

Christoph Gradwohl

Experimentelle Charakterisierung und Finite Elemente Simulation des Delaminiervorgangs von Faserverbundkunststoffen

Diplomarbeit

zur Erlangung des akademischen Grades eines Diplomingenieurs

Technische Universität Graz

Fakultät für Maschinenbau und Wirtschaftswissenschaften

Studienrichtung: Wirtschaftsingenieurwesen-Maschinenbau

Betreuendes Unternehmen: Kompetenzzentrum - Das virtuelle Fahrzeug

Forschungsgesellschaft mbH

Betreuendes Institut: Institut für Fahrzeugsicherheit

Beurteiler: Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Hermann Steffan

Betreuer Unternehmen: Dipl.-Ing. (FH) Robert Szlosarek

Betreuer Institut: Dipl.-Ing Dr.techn. Gregor Gstrein

Graz, April 2013

Statutory Declaration

I declare that I have authored this thesis independently, that I have not used other than the declared sources/resources, and that I have explicitly marked all material which has been quoted either literally or by content from the used sources.

Graz, _____
Date Signature

Eidesstattliche Erklärung¹

Ich erkläre an Eides statt, dass ich die vorliegende Arbeit selbstständig verfasst, andere als die angegebenen Quellen/Hilfsmittel nicht benutzt, und die den benutzten Quellen wörtlich und inhaltlich entnommene Stellen als solche kenntlich gemacht habe.

Graz, am _____
Datum Unterschrift

¹Beschluss der Curricula-Kommission für Bachelor-, Master- und Diplomstudien vom 10.11.2008; Genehmigung des Senates am 1.12.2008

Danksagung

Zuallererst möchte ich mich beim Kompetenzzentrum – Das virtuelle Fahrzeug Forschungsgesellschaft mbH (ViF) und dem Institut für Fahrzeugsicherheit (VSI) der Technischen Universität Graz bedanken, da durch deren Zusammenarbeit die Entstehung dieser Diplomarbeit überhaupt erst möglich wurde. Ich danke hier Herrn Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Hermann Steffan, Institutsleiter des VSI, für die freundliche Betreuung und Begutachtung meiner Diplomarbeit. Besonderer Dank gilt an dieser Stelle meinem Betreuer am ViF, Herrn Dipl.-Ing. (FH) Robert Szlosarek, und meinem Betreuer vom VSI, Herrn Dipl.-Ing. Dr.techn. Gregor Gstrein. Des Weiteren möchte ich mich allgemein bei der Area D des ViF und im Speziellen bei der Gruppe Composite Materials & Lightweight Structures und bei Herrn Dipl.-Ing. Dr. mont. Thomas Karall sowohl für die freundliche Aufnahme als auch für die fachlich kompetente Unterstützung bedanken.

Danken möchte ich auch der Fachhochschule Joanneum Graz, welche mir die Herstellung einer Prüfplatte und entsprechender Prüflinge ermöglichte. Hier ist Frau Dipl.-Ing. (FH) Eva Windbacher–Schwager hervorzuheben, die mir dabei mit ihrem Fachwissen und ihrer Erfahrung zur Seite stand. Weiters bedanke ich mich beim Lehrstuhl für Konstruieren in Kunst– und Verbundwerkstoffe der Montanuniversität Leoben für die Möglichkeit der Durchführung meiner Zugversuche und dem Institut für Werkstoffkunde und Schweißtechnik der Technischen Universität Graz für die Erstellung von Schlifffbildern.

Schließlich danke ich meinen Eltern dafür, dass sie mir dieses Studium ermöglicht und mich in dieser Zeit in jeder Hinsicht unterstützt haben.

Kurzfassung

Aufgrund ihres großen Leichtbau- und Energieaufnahmepotentials gewinnen Faserverbundkunststoffe (FVK) in sämtlichen Bereichen der Mobilität zunehmend an Bedeutung. Die hohen Steifigkeiten und Festigkeiten des Materials ergeben sich dabei in erster Linie durch die verstärkende Wirkung der Fasern, die in Hochleistungsverbundwerkstoffen in Form von Endlosfasern vorliegen. Diese Verbunde sind durch einen schichtweisen Aufbau gekennzeichnet. Durch äußere Belastungen kann es, neben Faser- und Zwischenfaserbrüchen, zu Trennungen einzelner Schichten kommen, den sogenannten Delaminationen. Zur Abbildung von Delaminationen werden in der Finite Elemente Simulation Kohäsivzonenmodelle verwendet. Zielsetzung dieser Arbeit ist es die Materialparameter des im Crashesolver PAMCrash 2012 vorhandenen Kohäsivzonenmodells von Pickett experimentell zu ermitteln und deren Anwendbarkeit in der Simulation zu überprüfen.

Nach einer theoretischen Aufbereitung des Themas wird, zur Bereitstellung der für die Versuche erforderlichen Prüflinge, eine kohlefaserverstärkte Prüfplatte in unidirektionaler Ausrichtung handlaminiert. Zur Ermittlung der Materialparameter werden, unter der Annahme der transversalen Isotropie, Zugversuche, Biegeversuche und Delaminationsversuche an den Prüflingen durchgeführt. Als Delaminationsversuch für Mode I wird der genormte Double Cantilever Beam (DCB) Versuch gewählt, für Mode II dient der 4 Point Bend End Notched Flexure (4ENF) Delaminationsversuch.

Im Zuge der Finite Elemente Simulation werden verschiedene Modellierungsansätze bei unterschiedlichen Netzgrößen untersucht. Die Ergebnisse der Simulation zeigen, dass mit den experimentell ermittelten Parametern und einer feinen Vernetzung, das Delaminationsverhalten von FVK mittels Kohäsivzonenmodellen sehr gut abgebildet werden kann.

Abstract

Due to their large lightweight and energy absorption potential, Fibre Reinforced Plastics (FRP) are increasingly gaining in importance in all areas of mobility. The high stiffness and strength of the material primarily results from the reinforcing effects of the fibres, which in high performance composites mainly occur in the shape of continuous fibres. These composites are characterized by a layered buildup. External loadings can, apart from fibre fracture and inter-fibre fracture, lead to a separation of the individual layers, the so-called delamination. In Finite Element Simulations Cohesive Zone Models are used to model delaminations. The aim of this diploma thesis is to determine the material parameters for the Cohesive Zone Model by Pickett in Crashesolver PAMCrash 2012 experimentally and to analyze their applicability in the simulation.

After a theoretical study of the subject, a carbon fibre reinforced test plate with unidirectional layers is laminated by hand lay-up in order to provide the necessary specimens for tests. Under the assumption of transversal isotropy, tensile, bending and delamination tests are performed to determine the material parameters. For Mode I the standardized Double Cantilever Beam (DCB) delamination test is used, for Mode II the 4 Point Bend End Notched Flexure (4ENF) delamination test.

Within the Finite Element Simulation modeling approaches with various mesh sizes are examined. The results show, that the simulations with the experimentally determined material parameters match very well with the tests, if fine meshes are used.

Inhaltsverzeichnis

Abbildungsverzeichnis	xv
Tabellenverzeichnis	xvi
Abkürzungsverzeichnis	xvii
Verwendete Symbole	xix
1. Einleitung	1
2. Theoretische Hintergründe	3
2.1. Faserverbundwerkstoffe	3
2.1.1. Laminatschicht und Laminat	5
2.1.2. Eigenschaften der unidirektionalen Einzelschicht	6
2.1.3. Eigenschaften des Mehrschichtverbundes	11
2.2. Bruchgeschehen in Faserverbunden	15
2.2.1. Bruchmechanische Hintergründe	15
2.2.2. Zwischenfaser- und Faserbrüche	18
2.2.3. Delaminationen von Faserverbunden	19
2.2.4. Versuche zur Bestimmung der interlaminaren Bruchzähigkeit G_C	21
2.3. Simulation von Delaminationen	28
2.3.1. Kohäsivzonenmodelle	29
2.3.2. Simulation von Delaminationen in PAMCrash	31
3. Experimentelle Parameteridentifikation	37
3.1. Auswahl der Versuche	37
3.2. Herstellung der Prüfplatte	39
3.2.1. Auswahl des Faserhalbzeugs und der Matrix	39

Inhaltsverzeichnis

3.2.2.	Vorabschätzung der Prüfplattendicke	41
3.2.3.	Handlaminieren der Prüfplatte	42
3.3.	Herstellung der Prüflinge	47
3.3.1.	Dimensionierung der Prüflinge	47
3.3.2.	Ausschneiden der Prüflinge	49
3.3.3.	Vorbereitung der Prüflinge	52
3.4.	Zugversuche	55
3.4.1.	Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung	55
3.4.2.	Versuchsauswertung Zugversuch 90° zur Faser	56
3.4.3.	Ergebnisse und Diskussion Zugversuch 90° zur Faser	57
3.4.4.	Versuchsauswertung Zugversuch 45° zur Faser	59
3.4.5.	Ergebnisse und Diskussion Zugversuch 45° zur Faser	60
3.5.	3–Punkt–Biegeversuch mit kurzem Balken	61
3.5.1.	Versuchsaufbau 3–Punkt–Biegeversuch	61
3.5.2.	Versuchsdurchführung 3–Punkt–Biegeversuch	62
3.5.3.	Versuchsauswertung 3–Punkt–Biegeversuch	63
3.5.4.	Ergebnisse und Diskussion 3–Punkt–Biegeversuch	63
3.6.	Mode I Delaminationsversuch	65
3.6.1.	Versuchsaufbau Mode I	66
3.6.2.	Versuchsdurchführung Mode I	66
3.6.3.	Versuchsauswertung Mode I	67
3.6.4.	Ergebnisse und Diskussion Mode I	75
3.7.	Mode II Delaminationsversuche	78
3.7.1.	Versuchsaufbau Mode II	78
3.7.2.	Versuchsdurchführung und Versuchsauswertung Mode II	80
3.7.3.	Ergebnisse und Diskussion Mode II	81
4.	Simulation	85
4.1.	Simulation des Zugversuchs 90° zur Faser	87
4.2.	Simulation des Zugversuchs 45° zur Faser	89
4.3.	Simulation des 3–Punkt–Biegeversuchs mit kurzem Balken	91
4.4.	Simulation des Mode I Delaminationsversuchs	93
4.4.1.	Vergleich Solid– mit Stacked–Shell–Ansatz	96
4.4.2.	Einfluss der Netzgröße	97

