber, B., Hufenbach, W., Kroll, L., Lepper, M., Zhou B. (2006). Composites Science and Technology. **67**, 1436.

Hendrix, J. (2005). „Countersink and fastener clearance effects“, verfügbar auf: <http://www.niar.wichita.edu>.

Kitzmüller, W. (2007): „Einfluss unterschiedlicher RTM- Harze und Fasertypen auf das mechanische Eigenschaftsprofil von NCF- Composites“, Diplomarbeit, Institut für Werkstoffkunde und Prüfung der Kunststoffe, Montanuniversität Leoben, A.

Lachaud, F., Piquet, R., Collombet, F., Surcin, L. (2001). Composite Structures. **52**, 511.

Lang, R. (2002): „Skriptum Bruchmechanik der Kunst- und Verbundwerkstoffe“, Auflage Sommersemester 2002, Institut für Werkstoffkunde und Prüfung der

Kunststoffe, Montanuniversität Leoben, A.

Lang, R., Stutz, H., Heym, M., Nissen, D. (1986). Die Angewandte Makromolekulare Chemie, 145/ 146, 267.

Lin, S. C., Chen, I. K., (1996). Wear. **14**, 156.

Lintschinger, M. (2007): „Charakterisierung von RTM-Laminaten unter Druckbelastung“, Diplomarbeit, Institut für Werkstoffkunde und Prüfung der Kunststoffe, Montanuniversität Leoben, A.

Mao, H., Mahadevan, S. (2002). Composite Structures, **58**, 405.

Marsh, G., (2004). Reinforced Plastics. **48**, 22.

MBBN624 (2005). Fertigungsmittel: Bohrsenker mit Zylinderschaft für Passniete.

McMullen, P., (1984). Composites. **15**, 222.

Michaeli, W., Wegener, M. (1998). Einführung in die Technologie der Faserverbundwerkstoffe. Hanser Fachbuchverlag, München, D.

MIL- HDBK- 17- 1E (2002). US Army Research Laboratory, Department of Defense, Composites Materials Handbook Vol. 2, Polymer Matrix Composites, Material properties.

MIL- HDBK- 17- 1E (2002). US Army Research Laboratory, Department of Defense, Composites Materials Handbook Vol. 3, Polymer Matrix Composites, Material Usage, Design and Analysis.

Miller, A.G., Lovell, D.T., Seferis, J.C. (1994). Composite Structures. **27**, 193.

Netcomposites (2005). „Airbus Unveil the A380 to the World“, verfügbar auf: <http://www.netcomposites.com>.

Painold, M. (2004): „Basischarakterisierung und Untersuchung des Ermüdungsverhaltens Karbonfaserverstärkter RTM- Lamine“, Diplomarbeit, Institut für Werkstoffkunde und Prüfung der Kunststoffe, Montanuniversität Leoben, A.

Pilling, J. (2006). Composite Materials Design, verfügbar auf: <http://www.mse.mtu>.

Pinell, M. F. (1996). Composites Science and Technology. **56**, 1405.

Pinter, G., Wolfahrt, M., Kuntz, J. (2009). In Proc: SAMPE EUROPE 30th., International SAMPE Europe Conference and Forum, 183-188, SAMPE EUROPE Conferences Mark A. Earth, Paris, F.

Piquet, R., Ferret, F., Lachaud, F., Swider, P. (2000). Composites Part A: Applied Science and Manufacturing. **31**, 1.

Portanavo, M. A., Masters, J. E. (1996). „Standards Methods for Filled Hole Tension Testing of Textile Composites“, Lockheed Martin Engineering and Science Company, Hampton, Virginia, USA, verfügbar auf: <http://portal.acm.org>.

Sawicki, A. J., Minguet, P. J. (1999). Journal of Reinforced plastics and Composites. **18**, 1708.

Schulte, K. (1992). Faserverbundwerkstoffe mit Polymermatrix- Aufbau und mechanische Eigenschaften, Forschungsbericht, Institut für Werkstoffforschung, DLR, Köln, D.

Schürmann, H. (2004). „Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden“, 2. Aufl., VDI-Buch, Springer, Berlin.

SSAB Öxelösund (2006). „Machining“, SSAB Öxelösund, SE- 61380 Oxelösund, Sweden, verfügbar auf: <http://www.aemach.com>.

Soutis, C, Smith, F.C., Matthews F.L. (2000). Composites Part A: Applied Science and Manufacturing. **31**, 531.

Talreja, R. (2001). In "Polymer Matrix Composites" (Talreja, R., Manson, J.-A. E., Kelly, A. und Zweben, C., Hrsg.), Elsevier Science Ltd., Oxford, GB.

Thoppul, S. D., Finegan, J., Gibson, R. F. (2008). Mechanics of mechanically fastened joints in polymer- matrix composites structures- A review, Composites Science and Technology. **69**, 301.

Treasurer, P. J. (2006): "Characterization and Analysis of Damage Progression in Non Traditional Composite Laminates with Circular Holes". Masterarbeit, Georgia Institute of Technology, Georgia, USA.