Inhaltsverzeichnis

4.5. Simulation des Mode II Delaminationsversuchs	100
4.5.1. Vergleich Solid– mit Stacked–Shell–Ansatz	101
4.5.2. Einfluss der Netzgröße	102
5. Zusammenfassung und Ausblick	104
Literaturverzeichnis	107
Anhang	113
A. Versuchsprotokoll Zugversuch 90° zur Faser	114
B. Versuchsprotokoll Zugversuch 45° zur Faser	117
C. Versuchsprotokoll 3–Punkt–Biegeversuch mit kurzem Balken	121
D. Versuchsprotokoll Mode I DCB–Versuch	124
E. Versuchsprotokoll Mode II 4ENF–Versuch	140
E.1. Versuche mit d=60 mm	140
E.2. Versuche mit d=80 mm	146

Abbildungsverzeichnis

2.1. Laminatschicht mit Materialachsen	5
2.2. Multidirektionales Laminat mit Referenzkoordinatensystem	6
2.3. Veränderung der elastischen Kenngrößen einer unidirektionaler GFK-Schicht mit dem Faservolumenanteil	7
2.4. Hexagonale und quadratische Packung	8
2.5. Drei orthogonale Symmetrieebenen bei orthotropen Materialien	8
2.6. Verallgemeinerte Hook'sche Gesetz für einen orthotropen Körper	10
2.7. Transversale Isotropie der UD-Schicht	11
2.8. Prinzipielle Vorgehensweise der Klassischen Laminattheorie	12
2.9. Polardiagramm UD-Laminat	14
2.10. Polardiagramm Kreuzverbund	14
2.11. Polardiagramm Quasiisotropes Laminat	14
2.12. Belastung eines Körpers mit der Breite B und der Risslänge a	16
2.13. Kraft-Weg-Kurven in der LEBM	16
2.14. Schematische Darstellung eines Zwischenfaserbruchs	19
2.15. Schematische Darstellung eines Faserbruchs	19
2.16. Begünstigte Konfigurationen für Delaminationen	20
2.17. Schematische Darstellung der Bruchmoden	21
2.18. Einfluss der Matrixzähigkeit auf die interlaminare Bruchzähigkeit G_{IC} von UD-Laminaten	21
2.19. DCB-Prüfling mit Lasteinleitungsblöcken oder Klavierbandscharnieren	23
2.20. Schematische Darstellung der unterschiedlichen Mode II Prüflinge	24
2.21. Prinzipdarstellung des 4ENF-Versuchaufbaus	26
2.22. Mode III ECT-Prüfling	27
2.23. Mixed Mode FRMM-Versuch	28
2.24. Mixed Mode MMB-Versuch	28

Abbildungsverzeichnis

2.25. Kohäsivgesetze	29
2.26. Spannungs–Separationskurven der Kohäsivelemente mit bilinearen Verläufen in Mode I und Mode II (III)	31
2.27. Deformation des TIED–Elements	33
2.28. Spannungs–Separationsgesetz des Pickett–Models für reine Mode I Belastung	34
2.29. Kurvendefinition des Energielimits G_{cont}	35
2.30. Kurvendefinition des Energielimits für Beginn und Ende der Schädigung	36
3.1. Kohlegelege UHM 250 g/m ² mit Haftfadengitter	41
3.2. Schematische Darstellung des Handlaminierverfahrens mit Vakuumhärtung	42
3.3. Abschneiden der Gelegeabschnitte	43
3.4. Aufbringen und Verteilung des Harzes	44
3.5. Einlegen der Trennfolien	45
3.6. Vakuum–Membran–Presse (ohne Haube)	46
3.7. Ausgehärtete Prüfplatte	46
3.8. Abmessungen der Prüfplatte	47
3.9. Position und Bezeichnung der Prüflinge auf der Prüfplatte	50
3.10. Abrasives Wasserstrahlschneiden der Prüflinge	51
3.11. Ausgeschnittene Rohprüflinge	51
3.12. Zusammendrücken von Aufleimern und Zugprüflingen durch den Vakuumsack	53
3.13. Fixierung der Aluminiumblöcke bei der Klebung	54
3.14. Mode I Prüfling mit Aluminiumblöcken, weißer Seitenfläche und Millimeter–Skala	54
3.15. Mode II Prüfling mit weißer Seitenfläche und Millimeter–Skala	55
3.16. Messung der Verlängerung bei den Zugprüflingen mittels eines handangeklemmten Extensometers	56
3.17. Spannungs–Dehnungs–Diagramm der Zugprüflinge 90° zur Faser	58
3.18. Zugfestigkeiten quer zur Faser	58
3.19. Zugdehnungen bei Zugfestigkeit quer zur Faser	58
3.20. Zugmoduln quer zur Faser	59
3.21. Kraft–Dehnungs–Diagramm der Zugprüflinge 45°	60
3.22. Scherfestigkeiten R_{12} in der Lagenebene	61
3.23. Konstruktion des 3–Punkt–Biegeversuchs	62

Abbildungsverzeichnis

3.24. Versuchsdurchführung des 3-Punkt-Biegeversuchs	63
3.25. Interlaminares Scherversagen eines 3-Punkt-Biegeprüflings	64
3.26. Kraft-Weg-Kurven der 3-Punkt-Biegeprüflinge	65
3.27. Interlaminares Scherfestigkeit der 3-Punkt-Biegeprüflinge mit kurzem Balken	65
3.28. Konstruktion des Versuchsaufbaus Mode I	66
3.29. Kraft-Weg-Kurven des DCB-Versuchs	69
3.30. Kraft-Weg-Kurven des DCB-Versuchs für spröde, zähe Matrix mit stabiler Rissausbreitung und instabile Rissausbreitung	70
3.31. Geometrien des DCB-Prüflings mit Lasteinleitungsblöcken	72
3.32. Bestimmung von Δ in der CBT-Methode	73
3.33. Bestimmung von m in der MCC-Methode	74
3.34. Kraft-Weg-Kurven der Mode I Prüflinge bei Delamination von der einge- legten Trennfolie und vom Precrack	76
3.35. G_{IC} -Initiation-Werte nach der CBT- und MCC-Methode	77
3.36. G_{IC} -Propagation-Werte nach der CBT- und MCC-Methode	77
3.37. Schematische Darstellung des 4ENF-Versuchs	79
3.38. Konstruktion des Versuchsaufbaus Mode II	79
3.39. Änderung der Nachgiebigkeit mit der Risslänge der Mode II Prüflinge bei $d=60$ mm	81
3.40. Änderung der Nachgiebigkeit mit der Risslänge der Mode II Prüflinge bei $d=80$ mm	81
3.41. Mode II Kraft-Weg-Kurven bei $d=60$ mm	82
3.42. Mode II Kraft-Weg-Kurven bei $d=80$ mm	83
3.43. G_{IIC} Insert- und Propagation-Werte für $d=60$ mm	83
3.44. G_{IIC} Insert- und Propagation-Werte für $d=80$ mm	84
4.1. 2-Phasen-Modell des Composite Bi-Phase Ply Modells	86
4.2. Simulationsmodell des Zugversuchs 90° zur Faser	88
4.3. Vergleich Simulation mit dem Zugversuch 90° zur Faser	89
4.4. Simulationsmodell des Zugversuchs 45° zur Faser	90
4.5. Vergleich Simulation mit dem Zugversuch 45° zur Faser	90
4.6. Simulationsmodell des 3-Punkt-Biegeversuchs mit kurzem Balken	91
4.7. Vergleich Simulation mit dem 3-Punkt-Biegeversuch mit kurzem Balken	92
4.8. Schliffbild eines 3-Punkt-Biegeprüflings	93

Abbildungsverzeichnis

4.9. Simulation mit Solid–Ansatz	94
4.10. Simulation mit Stacked–Shell–Ansatz	94
4.11. Simulationsmodell des Mode I Versuchs mit Solid–Ansatz	95
4.12. Mode I Kraft–Weg–Kurven mit Solid– und Stacked–Shell–Ansatz	97
4.13. Mode I Kraft–Weg–Kurven bei unterschiedlichen Netzgrößen des Solid– Ansatzes	98
4.14. Mode I Kraft–Weg–Kurven bei unterschiedlichen Netzgrößen des Stacked– Shell–Ansatzes	98
4.15. Mode I Rechenzeiten bei unterschiedlichen Netzgrößen	99
4.16. Simulationsmodell des Mode II Versuchs mit Solid–Ansatz	100
4.17. Mode II Kraft–Weg–Kurven mit Solid– und Stacked–Shell–Ansatz	101
4.18. Mode II Kraft–Weg–Kurven bei unterschiedlichen Netzgrößen des Solid– Ansatzes	102
4.19. Mode II Kraft–Weg–Kurven bei unterschiedlichen Netzgrößen des Stacked– Shell–Ansatzes	103
4.20. Mode II Rechenzeiten bei unterschiedlichen Netzgrößen	103
A.1. Prüfbericht Zugversuch 90° zur Faser	114
A.2. Kraft–Verlängerungs–Diagramm Zugversuch 90° zur Faser	114
A.3. Geometrische Abmessungen Zugversuch 90° zur Faser	115
A.4. Versuchsprotokoll Prüfling C2	115
A.5. Versuchsprotokoll Prüfling C3	115
A.6. Versuchsprotokoll Prüfling C4	116
A.7. Versuchsprotokoll Prüfling C5	116
B.1. Prüfbericht Zugversuch 45° zur Faser	117
B.2. Kraft–Verlängerungs–Diagramm Zugversuch 45° zur Faser	117
B.3. Geometrische Abmessungen Zugversuch 45° zur Faser	118
B.4. Versuchsprotokoll Prüfling D1	118
B.5. Versuchsprotokoll Prüfling D2	118
B.6. Versuchsprotokoll Prüfling D3	119
B.7. Versuchsprotokoll Prüfling D4	119
B.8. Versuchsprotokoll Prüfling D5	119
B.9. Versuchsprotokoll Prüfling D6	120
B.10. Versuchsprotokoll Prüfling D7	120

Abbildungsverzeichnis

C.1. Prüfbericht 3–Punkt–Biegeversuch mit kurzem Balken	121
C.2. Kraft–Weg–Diagramm 3–Punkt–Biegeversuch mit kurzem Balken	121
C.3. Geometrische Abmessungen 3–Punkt–Biegeversuch mit kurzem Balken	122
C.4. Versuchsprotokoll Prüfling E1	122
C.5. Versuchsprotokoll Prüfling E2	122
C.6. Versuchsprotokoll Prüfling E5	123
C.7. Versuchsprotokoll Prüfling E7	123
D.1. Kraft–Weg–Diagramm Mode I DCB–Versuch	124
D.2. Geometrische Abmessungen Mode I DCB–Versuch	124
D.3. Versuchsprotokoll Prüfling A1, Seite 1	125
D.4. Versuchsprotokoll Prüfling A1, Seite 2	126
D.5. Versuchsprotokoll Prüfling A3, Seite 1	127
D.6. Versuchsprotokoll Prüfling A3, Seite 2	128
D.7. Versuchsprotokoll Prüfling A4, Seite 1	129
D.8. Versuchsprotokoll Prüfling A4, Seite 2	130
D.9. Versuchsprotokoll Prüfling A7, Seite 1	131
D.10. Versuchsprotokoll Prüfling A7, Seite 2	132
D.11. Versuchsprotokoll Prüfling A11, Seite 1	133
D.12. Versuchsprotokoll Prüfling A11, Seite 2	134
D.13. Kraft–Weg–Diagramm von Insert und Precrack für Prüfling A1	135
D.14. Kraft–Weg–Diagramm von Insert und Precrack für Prüfling A3	135
D.15. Kraft–Weg–Diagramm von Insert und Precrack für Prüfling A4	136
D.16. Kraft–Weg–Diagramm von Insert und Precrack für Prüfling A7	136
D.17. Kraft–Weg–Diagramm von Insert und Precrack für Prüfling A11	137
D.18. R–Kurve Prüfling A1	137
D.19. R–Kurve Prüfling A3	138
D.20. R–Kurve Prüfling A4	138
D.21. R–Kurve Prüfling A7	139
D.22. R–Kurve Prüfling A11	139
E.1. Geometrische Abmessungen Mode II 4ENF–Versuch	140
E.2. Kraft–Weg–Diagramm für Compliance Calibration bei $d=60$ mm	140
E.3. Compliance Calibration für Prüfling B7	141
E.4. Compliance Calibration für Prüfling B8	141
E.5. Compliance Calibration für Prüfling B9	142

Abbildungsverzeichnis

E.6. Compliance Calibration für Prüfling B10	142
E.7. Kraft–Weg–Diagramm für Delamination der Prüflinge bei d=60 mm	143
E.8. Berechnung der Bruchzähigkeiten G_{IIIC} des Prüflings B7	143
E.9. Berechnung der Bruchzähigkeiten G_{IIIC} des Prüflings B8	144
E.10. Berechnung der Bruchzähigkeiten G_{IIIC} des Prüflings B9	144
E.11. Berechnung der Bruchzähigkeiten G_{IIIC} des Prüflings B10	145
E.12. Kraft–Weg–Diagramm für Compliance Calibration bei d=80 mm	146
E.13. Compliance Calibration für Prüfling B2	147
E.14. Compliance Calibration für Prüfling B3	147
E.15. Compliance Calibration für Prüfling B6	148
E.16. Kraft–Weg–Diagramm für Delamination der Prüflinge bei d=80 mm	149
E.17. Berechnung der Bruchzähigkeiten G_{IIIC} des Prüflings B2	149
E.18. Berechnung der Bruchzähigkeiten G_{IIIC} des Prüflings B3	150
E.19. Berechnung der Bruchzähigkeiten G_{IIIC} des Prüflings B6	150

Tabellenverzeichnis

2.1. Stabilität der Rissausbreitung gebräuchlicher Mode II Prüflinge	25
2.2. Materialparameter für das Pickett-Modell	36
3.1. Materialparameter des Pickett-Modells mit den ausgewählten Versuchen und entsprechenden Normen	39
3.2. Eigenschaften des Geleges und der Faser	40
3.3. Eigenschaften von Harz und Härter	40
3.4. Empfohlene Prüflingsabmessungen der DCB-Prüflinge	48
3.5. Bezeichnung und Anzahl der Prüflinge	50
4.1. Materialparameter des Composite Bi-Phase Ply Modells	86
4.2. Durchschnittliche Abmessungen der Prüflinge	87
4.3. Materialparameter des UD Composite Bi-Phase Ply und Pickett Modells für Mode I	96
4.4. Materialparameter des Pickett Modells für Mode II	101

Abkürzungsverzeichnis

4ENF	4 Point Bend End Notched Flexure
ASTM	American Society for Testing and Materials
CBT	Corrected Beam Theory
CC	Compliance Calibration
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CLT	Classical Laminate Theory
CNF	Centre–Notched Flexure
DCB	Double Cantilever Beam
E–Modul	Elastizitätsmodul
ECT	Edge Cracked Torsion
ELS	End–Loaded Split
EN	Europäische Norm
ENF	End–Notched Flexure
ESIS	European Structural Integrity Society
F_b	Faserbruch
FE	Finite Elemente
FEP	Fluorinated Ethylene Propylene
FH	Fachhochschule
FRMM	Fixed Ratio Mixed Mode
FVK	Faserverbundkunststoff
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
HT	High Tensity
ISO	International Organisation for Standardisation
Ins	Insert
JIS	Japanese Industry Standards
LEBM	Linear elastische Bruchmechanik

MAX	Maximum
MCC	Modified Compliance Calibration
MMB	Mixed Mode Bend
NL	Non-Linear
OFI	Österreichisches Forschungsinstitut für Chemie und Technik
PET	Polyethylenterephthalat
Pre	Precrack
PROP	Propagation
TU	Technische Universität
UD	Unidirektional
UHM	Ultra High Modulus
ViF	Kompetenzzentrum - Das virtuelle Fahrzeug
VIS	Visual
VSI	Institut für Fahrzeugsicherheit
Zfb	Zwischenfaserbruch

Verwendete Symbole

A	Fläche
B	Breite
C	Nachgiebigkeit
C_{4ENF}	Nachgiebigkeit im 4ENF–Versuch
C_0	Tangente im linear–elastischen Bereich des DCB–Versuchs
$C_{5\%}$	Gerade mit einer um 5% gegenüber C_0 erhöhten Nachgiebigkeit
C_1	Konstante im 4ENF–Versuch
C_2	Konstante im 4ENF–Versuch
E_i	Elastizitätsmodul in i –Richtung
E_{iiF}	Elastizitätsmodul der Fasern in i –Richtung
E_{iiH}	Elastizitätsmodul des Harzes in i –Richtung
E_0	Anfänglicher Elastizitätsmodul des TIED–Elements normal zum Mastersegment
F	Korrekturfaktor für große Verschiebungen
G_0	Anfänglicher Schubmodul des TIED–Elements tangential zum Mastersegment
G	Energiefreisetzungsrates
G_C	Kritische Energiefreisetzungsrates
G_{cont}	Energiegrenzkriterium bei allgemeiner Mode I/II Belastung
G_{IC}	Kritische Energiefreisetzungsrates Mode I
G_{IIC}	Kritische Energiefreisetzungsrates Mode II
G_{I0}	Energie-limit für Beginn der Schädigung in Mode I
G_{II0}	Energie-limit für Beginn der Schädigung in Mode II
G_{Ii}	Die der Verbindung zugeführte Energie in Mode I
G_{IIi}	Die der Verbindung zugeführte Energie in Mode II
G_{ij}	Schubmodul in der ij –Ebene

G_{ijH}	Schubmodul des Harzes in der ij–Ebene
$2L$	Auflagerabstand der unteren Auflager im 4ENF–Versuch
L_0	Anfängliche Messlänge
N	Korrekturfaktor für Lastblöcke
P	Kraft
P_C	Kritische Kraft
P_{Mi}	Maximalkraft in i–Richtung
R_i	Festigkeit in i–Richtung
R_i^+	Zugfestigkeit in i–Richtung
R_i^-	Druckfestigkeit in i–Richtung
R_{ij}	Scherfestigkeit in der ij–Ebene
S_L	Abstand zwischen äußerem und innerem Auflager im 4ENF–Versuch
U	Energie
U_d	Dissipierte Energie
U_{ext}	Externe Arbeit
U_k	Kinetische Energie
U_s	Formänderungsenergie
V_F	Volumen der Fasern
V_M	Volumen der Matrix
V_V	Gesamtvolumen
a	Risslänge
a_0	Anfangsrisslänge
a_{max}	Maximale Risslänge
d	Auflagerabstand der oberen Auflager im 4ENF–Versuch
f	Flächengewicht des Geleges
$2h$	Dicke des Laminats bei Delaminationsprüflingen
h_{cont}	Anfangsabstand der TIED–Verbindung zwischen Mastersegment und Slave–Knoten
h	Dicke des Laminats
l	Prüflingslänge
l_1	Distanz Bohrungssachse–Mittellebene des Prüflings
l_2	Distanz Bohrungssachse–Kante des Lastblocks
l_{CZ}	Kohäsivzonenlänge
l_e	Elementkantenlänge

m	Steigung der Ausgleichsgeraden
r_1	Radius des oberen Auflagers im 3–Punkt–Biegeversuch
r_2	Radius der unteren Auflagers im 3–Punkt–Biegeversuch
u	Verschiebung in x–Richtung
v	Verschiebung in y–Richtung
w	Verschiebung in z–Richtung
Δ	Wert auf der Abszisse des $(C/N)^{1/3}$ –a Diagramms
ΔL	Verlängerung
ΔL_M	Verlängerung bei Maximalkraft
α	Winkel zwischen Faserrichtung und x–Achse des Referenzkoordinatensystems
γ_{ij}	Schiebung in der ij–Ebene
δ	Separation (relative Verschiebung)
$\epsilon_{0,05}$	Dehnung von 0,05%
$\epsilon_{0,25}$	Dehnung von 0,25%
ϵ_i	Dehnung in i–Richtung
ϵ_M	Dehnung bei Zugfestigkeit
ϵ_n	Deformation des TIED–Elements normal zum Mastersegment
ϵ_t	Deformation des TIED–Elements tangential zum Mastersegment
φ	Faservolumenanteil
μ	Reibkoeffizient
ν_i	Wärmeausdehnungskoeffizient in i–Richtung
ν_{ij}	Querkontraktionszahl in der ij–Ebene
ρ_F	Dichte der Faser
$\sigma_{0,05}$	Normalspannung bei einer Dehnung von 0,05%
$\sigma_{0,25}$	Normalspannung bei einer Dehnung von 0,25%
σ_i	Normalspannung in i–Richtung
σ_n	Spannung in Normalrichtung auf das Mastersegment
σ_t	Spannung in Tangentialrichtung auf das Mastersegment
σ_{max}	Maximalspannung des TIED–Elements in Mode I
θ	Winkel des Belastungspfades zwischen Mode I und Mode II
τ_{ij}	Schubspannung in der ij–Ebene
τ''_{ij}	Schubspannung bei $\gamma_{ij} = 0,5\%$