Woerndle und Mitarbeiter des Institutes für Konstruieren in Kunst- und Verbund

werkstoffen (2002): „Skriptum Verbundwerkstoffe“, Auflage WS 02/03, Institut Konstruieren in Kunst- und Verbundwerkstoffe, Montanuniversität Leoben, A.

Yan, U. M., Sun, H. T., Wei, W. D., Chang, F. K. (1998). Response and Failure of Composite plates with a bolt filled hole, Interim Report, Federal Aviation Administration, Washington D.C, USA.

Yan, Y., Wen, W. - D., Chang, F. - K., Shypryprykevich P. (1999). Composites Part A: Applied Science and Manufacturing. **30**, 1215.

Zahnt, B.A. (2003): „Ermüdungsverhalten von glasfaserverstärkten Kunststoffen – Charakterisierungsmethoden, Werkstoffgesetze und Struktureigenschaftsbezeichnungen“. Dissertation, Institut für Werkstoffkunde und Prüfung der Kunststoffe Montanuniversität, Leoben, A.

Anhang

A: Tabellarische Zusammenstellung der Zug- und Druckfestigkeiten

Falls nicht anders angegeben, beziehen sich die in den Ergebnistabellen angegebenen Daten auf die Prüfkörper die mit einem Diamantbohrer gebohrt wurden.

Tabelle A.1: Ergebnisse der Druckversuche für Filled Hole gut gebohrte Prüfkörper für das Epoxidharz- Kohlenstofffaserprepreg M21E mit dem Lagenaufbau 50/40/10.

Prüfkörper	Breite B [mm]	Dicke D [mm]	Druckfestigkeit $\sigma_{D,B}$ [MPa]
1	32,05	5,17	552,3
2	32,05	5,17	582,5
3	32,02	5,19	551,1
4	32,03	5,17	582,8
5	32,07	5,18	577,2

Tabelle A.2: Ergebnisse der Druckversuche für Filled Hole schlecht gebohrte Prüfkörper für das Epoxidharz- Kohlenstofffaserprepreg M21E mit dem Lagenaufbau 50/40/10.

Prüfkörper	Breite B [mm]	Dicke D [mm]	Druckfestigkeit $\sigma_{D,B}$ [MPa]
1	32,20	5,21	522,8
2	32,09	5,24	542,9
3	32,11	5,22	550,6
4	32,13	5,22	512,8
5	32,15	5,22	548,8

Tabelle A.3: Ergebnisse der Druckversuche für Open Hole gut gebohrte Prüfkörper für das Epoxidharz- Kohlenstofffaserprepreg M21E mit dem Lagenaufbau 50/40/10.

Prüfkörper	Breite B [mm]	Dicke D [mm]	Druckfestigkeit $\sigma_{D,B}$ [MPa]
1	31,98	5,24	423,0
2	32,04	5,24	512,7
3	32,05	5,17	453,1
4	32,05	5,19	509,2
5	32,04	5,18	506,2

Tabelle A.4: Ergebnisse der Druckversuche für Open Hole schlecht gebohrte Prüfkörper für das Epoxidharz- Kohlenstofffaserprepreg M21E mit dem Lagenaufbau 50/40/10.

Prüfkörper	Breite B [mm]	Dicke D [mm]	Druckfestigkeit $\sigma_{D,B}$ [MPa]
1	32,14	5,24	461,9
2	32,07	5,22	491,0
3	32,01	5,22	546,4
4	31,97	5,20	505,4
5	31,94	5,18	541,0

Tabelle A.5: Ergebnisse der Druckversuche für Prüfkörper mit Senkkopfbohrung für das Epoxidharz- Kohlenstofffaserprepreg M21E mit dem Lagenaufbau 50/40/10.

Prüfkörper	Breite B [mm]	Dicke D [mm]	Druckfestigkeit $\sigma_{D,B}$ [MPa]
1	32,03	5,21	528,4
2	32,03	5,18	492,0
3	32,00	5,20	469,2
4	32,04	5,21	463,4
5	32,05	5,19	476,6

Tabelle A.6: Ergebnisse der Druckversuche für Filled Hole gut gebohrte K30F Prüfkörper für das Epoxidharz- Kohlenstofffaserprepreg M21E mit dem Lagenaufbau 50/40/10.

Prüfkörper	Breite B [mm]	Dicke D [mm]	Druckfestigkeit $\sigma_{D,B}$ [MPa]
1	32,02	5,16	573,26
2	32,04	5,18	552,6
3	32,07	5,19	577,3
4	32,07	5,20	570,2
5	32,04	5,21	567,4

Tabelle A.7: Ergebnisse der Druckversuche für Filled Hole Prüfkörper für Epoxidharz- Kohlenstofffaserprepreg das M21E mit quasiisotropen Lagenaufbau.