τ'_{ij}

Schubspannung bei $\gamma_{ij} = 0,1\%$

τ_{max}

Maximalspannung des TIED-Elements in Mode II/III

1. Einleitung

In Zeiten zunehmender Rohstoffknappheit und immer teurer werdender Energieträger bei gleichzeitig ständig steigendem Bedarf an Mobilität, rückt die Forderung nach energieeffizienteren Verkehrsmitteln immer mehr in den Vordergrund. Diese Entwicklung ist in sämtlichen Bereichen des Verkehrswesens, vom Straßen– über den Schienenverkehr bis hin zur Luft– und Raumfahrt, beobachtbar. Gleichzeitig steigen aber auch die Anforderungen an Sicherheit und Gebrauchstauglichkeit der Verkehrsmittel. Diese sich teilweise widersprechenden Forderungen können nur durch intelligente Konstruktionen in Verbindung mit noch leichteren und belastbareren Werkstoffen erfüllt werden. Faserverbundwerkstoffe besitzen dahingehend ein enormes Potential. Insbesondere Hochleistungsverbundwerkstoffe, in Form von endlosfaserverstärkten Faserverbundkunststoffen, sind durch ihre hohe Steifigkeit, Festigkeit und Energieaufnahmefähigkeit sowohl im Leichtbau als auch in der passiven Fahrzeugsicherheit von großem Interesse.

Die aus Fasern und Matrix bestehenden Faserverbundkunststoffe besitzen für gewöhnlich einen geschichteten Aufbau. Aufgrund der fehlenden Verstärkungswirkung der Fasern in Dickenrichtung, kann es vor allem bei Quer(stoß)belastungen zu einer frühzeitigen Trennung der Schichten kommen. Diese Trennung wird als Delamination bezeichnet. Delaminationen treten sehr häufig nur im Inneren des Bauteils auf, was eine optische Erkennung an den Bauteiloberflächen unmöglich macht. Die Bauteile können hier lokal nur relativ aufwendig, beispielsweise mittels Ultraschall oder Thermographie, untersucht werden. Um diese zeit– und kostenintensiven Untersuchungsmethoden auf ein Minimum zu reduzieren, ist eine Abbildung des Delaminiervorgangs in der Finite Elemente Simulation anzustreben. [36]

Zu Beginn dieser Arbeit werden theoretische Hintergründe über die Faserverbunde und über deren Delaminationsverhalten herausgearbeitet. Im Anschluss wird analysiert, wie

1. Einleitung

Delaminationen heutzutage in einer Finite Elemente Simulation abgebildet werden können und welche Materialparameter dafür erforderlich sind. Die benötigten Materialparameter werden danach in entsprechenden Versuchen ermittelt und deren Anwendbarkeit in der Simulation überprüft. Die Simulation erfolgt im Crashesolver PAMCrash 2012 und die Ermittlung der Materialparameter beschränkt sich dabei auf quasistatische Versuche.

2. Theoretische Hintergründe

2.1. Faserverbundwerkstoffe

Ein Verbundwerkstoff ist ein Werkstoff, der aus mindestens zwei unterschiedlichen Phasen makroskopischer Größenordnung besteht. Verbundwerkstoffe werden verwendet, um bessere mechanische Eigenschaften zu erzielen, als dies bei separater Verwendung der einzelnen Komponenten möglich wäre. Eine der Phasen ist normalerweise diskontinuierlich und besitzt eine höhere Steifigkeit sowie Festigkeit. Sie wird als Verstärkung bezeichnet. Die weniger steife und kontinuierliche Phase bezeichnet man als Matrix. Die Eigenschaften eines Verbundwerkstoffes hängen grundsätzlich von den Eigenschaften der Komponenten, deren Geometrie und Verteilung ab. Einen der wichtigsten Parameter stellt hier der Volumen- oder Gewichtsanteil der Verstärkung dar. Die Verteilung der Verstärkung bestimmt die Homogenität des Systems. Die einzelnen Phasen eines Verbundwerkstoffes nehmen unter Belastung unterschiedliche Aufgaben wahr, die je nach Art und Verwendung des Werkstoffes unterschiedlich sind. Verbundwerkstoffe, die keinen Höchstlasten ausgesetzt sind, werden häufig als Faserverbund mit Kurzfasern oder als Teilchenverbund ausgeführt. Diese Verbunde weisen zwar eine höhere Steifigkeit, aber im Vergleich zu Langfasern eine nur geringfügig verbesserte Festigkeit auf. Die Matrix nimmt hier einen Großteil der Last auf und ist für die mechanischen Eigenschaften bestimmend. Hingegen kommen bei Hochleistungsverbundwerkstoffen Endlosfasern als Verstärkung zur Anwendung. Die Fasern sind dabei für die Steifigkeit und Festigkeit in Faserrichtung entscheidend. Die Matrix übernimmt den Schutz der Fasern, fungiert als Kleber, stützt und ermöglicht eine Spannungsübertragung von einer Faser zur nächsten. [8]

„Faserverbundwerkstoffe sind per Definition Mehrphasenwerkstoffe, bei denen Verstärkungsfasern in Form von Kurz- oder Endlosfasern, gerichtet oder ungerichtet, in Matrixsysteme eingebettet werden.“ [16, S. 1]

2. Theoretische Hintergründe

Am häufigsten werden Fasern aus Glas, Kohlenstoff, Aramid, Keramik, Bor, Polyethylen oder hochtemperaturfesten Polymeren verwendet, wobei Glas-, Kohlenstoff- und Aramidfasern die größte Bedeutung besitzen. Als Matrixwerkstoffe dienen vor allem organische Polymere. Werkstoffe wie Metalle, Kohlenstoff oder Keramik haben sich hier noch nicht durchgesetzt. Bei Verwendung polymerer Matrices kommen thermoplastische und duroplastische Kunststoffe in Frage. [16] [18]

Faserverbundkunststoffe (FVK) weisen gegenüber klassischen metallischen Konstruktionswerkstoffen insbesondere folgende Vorteile auf [45, S. 4 f.]:

1. Hohe Festigkeit und Steifigkeit bei sehr geringer Dichte (idealer Leichtbauwerkstoff)
2. Freie Formgestaltung möglich
3. Korrosionsbeständigkeit sowohl von Faser als auch Matrix
4. Einstellbarkeit der elektrischen Leitfähigkeit vom sehr guten Isolator bis zum Leiter
5. Geringe Wärmeleitfähigkeit (Satellitentechnik, Tieftemperaturtanks)
6. Hohes spezifisches Energieaufnahmevermögen für Crashelemente (4–5 Mal höher als für metallische Strukturen)
7. Hohes Energieeinsparungspotential durch Leichtbau vor allem in der Nutzungsphase gegeben
8. Einfache handwerkliche Fertigung möglich (Einzelstücke oder Kleinstserien)

Nachteilig ist insbesondere der derzeit noch hohe Materialpreis, der sich vor allem für kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe ergibt, zu nennen. Aufgrund der genannten Vorteile werden FVK in folgenden Gebieten eingesetzt [45, S. 6 ff.]:

1. Luft- und Raumfahrt
2. Fahrzeugbau
3. Boots- und Schiffsbau
4. Maschinenbau
5. Apparate- und Rohrleitungsbau
6. Elektrotechnik
7. Bauwesen
8. Sportgeräte

2. Theoretische Hintergründe

2.1.1. Laminatschicht und Laminat

Eine Laminatschicht ist eine ebene oder gekrümmte Schicht bestehend aus unidirektional (UD) ausgerichteten Fasern oder Geweben (siehe Abbildung 2.1), die in einer Matrix eingebettet sind. Sie besitzt grundsätzlich orthotropen Charakter (vgl. Kap. 2.1.2). Die Materialachsen werden hier so gewählt, dass sie in Faserrichtung (1), normal zur Faserrichtung in der Ebene der Laminatschicht (2) und normal zur Ebene der Laminatschicht liegen (3). Bei Geweben stellt die Kettrichtung (engl.: warp) die 1-Richtung und die Schussrichtung (engl.: fill) die 2-Richtung dar.