Prüfkörper	Breite B [mm]	Dicke D [mm]	Druckfestigkeit $\sigma_{D,B}$ [MPa]
1	32,14	4,13	432,9
2	32,15	4,15	409,3
3	32,09	4,18	397,8
4	32,02	4,19	392,1

Tabelle A.8: Ergebnisse der Druckversuche für Filled Hole Plain Compression Prüfkörper für das Epoxidharz- Kohlenstofffaserprepreg M21E mit quasiisotropen Lagenaufbau.

Prüfkörper	Breite B [mm]	Dicke D [mm]	Druckfestigkeit $\sigma_{D,B}$ [MPa]
1	32,07	4,19	597,7
2	32,02	4,18	579,3
3	32,04	4,19	563,0
4	32,03	4,19	604,2
5	32,02	4,17	546,8

Tabelle A.9: Ergebnisse der Druckversuche Filled Hole Prüfkörper für das Epoxidharz- Kohlenstofffaserprepreg 977-2 mit dem Lagenaufbau 50/40/10.

Prüfkörper	Breite B [mm]	Dicke D [mm]	Druckfestigkeit $\sigma_{D,B}$ [MPa]
1	32,03	5,34	533,3
2	31,97	5,34	567,5
3	32,07	5,33	517,5
4	32,03	5,35	557,0
5	32,05	5,36	566,7

Tabelle A.10: Ergebnisse der Druckversuche für Filled Hole Prüfkörper für das Epoxidharz- Kohlenstofffaserprepreg 977-2 mit quasiisotropen Lagenaufbau.

Prüfkörper	Breite B [mm]	Dicke D [mm]	Druckfestigkeit $\sigma_{D,B}$ [MPa]
1	31,96	4,27	422,6
2	32,00	4,26	412,7
3	32,03	4,29	422,5
4	32,16	4,17	439,0
5	32,06	4,28	411,0

Tabelle A.11: Ergebnisse der Zugversuche für Filled Hole gut gebohrte Prüfkörper für das Epoxidharz- Kohlenstofffaserprepreg M21E mit dem Lagenaufbau 50/40/10.

Prüfkörper	Breite B [mm]	Dicke D [mm]	Druckfestigkeit $\sigma_{D,B}$ [MPa]
1	31,90	5,20	977,7
2	32,10	5,20	878,1
3	32,30	5,20	980,5
4	31,80	5,20	938,5

Tabelle A.12: Ergebnisse der Zugversuche für Filled Hole schlecht gebohrte Prüfkörper für das Epoxidharz- Kohlenstoffaserepreg M21E mit dem Lagenaufbau 50/40/10.

Prüfkörper	Breite B [mm]	Dicke D [mm]	Druckfestigkeit $\sigma_{D,B}$ [MPa]
1	32,12	5,14	946,3
2	32,11	5,19	978,3
3	32,08	5,17	896,1
4	31,96	5,22	963,9
5	32,05	5,16	950,5

Tabelle A.13: Ergebnisse der Zugversuche für Open Hole gut gebohrte Prüfkörper für das Epoxidharz- Kohlenstoffaserepreg M21E mit dem Lagenaufbau 50/40/10.

Prüfkörper	Breite B [mm]	Dicke D [mm]	Druckfestigkeit $\sigma_{D,B}$ [MPa]
1	32,00	5,30	1055,9
2	332,00	5,30	992,5
3	32,00	5,30	1004,2
4	32,20	5,30	1057,9
5	32,20	5,20	1077,3

Tabelle A.14: Ergebnisse der Zugversuche für Open Hole schlecht gebohrte Prüfkörper für das Epoxidharz- Kohlenstoffaserepreg M21E mit dem Lagenaufbau 50/40/10.

Prüfkörper	Breite B [mm]	Dicke D [mm]	Druckfestigkeit $\sigma_{D,B}$ [MPa]
1	32,20	5,20	995,1
2	32,20	5,30	998,2
3	32,10	5,30	1005,6
4	32,30	5,20	993,9
5	32,10	5,30	1001,8

Tabelle A.15: Ergebnisse der Zugversuche für Prüfkörper mit Senkkopfbohrung für das Epoxidharz- Kohlenstoffaserepreg M21E mit dem Lagenaufbau 50/40/10.

Prüfkörper	Breite B [mm]	Dicke D [mm]	Druckfestigkeit $\sigma_{D,B}$ [MPa]
1	32,02	5,25	0
2	32,06	5,17	965,2
3	32,03	5,20	937,4
4	32,03	5,21	869,7
5	32,08	5,21	928,4

Tabelle A.16: Ergebnisse der Zugversuche für Filled Hole gut gebohrt K30F Prüfkörper für das Epoxidharz- Kohlenstofffaserprepreg M21E mit dem Lagenaufbau 50/40/10.

Prüfkörper	Breite B [mm]	Dicke D [mm]	Druckfestigkeit $\sigma_{D,B}$ [MPa]
1	Messungen konnten aufgrund von Aufleimerversagen nicht durchgeführt werden		
2			
3			
4			
5			

Tabelle A.17: Ergebnisse der Zugversuche für Filled Hole Prüfkörper für das Epoxidharz- Kohlenstofffaserprepreg M21E mit quasiisotropen Lagenaufbau.