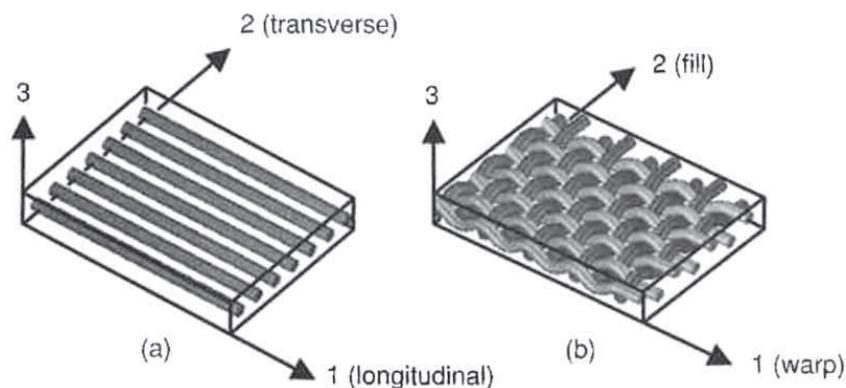


Abbildung 2.1.: Laminatschicht mit Materialachsen: (a) unidirektionale Faserverstärkung und (b) Gewebe [8, S. 26]

Ein Laminat ist aus mehreren Schichten, die in unterschiedlicher Orientierung gestapelt werden können, aufgebaut. Die einzelnen Schichten können verschiedene Dicken haben und aus verschiedenen Materialien bestehen. Aufgrund der unterschiedlichen Orientierungsmöglichkeiten der Einzelschichten definiert man zur Analyse des Laminats ein fixes Koordinatensystem mit den Koordinatenachsen x , y und z . Die Orientierung einer Laminatschicht ergibt sich aus dem Winkel zwischen der x -Achse und der Materialachse (Faserrichtung oder Kettrichtung). Abbildung 2.2 zeigt ein multidirektionales Laminat mit Referenzkoordinatensystem. [8]

2. Theoretische Hintergründe

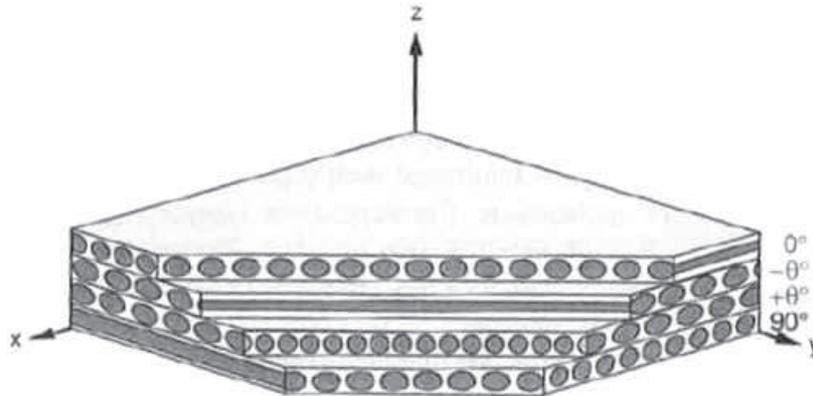


Abbildung 2.2.: Multidirektionales Laminat mit Referenzkoordinatensystem [8, S. 26]

2.1.2. Eigenschaften der unidirektionalen Einzelschicht

Im Allgemeinen weisen Fasern und Matrix stark unterschiedliche mechanische Eigenschaften auf. Aus diesem Grund werden die Eigenschaften des Faserverbundes neben der Faserorientierung auch wesentlich vom Anteil der Fasern zur Matrix bestimmt werden. [52]

Faservolumenanteil

Der Anteil der Fasern zur Matrix wird zumeist über den Faservolumenanteil ausgedrückt [52, S. 4–2]:

$$\varphi = \frac{V_F}{V_V} = \frac{V_F}{V_F + V_M} \quad (2.1)$$

φ	Faservolumenanteil	[-]
V_F	Volumen der Fasern	[m ³]
V_V	Gesamtvolumen	[m ³]
V_M	Volumen der Matrix	[m ³]

Der Einfluss des Faservolumengehalts auf die mechanischen Größen Elastizitätsmodul, Schubmodul und Querkontraktionszahl einer UD-Schicht ist beispielhaft in Abbildung 2.3

2. Theoretische Hintergründe

dargestellt. Der Index \parallel steht hier für „parallel zur Faserrichtung“, der Index \perp steht für „quer zur Faserrichtung“. Der maximale Faservolumengehalt ergibt sich rechnerisch durch die Verteilung der Fasern im Verbund. Bei hexagonaler Packung ist ein maximaler Faservolumengehalt von $\varphi = 0,907$ möglich. Bei quadratischer Packung ergibt sich ein Maximalwert von $\varphi = 0,785$. Die unterschiedlichen Packungsarten sind in Abbildung 2.4 dargestellt. [52]

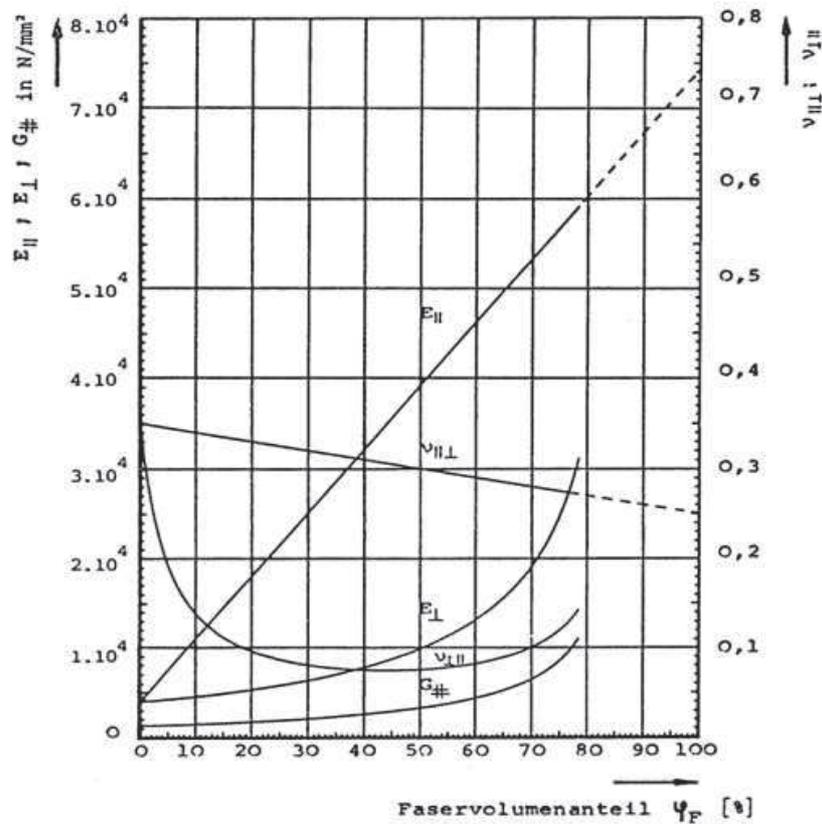


Abbildung 2.3.: Veränderung der elastischen Kenngrößen einer unidirektionaler GFK–Schicht mit dem Faservolumenanteil [30, S. 22]

2. Theoretische Hintergründe

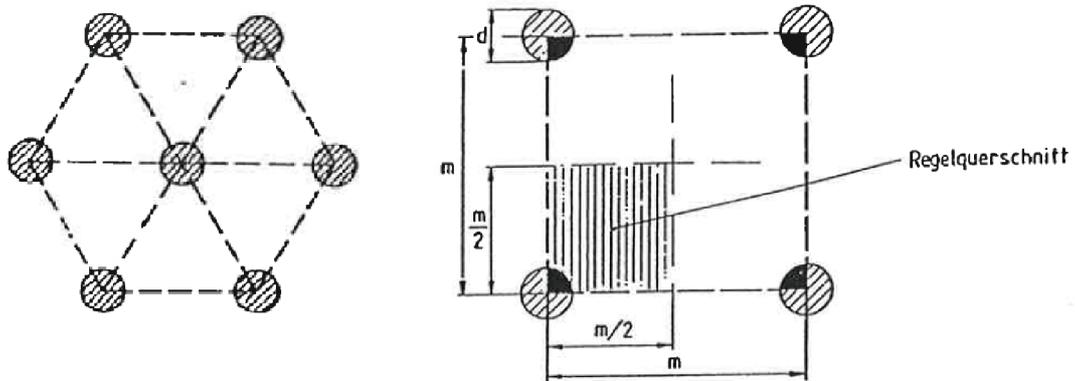


Abbildung 2.4.: Hexagonale (links) und quadratische Packung (rechts) [52, S. 4-4 ff.]

Orthotropie

Eine Laminatschicht stellt im Allgemeinen ein Material mit orthotropem Verhalten dar. Orthotropie bedeutet, dass es drei Symmetrieebenen gibt, die aufeinander orthogonal stehen. Abbildung 2.5 zeigt ein allgemeines orthotropes Material mit den Symmetrieebenen in einem 1-, 2-, 3-Koordinatensystem. [45] [8]

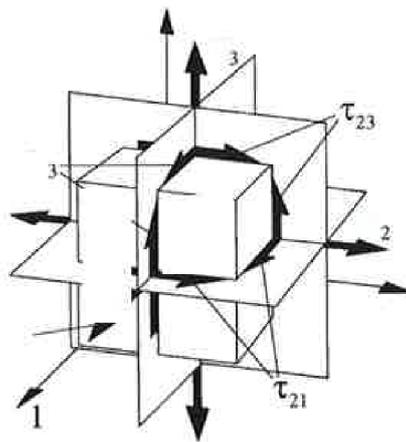


Abbildung 2.5.: Drei orthogonale Symmetrieebenen bei orthotropen Materialien [45, S. 181]

Eine UD-Schicht, die orthotropes Verhalten besitzt, ist durch folgende Eigenschaften charakterisierbar [8, S. 29]:

2. Theoretische Hintergründe

E_1, E_2, E_3	E–Moduln entlang der Materialachsen
G_{12}, G_{13}, G_{23}	Schubmoduln in den 1–2, 1–3 und 2–3 Ebenen (= G_{21}, G_{31}, G_{32})
$\nu_{12}, \nu_{13}, \nu_{23}$	Querkontraktionszahlen (der erste Index gibt die Belastungsrichtung, der zweite Index gibt die Kontraktionsrichtung an – die Indizes sind nicht vertauschbar da ν_{21}, ν_{31} und ν_{32} im Allgemeinen nicht gleich sind)
R_1^+, R_2^+, R_3^+	Festigkeiten auf Zug in den Richtungen der Materialachsen
R_1^-, R_2^-, R_3^-	Festigkeiten auf Druck in den Richtungen der Materialachsen
R_{12}, R_{13}, R_{23}	Schubfestigkeiten in 1–2, 1–3 und 2–3 Ebenen (= R_{21}, R_{31}, R_{32})
$\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$	Wärmeausdehnungskoeffizienten in den Richtungen der Materialachsen

Für die Querdehnzahlen gilt, dass $\nu_{ij} \neq \nu_{ji}$. Nach Betti ist aber folgender Zusammenhang gegeben [8, S. 74]:

$$\nu_{ji} = \frac{\nu_{ij} E_j}{E_i} \quad (2.2)$$

Neben den Festigkeiten und Wärmeausdehnungen sind in einem orthotropen Material die elastischen Größen (Elastizitätsmodul, Querkontraktionszahl und Schubmodul) in den drei Orthotropierichtungen unterschiedlich. Zur Formulierung des Elastizitätsgesetzes sind hier neun unabhängige Konstanten notwendig. Das geltende verallgemeinerte Hook'sche Gesetz ist in Abbildung 2.6 dargestellt. [45]