Prüfkörper	Breite B [mm]	Dicke D [mm]	Druckfestigkeit $\sigma_{D,B}$ [MPa]
1	32,00	4,21	550,0
2	31,99	4,19	549,5
3	32,05	4,18	533,0
4	32,11	4,16	526,4
5	32,06	4,17	544,3

Tabelle A.18: Ergebnisse der Zugversuche für Filled Hole Plain Tensile Prüfkörper für das Epoxidharz- Kohlenstofffaserprepreg M21E mit quasiisotropen Lagenaufbau.

Prüfkörper	Breite B [mm]	Dicke D [mm]	Druckfestigkeit $\sigma_{D,B}$ [MPa]
1	32,00	4,21	773,5
2	31,99	4,19	768,2
3	32,05	4,18	771,3
4	32,11	4,16	773,5
5	32,06	4,17	774,4

Tabelle A.19: Ergebnisse der Zugversuche für Filled Hole Prüfkörper für das Epoxidharz- Kohlenstofffaserprepreg 977-2 mit dem Lagenaufbau 50/40/10.

Prüfkörper	Breite B [mm]	Dicke D [mm]	Druckfestigkeit $\sigma_{D,B}$ [MPa]
1	32,05	5,28	769,5
2	32,01	5,28	757,8
3	32,02	5,26	789,7
4	32,02	5,32	821,2
5	32,02	5,25	775,0

Tabelle A.20: Ergebnisse der Zugversuche für Filled Hole Prüfkörper für das Epoxidharz- Kohlenstofffaserprepreg 977-2 mit quasiisotropen Lagenaufbau.

Prüfkörper	Breite B [mm]	Dicke D [mm]	Druckfestigkeit $\sigma_{D,B}$ [MPa]
1	32,03	4,25	449,6
2	32,01	4,27	449,1
3	32,02	4,26	437,3
4	32,02	4,3	439,7
5	32,03	4,26	428,3

B: Dynamischer E- Modul und Sekantenmodul für die Einzelmessungen

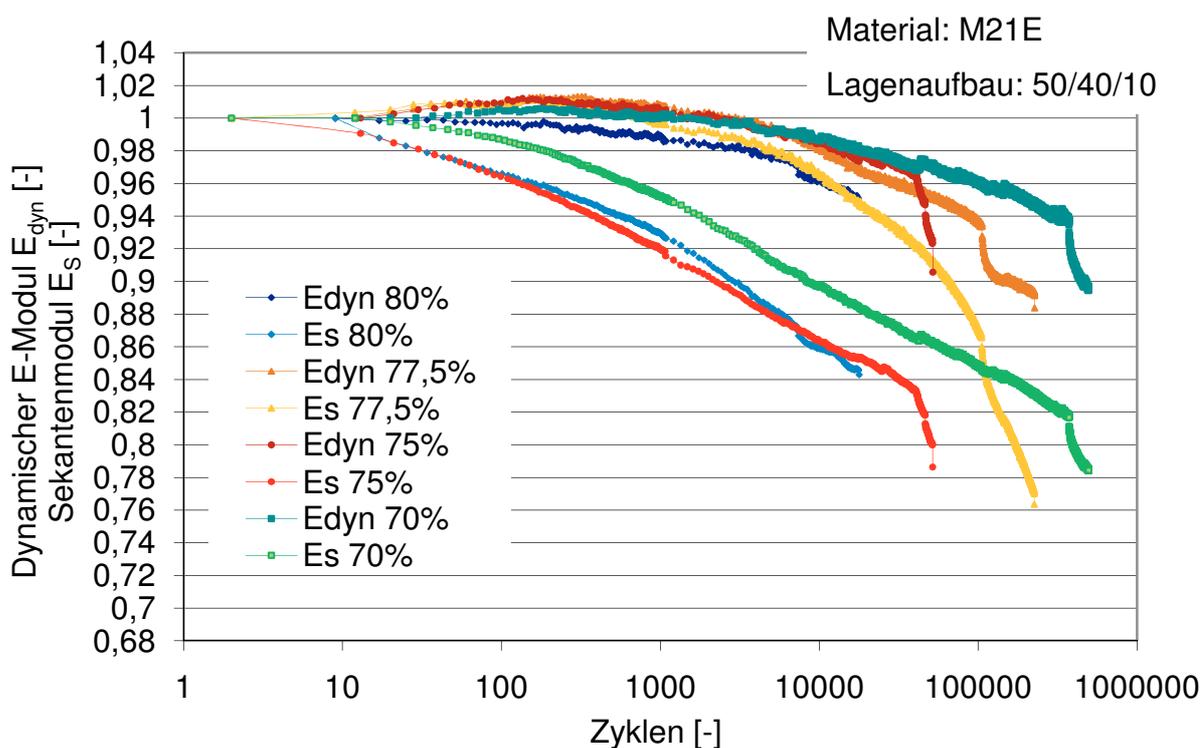


Abb. A.2: Dynamischer E-Modul und Sekantenmodul in Abhängigkeit der Zyklenzahl für FH gut gebohrt Prüfkörper bei 80%, 77,5%, 75% und 70% der Druckfestigkeit für das Material M21E mit dem Lagenaufbau 50/40/10.