2. Theoretische Hintergründe

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\nu_{21} & -\nu_{31} & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{12} & \frac{1}{E_2} & -\nu_{32} & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{13} & -\nu_{23} & \frac{1}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{31}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix}$$

Abbildung 2.6.: Verallgemeinerte Hook'sche Gesetz für einen orthotropen Körper [29, S. 72]

Transversale Isotropie

Bei einer idealen UD-Schicht mit homogener Faserverteilung kann von transversaler (lat.: =senkrecht zur Ausbreitungsrichtung) Isotropie ausgegangen werden. Unter einem isotropen Material versteht man ein Material, dessen elastische Eigenschaften in allen Richtungen gleich sind. Die transversale Isotropie stellt einen Sonderfall der Orthotropie dar. Es existiert hier eine isotrope Ebene, die normal zur Faserrichtung steht. Alle normal zu dieser Isotropieebene liegenden Ebenen sind Symmetrieebenen (siehe Abbildung 2.7). Auf allen Schnitten normal zur Isotropieebene liegen also gleiche Eigenschaften vor. [45] [30]

2. Theoretische Hintergründe

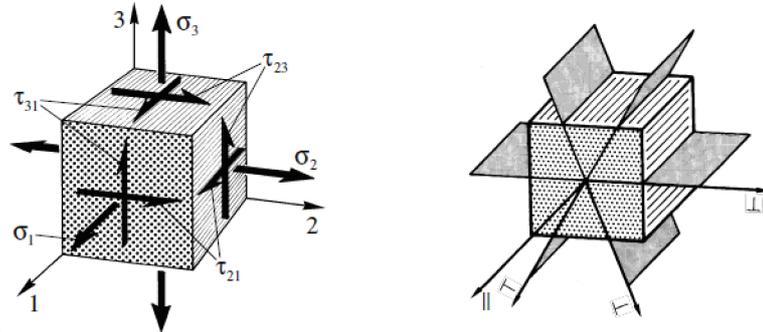


Abbildung 2.7.: Transversale Isotropie der UD-Schicht [45, S. 161]

Die transversale Isotropie hat für die Elastizitätsgrößen folgende Auswirkungen [45, S. 162]:

$$E_3 = E_2 \quad (2.3)$$

$$G_{13} = G_{12} \quad (2.4)$$

$$\nu_{13} = \nu_{12} \quad (2.5)$$

Beziehungswise für die Festigkeiten:

$$R_3^+ = R_2^+ \quad (2.6)$$

$$R_3^- = R_2^- \quad (2.7)$$

$$R_{13} = R_{12} \quad (2.8)$$

2.1.3. Eigenschaften des Mehrschichtverbundes

FVK-Laminare sind fast ausschließlich aus mehreren Schichten mit unterschiedlichen Faserorientierungen aufgebaut. Für die Berechnung von FVK muss daher einerseits schichtweise gedacht und andererseits die Orientierung der Fasern berücksichtigt werden. Es wird dabei zwischen zwei Koordinatensystemen unterschieden: Dem Laminatkoordinatensystem (x, y, z -Koordinaten) und dem Faserkoordinatensystem (1, 2, 3-Koordinaten) (vgl. Abbildungen 2.1 und 2.2). Spannungs- beziehungsweise Festigkeitsanalysen müssen für jede Schicht separat erfolgen. Für die Spannungsanalyse wird heutzutage die klassische

2. Theoretische Hintergründe

Laminattheorie (engl.: classical laminate theory, CLT) verwendet. Die Berechnungsschritte, die in der CLT durchgeführt werden, sind in Abbildung 2.8 dargestellt. Die CLT findet in analytischen Rechenprogrammen und in der Finiten Elemente (FE)–Rechnung Anwendung. In der FE–Rechnung müssen die Rechenschritte der CLT dann für jedes finite Element durchgeführt werden. [2]

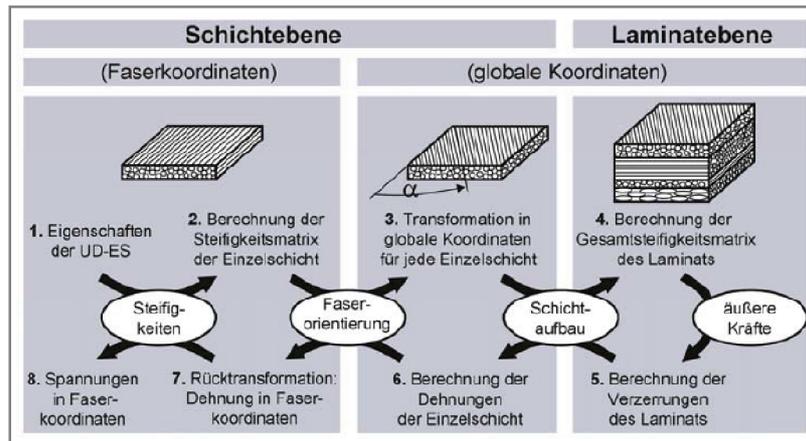


Abbildung 2.8.: Prinzipielle Vorgehensweise der Klassischen Laminattheorie (CLT) [2, S. 301]

Für die Berechnung nach der CLT werden folgende Annahmen getroffen [8, S. 158]:

1. Jede Laminatschicht ist quasi–homogen und orthotrop.
2. Das Laminat ist dünn im Vergleich zu seinen lateralen Ausdehnungen und wird nur in der Ebene belastet. Das führt, mit Ausnahme der Ränder, zu einem ebenen Spannungszustand der Laminatschichten und des Laminats ($\sigma_z = \tau_{xz} = \tau_{yz} = 0$).
3. Alle Verschiebungen sind klein im Vergleich zur Dicke des Laminats ($|u|, |v|, |w| \ll h$).
4. Verschiebungen sind im gesamten Laminat stetig.
5. Verschiebungen in der Ebene verändern sich linear mit der Dicke des Laminats, das heißt die Verschiebungen in x – und y –Richtung sind lineare Funktionen von z .
6. Geraden normal zur Mittelebene bleiben auch nach Deformation Geraden normal zu dieser Fläche. Das setzt voraus, dass γ_{xz} und γ_{yz} Null sind.
7. Spannungs–Dehnungs–Relationen sind linear.
8. Abstände normal zur Mittelfläche bleiben konstant, das heißt $\epsilon_z = 0$.

2. Theoretische Hintergründe

Um einen Laminataufbau eindeutig zu identifizieren, hat sich eine spezielle Laminat-Kodierung eingebürgert. Der Faserwinkel wird dabei auf die x -Achse des Bauteils bezogen und je nach Konvention positiv oder negativ, bezogen auf die mathematisch positive Richtung, gezählt. Die Nummerierung der Schichtreihenfolge beginnt bei der ersten Schicht, die in die Werkzeugform eingelegt wird. Die angegebenen Winkel der aufeinander folgenden Schichten werden durch Schrägstriche getrennt (z.B. $(0/+45/-45/0)$). Bei den häufig auftretenden mittensymmetrischen Aufbauten kann die Laminathälfte mit anschließend tiefgestelltem s angegeben werden (z.B. $(0/90/+45/-45)_s$). Werden mehrere Schichten im selben Winkel hintereinander gestapelt, kann dies ebenfalls durch einen Index angegeben werden (z.B. für drei aufeinanderfolgende gleich orientierte Schichten $(+45_3)$). Laminare werden, da es kein optimales Laminat für alle Anwendungen gibt, durch Veränderung der Faserorientierungen, der Schichtdicke und der Schichtreihenfolge für den jeweiligen Anwendungsfall angepasst. Es haben sich aber gebräuchliche Laminat-typen entwickelt, welche sehr häufig zur Anwendung kommen. Als Beispiele seien hier UD-Laminare, Kreuzverbunde, ausgeglichene Winkelverbunde oder quasiisotrope Laminare genannt. Die Richtungsabhängigkeiten der elastischen Größen der Laminare können mit Hilfe der CLT berechnet und in Polardiagrammen dargestellt werden. Abbildungen 2.9, 2.10 und 2.11 zeigen Polardiagramme für ein UD-Laminat, einen Kreuzverbund und für ein quasiisotropes Laminat. Die Berechnungen wurden mit der Excel-Anwendung LamiCens¹ durchgeführt. [45]

LamiCens ist ein Berechnungsprogramm, das Laminatkennwerte auf Basis der CLT berechnet. Dabei stehen im Programm verschiedene Faserhalbzeuge sowie Matrices zur Auswahl, von denen in einer Datenbank Materialkennwerte abgespeichert sind. Die auswählbaren Faserhalbzeuge können in der gewünschten Reihenfolge mit den entsprechenden Orientierungswinkeln und Faservolumenanteilen gestapelt werden. Das Programm errechnet mit den eingegebenen Daten produktionsspezifische Kennwerte (Dicke des Laminats, Harz und Fasergewichtsanteile), Kostenkennwerte sowie mechanische Kennwerte (richtungsabhängige Querdehnzahlen, Elastizitäts- und Schubmoduln). Für die Polardiagramme wurde ein Kohlegelege 250 g/m² als Faserhalbzeug ausgewählt und ein Faservolumenanteil von 60 % angenommen. [32]

¹Download am 11.06.2012 von <http://www.r-g.de/download/LamiCens98.zip>

2. Theoretische Hintergründe

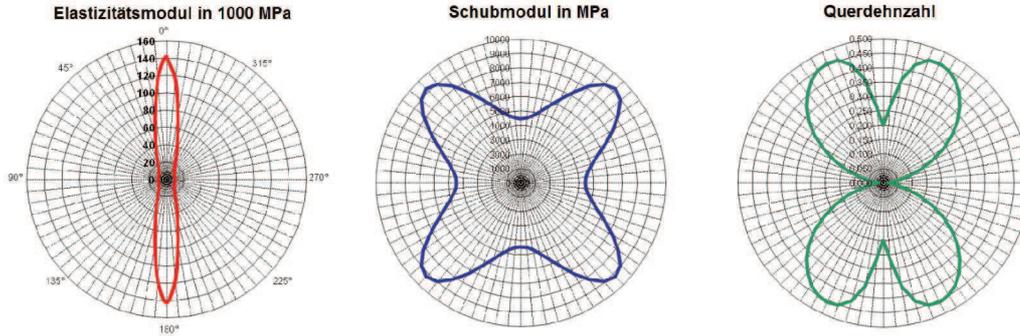


Abbildung 2.9.: Polardiagramm UD-Laminat (0_n)

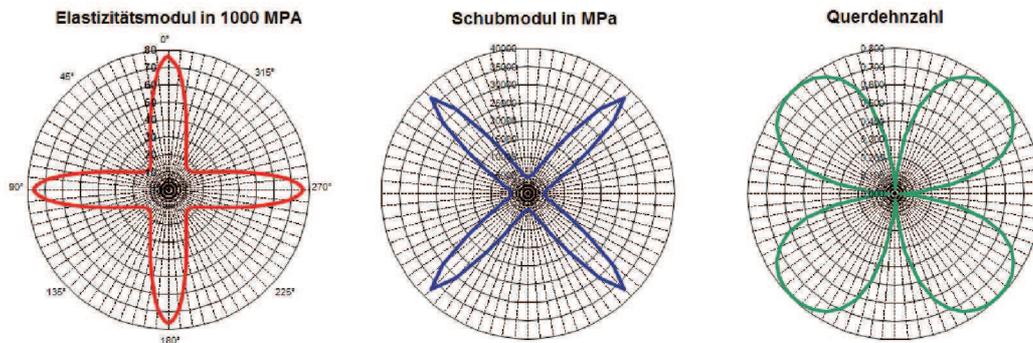


Abbildung 2.10.: Polardiagramm Kreuzverbund ($0/90$)_s

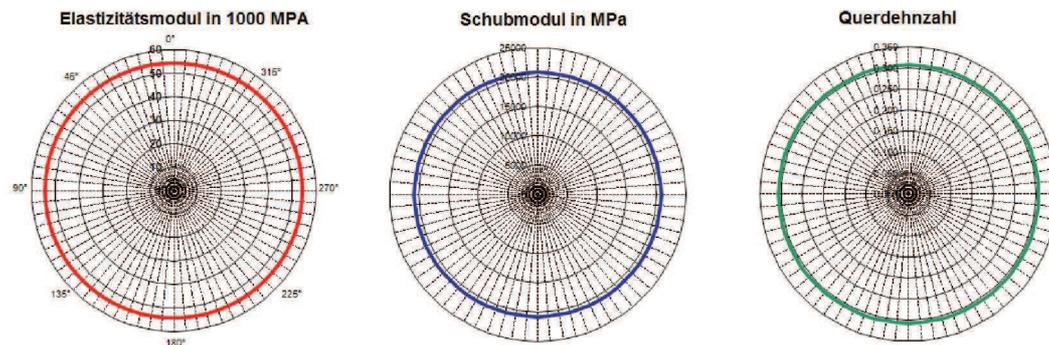


Abbildung 2.11.: Polardiagramm Quasiisotropes Laminat ($0/60/-60$)_s

2.2. Bruchgeschehen in Faserverbunden

Für die Festigkeitsberechnungen von Faserverbunden können Konstrukteure nicht im μm -Bereich der Mikromechanik ansetzen, sondern müssen auf eine vergrößerte Betrachtungsweise im mm -Bereich zurückgreifen. Das typische ingenieurmäßige Grundelement in einer makromechanischen Betrachtungsweise stellt die UD-Schicht dar. Faser und Matrix werden dabei als homogenisiert angesehen. Grundsätzlich ist in einer UD-Schicht zwischen den Versagensmechanismen Zwischenfaserbruch (Zfb) und Faserbruch (Fb) zu unterscheiden. Delaminationen stellen Trennungen der Schichten an deren Grenzflächen dar. Für die Berechnung von Delaminationen sind gewisse bruchmechanische Hintergründe notwendig, auf die an dieser Stelle kurz eingegangen werden soll. [39] [15]

2.2.1. Bruchmechanische Hintergründe

Linear elastische Bruchmechanik

In der linear elastischen Bruchmechanik (LEBM) wird von einem linear elastischen Körper mit einem bereits bestehenden Riss ausgegangen. Unelastische Vorgänge innerhalb oder außerhalb der sogenannten Prozesszone müssen lokal begrenzt und aus makroskopischer Sicht vernachlässigbar sein. Als Prozesszone wird hier die Umgebung um die Rissspitze, in der die komplexen Prozesse der Bindungslösung stattfinden, verstanden. Für die Anwendbarkeit der LEBM muss diese Prozesszone auf ein kleines Gebiet beschränkt sein. Das geforderte lokalisierte Bruchgeschehen ist beispielsweise bei vielen Metallen, bei dem spröden Bruchgeschehen von Polymeren, der Delamination von Kompositen oder bei Versagen von Klebeverbindungen gegeben. Die LEBM ermöglicht bei diesen Werkstoffen die Anwendung einfacherer Methoden als dies bei Werkstoffen, bei denen Plastizität und nichtlineare Effekte eine Rolle spielen, gegeben ist. [51] [20]

Energieanalyse

Angenommen sei ein linear elastischer Körper mit einer konstanten Breite B und einer Risslänge a (siehe Abbildung 2.12). Die für die LEBM geltenden Kraft–Weg–Kurven, in

2. Theoretische Hintergründe

denen sich seine Nachgiebigkeit C vergrößert, wenn der Riss um da weiterwächst, sind in Abbildung 2.13 dargestellt. [53] [51]

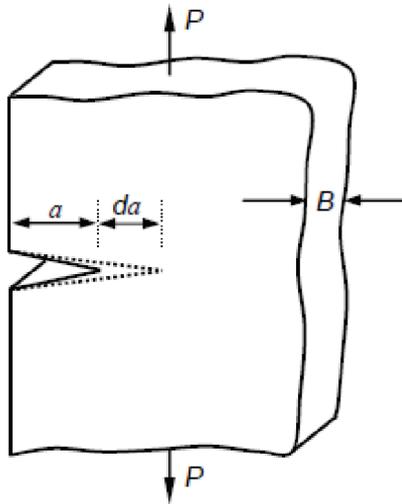


Abbildung 2.12.: Belastung eines Körpers mit der Breite B und der Risslänge a [53, S. 28]

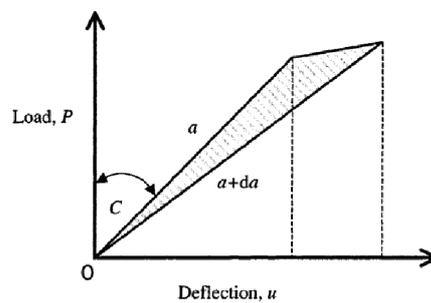


Abbildung 2.13.: Kraft–Weg–Kurven des Körpers in der LEBM bei Risslänge a und $a + da$ [51, S. 7]

Die Energiefreisetzungsrate G , die als Rate der freigesetzten Energie bei Risswachstum definiert ist, lautet [51, S. 3]:

$$G = \frac{dU}{dA} = \frac{dU}{Bda} \quad (2.9)$$

G	Energiefreisetzungsrate	$[\text{J}/\text{m}^2]$
dU	Änderung der Energie	$[\text{J}]$
dA	Änderung der Rissfläche	$[\text{m}^2]$
da	Änderung der Risslänge	$[\text{m}]$
B	Rissbreite	$[\text{m}]$

2. Theoretische Hintergründe

Für einen allgemeinen Belastungsfall gilt [51, S. 5]:

$$G = \frac{dU_{ext}}{dA} - \frac{dU_s}{dA} - \frac{dU_k}{dA} - \frac{dU_d}{dA} \quad (2.10)$$

U_{ext}	Externe Arbeit	[J]
U_s	Formänderungsenergie	[J]
U_k	Kinetische Energie	[J]
U_d	Dissipierte Energie	[J]

Für Belastungen bei niedrigen Geschwindigkeiten kann $U_k = 0$ gesetzt werden. Wird die gesamte dissipierte Energie lokal an der Rissspitze dissipiert, dann ist auch $U_d = 0$. Die Änderungen der restlichen Energien, die sich nach Abbildung 2.13 durch das Risswachstum ergeben, lauten [51, S. 6]:

$$dU_{ext} = Pdu \quad (2.11)$$

$$U_s = \frac{1}{2}Pu \quad (2.12)$$

beziehungsweise

$$dU_s = \frac{1}{2}(Pdu + udP) \quad (2.13)$$

Somit folgt [51, S. 6]:

$$G = \frac{1}{2B} \left(\frac{Pdu}{da} - \frac{udP}{da} \right) \quad (2.14)$$

G stellt dabei die schraffierte Fläche in Abbildung 2.13 dar. Die Definition der Nachgiebigkeit C lautet [51, S. 6]:

$$C = \frac{u}{P} \quad (2.15)$$

C	Nachgiebigkeit	[m/N]
u	Verschiebung	[m]
P	Kraft	[N]

2. Theoretische Hintergründe

Durch Ableitung ergibt sich [51, S. 6]:

$$du = CdP + PdC \quad (2.16)$$

Setzt man Gleichungen 2.15 und 2.16 in Gleichung 2.14 folgt [51, S. 6]:

$$G = \frac{P^2}{2B} \frac{dC}{da} = \frac{Pu}{2B} \frac{1}{C} \frac{dC}{da} = \frac{u^2}{2B} \frac{1}{C^2} \frac{dC}{da} \quad (2.17)$$

Wenn $C(a)$ bekannt ist kann dC/da bestimmt und in weiter Folge G über die Kraft, Kraft und Weg oder den Weg allein berechnet werden. [51]

Damit es überhaupt zu einem Risswachstum kommt muss die Energiefreisetzungsrage G den Widerstand gegen Bruch G_C erreichen. Bei Bruch gilt daher [51, S. 6]:

$$G = G_C \quad (2.18)$$

G_C Kritische Energiefreisetzungsrage [J/m²]

G_C ist eine Materialeigenschaft die jene Energie darstellt, die notwendig ist, um eine neue Einheitsfläche des Risses zu erzeugen. Dies schließt Effekte vieler Mikro-Mechanismen in der Region der Riss Spitze mit ein. Zur experimentellen Bestimmung von G_C dient Gleichung 2.17 als Ausgangspunkt. [51]