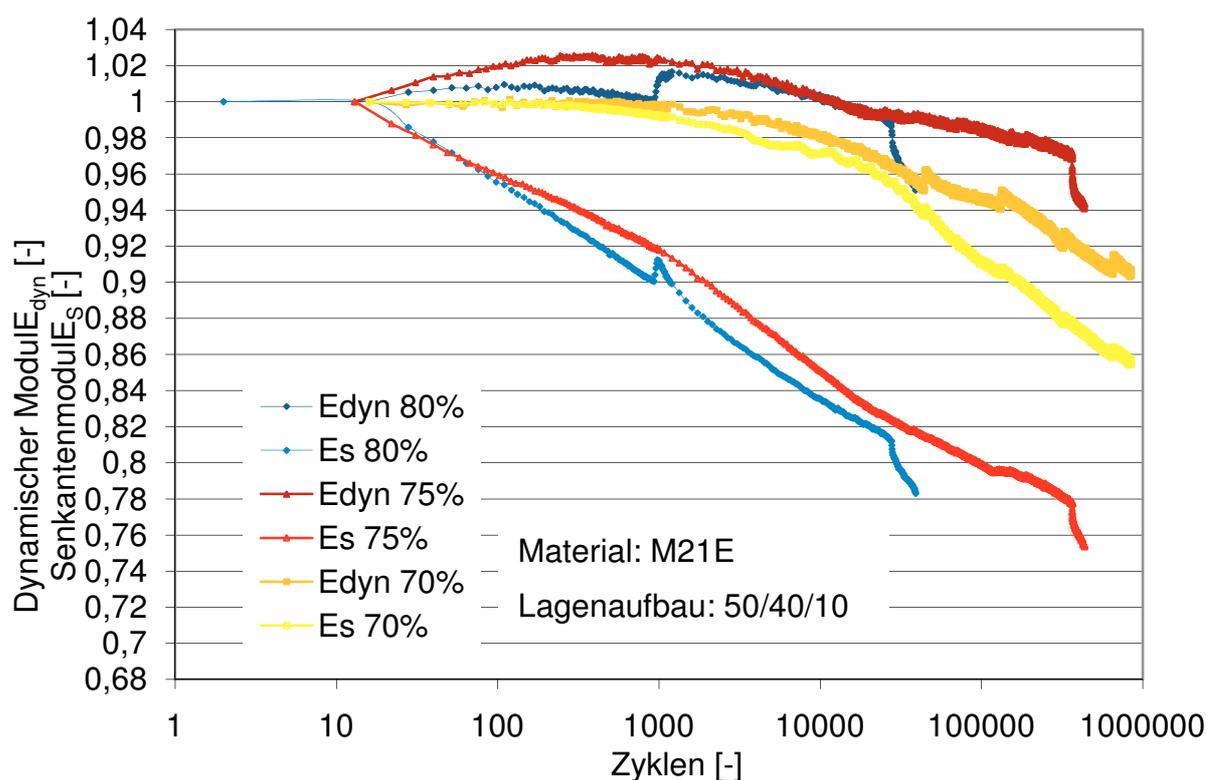


Abb. A.3: Dynamischer E-Modul und Sekantenmodul in Abhängigkeit der Zyklenzahl für FH schlecht gebohrt Prüfkörper bei 80%, 75% und 70% der Druckfestigkeit für das Material M21E mit dem Lagenaufbau 50/40/10.

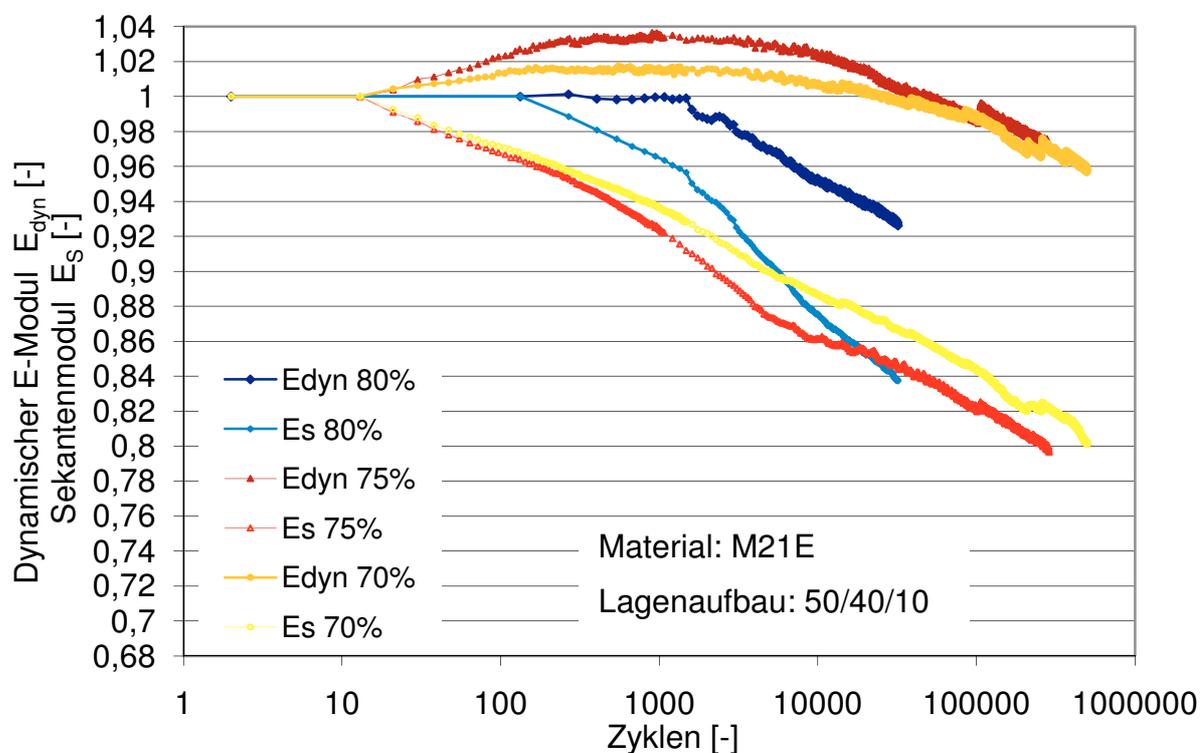


Abb. A.4: Dynamischer E-Modul und Sekantenmodul in Abhängigkeit der Zyklenzahl für OH gut gebohrt Prüfkörper bei 80%, 75% und 70% der Druckfestigkeit für das Material M21E mit dem Lagenaufbau 50/40/10.

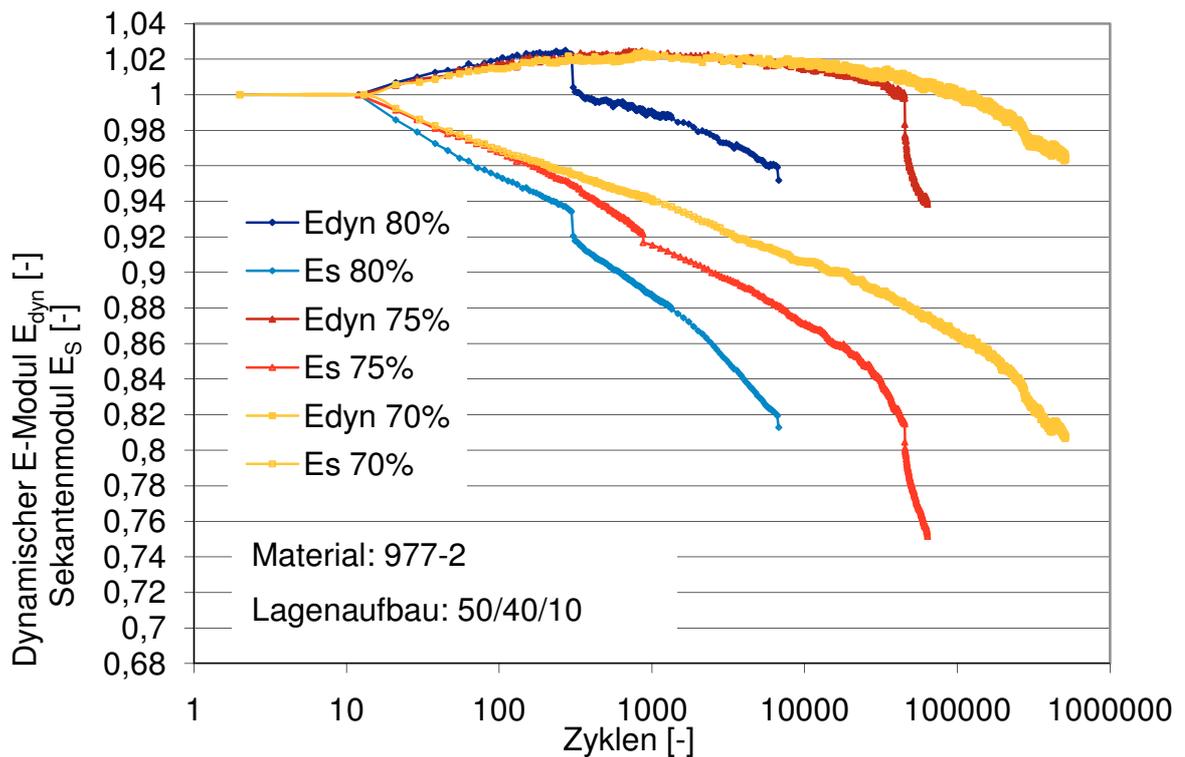


Abb. A.5: Dynamischer E-Modul und Sekantenmodul in Abhängigkeit der Zyklenzahl für FH gut gebohrt Prüfkörper bei 80%, 75% und 70% der Druckfestigkeit für das Material 977-2 mit dem Lagenaufbau 50/40/10.

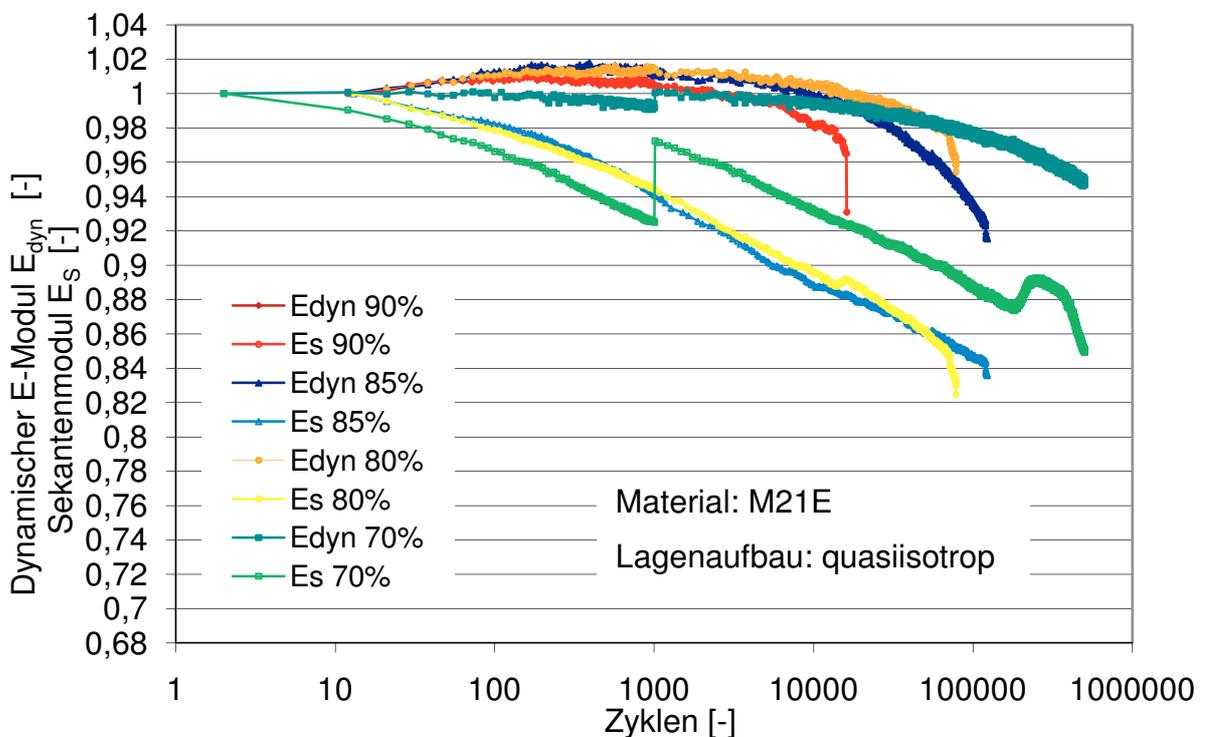


Abb. A.6: Dynamischer E-Modul und Sekantenmodul in Abhängigkeit der Zyklenzahl für Filled Hole- (FH) Prüfkörper bei 90%, 80%, 75% und 70% der Druckfestigkeit für das Material M21E mit quasiisotropen Lagenaufbau.

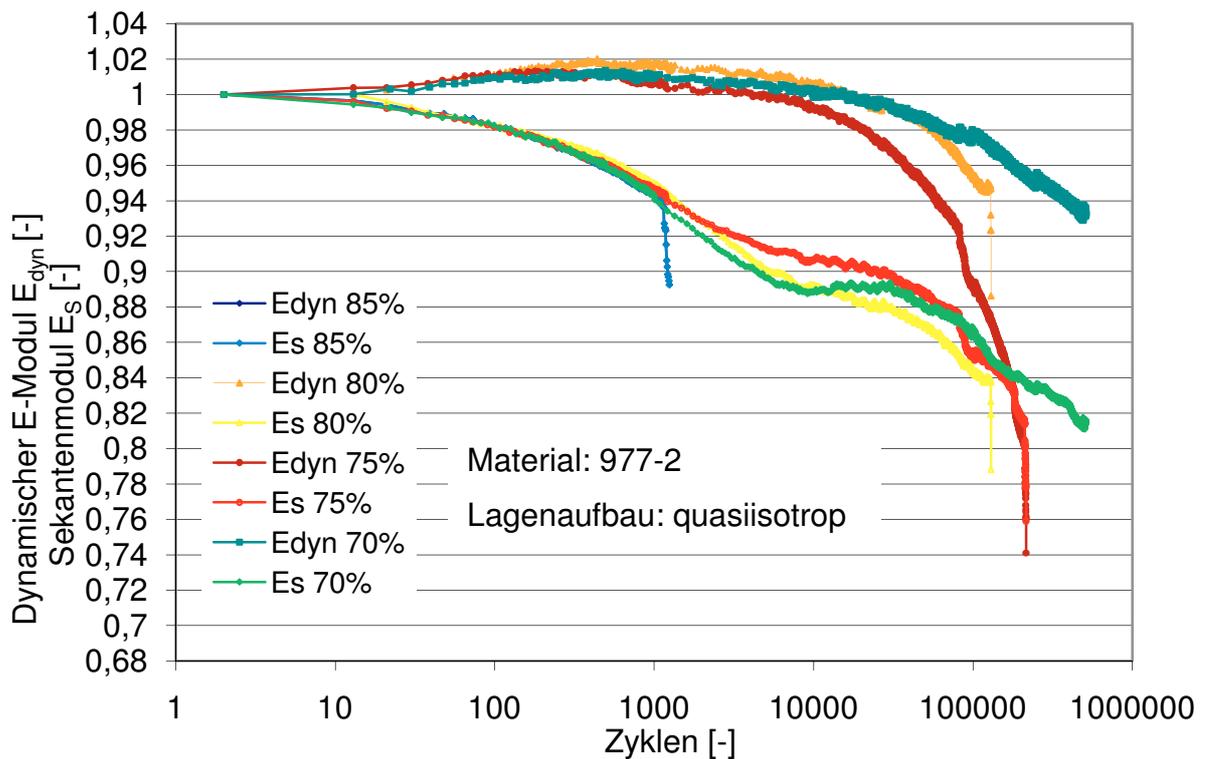


Abb. A.7: Dynamischer E-Modul und Sekantenmodul in Abhängigkeit der Zyklenzahl für Filled Hole (FH)- Prüfkörper bei 85%, 80%, 75% und 70% der Druckfestigkeit für das Material 977-2 mit quasiisotropen Lagenaufbau.

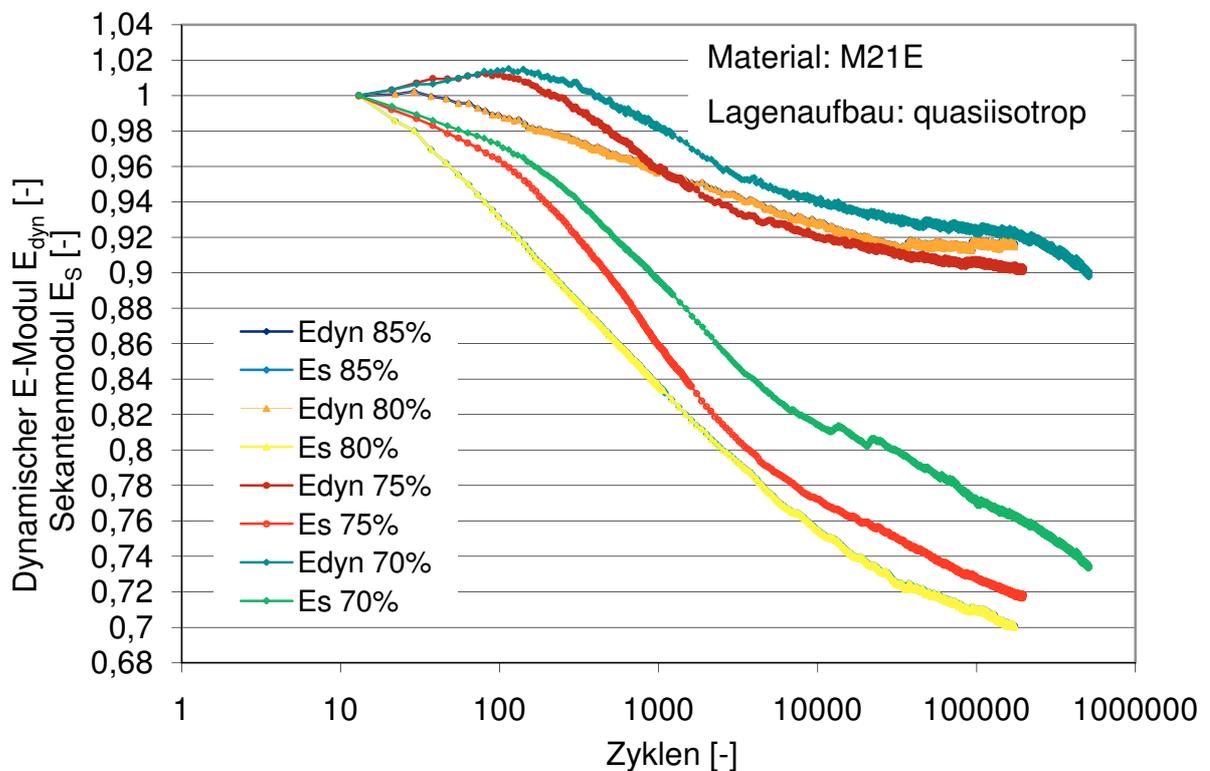


Abb. A.8: Dynamischer E-Modul und Sekantenmodul in Abhängigkeit der Zyklenzahl für Plain (P)- Prüfkörper bei 85%, 80%, 75% und 70% der Druckfestigkeit für das Material M21E mit quasiisotropen Lagenaufbau.