2.2.2. Zwischenfaser- und Faserbrüche

Zwischenfaserbrüche (Zfb) stellen Werkstofftrennungen dar, die zwischen den Fasern auftreten. Die Trennungen verlaufen hier vorwiegend durch das Matrixmaterial, sie können aber auch längs einer Faser-Matrix-Grenzfläche erfolgen. Die Zfb sind durch eine komplette Trennung einer UD-Schicht in Dickenrichtung charakterisiert. Im Falle eines UD-Probekörpers würde es so sehr schnell zu einem spröden Bruch des kompletten Probekörpers kommen. Bei Laminaten mit unterschiedlich orientierten Laminatschichten bleiben die Zwischenfaserbrüche, aufgrund der hohen Festigkeit und Steifigkeit der Fasern, häufig nur auf eine Laminatschicht begrenzt. Abbildung 2.14 zeigt eine schematische Darstellung eines Zwischenfaserbruchs. [39]

2. Theoretische Hintergründe

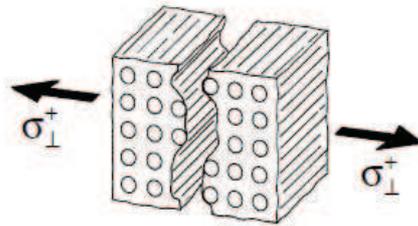


Abbildung 2.14.: Schematische Darstellung eines Zwischenfaserbruchs [45, S. 366]

Bei Faserbrüchen (Fb) kommt es zu einem beinahe gleichzeitigen Brechen einer großen Anzahl an Einzelfasern. Eine schematische Darstellung ist in Abbildung 2.15 gegeben. Die Tragfähigkeit einer Schicht wird dadurch in Zugrichtung in einem weiten Bereich stark eingeschränkt. Die mit Fb verbundene hohe Energiefreisetzung führt in der Umgebung des Fb des öfteren zu einem vollständigen Auflösen des Faser–Matrix Verbundes oder sogar zu Schäden in benachbarten Schichten. Diese Schäden äußern sich häufig als Zfb oder Delaminationen. [39]

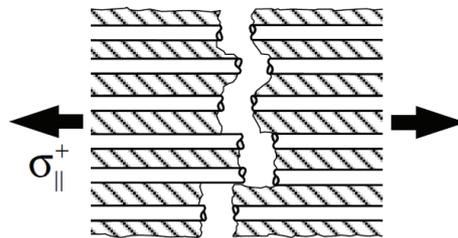


Abbildung 2.15.: Schematische Darstellung eines Faserbruchs [45, S. 347]

2.2.3. Delaminationen von Faserverbunden

Grundsätzliches

Die interlaminaren (zwischen den Schichten) Grenzflächen benachbarter Laminatschichten stellen besondere Schwachstellen für Faserverbunde dar, da hier in Dickenrichtung keine Verstärkung durch die Fasern erfolgt. Die Werkstofftrennung zwischen Einzelschichten, die auch mit Zwischenfaserbrüchen einer UD–Schicht vergleichbar ist, wird als Delamination bezeichnet. Der naheliegende Begriff "Zwischenschichtbruch" ist dabei eher

2. Theoretische Hintergründe

unüblich. Für die Trennung der Schichten können nur die interlaminaren Spannungen normal zur Schichtgrenzfläche (σ_{33} , wenn positiv) oder Schubspannungen in der Grenzfläche (τ_{13} und τ_{12}) verantwortlich sein. Mögliche Konfigurationen, bei denen Delaminationen begünstigt auftreten, sind in Abbildung 2.16 dargestellt. Es konnte gezeigt werden, dass mit Ausnahme von Beulen und Impactbelastungen Delaminationen erst eintreten, wenn zuvor Zwischenfaserrisse entstanden sind. Diese lösen, aufgrund der Spannungskonzentrationen in den Risspitzen, die Delamination erst aus. Sowohl schwingende als auch stetig ansteigende Belastungen führen dann zu einem Fortschreiten der Risspitze, was ein typisches Problem der Bruchmechanik darstellt. [39] [21]

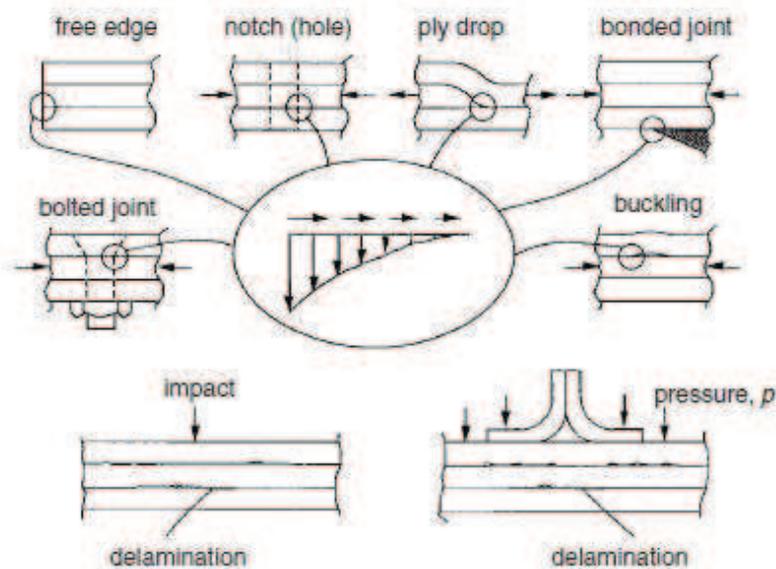


Abbildung 2.16.: Begünstigte Konfigurationen für Delaminationen [21, S. 171]

Grundsätzlich wird je nach Richtung, in welcher der Riss belastet wird, zwischen den Bruchmoden Mode I (opening), Mode II (shear) und Mode III (tearing) unterschieden (siehe Abbildung 2.17). In Faserverbundlaminaten kann die Ausbreitung des Risses aufgrund der Faserverstärkung, im Gegensatz zu isotropen Materialien, dann grundsätzlich nur zwischen den Laminatschichten stattfinden. [21]

2. Theoretische Hintergründe

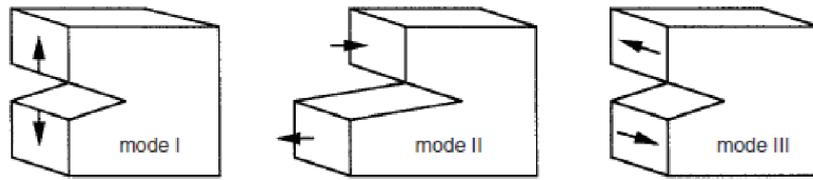


Abbildung 2.17.: Schematische Darstellung der Bruchmoden [21, S. 171]

Bei Faserverbundlaminaten wird die interlaminare Bruchzähigkeit, die mittels der Energiefreisetzungsrates G_C beschrieben werden kann, stark von der verwendeten Matrix und den verwendeten Fasern beeinflusst. Abbildung 2.18 zeigt den Einfluss der Bruchzähigkeit der Matrix auf die interlaminare Bruchzähigkeit eines UD-Laminats für unterschiedliche Fasern in Mode I. [12]

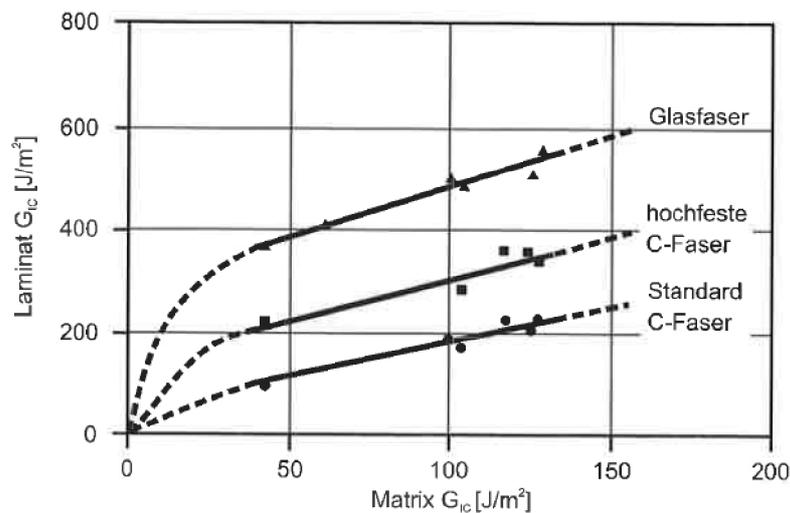


Abbildung 2.18.: Einfluss der Matrixzähigkeit auf die interlaminare Bruchzähigkeit G_{IC} von UD-Laminaten [12, S. 130]

2.2.4. Versuche zur Bestimmung der interlaminaren Bruchzähigkeit G_C

In der Vergangenheit wurden bereits große Anstrengungen unternommen um die interlaminaren Bruchzähigkeiten G_C mit angemessenen Methoden zu bestimmen. Besonders

2. Theoretische Hintergründe

sind hier die Organisationen ASTM (American Society for Testing and Materials),ESIS (European Structural Integrity Society) und JIS (Japanese Industry Standards) hervorzuheben, die versucht haben, diese Methoden zu standardisieren. Die Prüflinge zur Messung der interlaminaren Bruchzähigkeit sind zumeist balkenförmig ausgeführt und wurden fast ausschließlich für unidirektional faserverstärkte Laminat, bei denen sich die Delamination in Richtung der Fasern ausbreitet, entwickelt. Bei allen Methoden ist die Messung der Kraft und der Verschiebung erforderlich, bei der die Delamination um eine bekannte Risslänge weiterwächst. Für einige Prüflinge ist das Risswachstum stabil, wodurch Daten für mehrere Punkte während des Delaminationsfortschritts bestimmt werden können. Für andere Prüflinge ist das Risswachstum instabil, wodurch die kritische Kraft und die zugehörige Verschiebung nur für die anfängliche Delaminationslänge messbar ist. Durch Messung von Kraft, Verschiebung und Risslänge ist es schließlich möglich die interlaminare Bruchzähigkeit G_C zu bestimmen (vgl. Gleichung 2.17). [21]

Mode I

Bei den meisten Mode I Versuchen, die der Bestimmung der interlaminaren Bruchzähigkeit G_{IC} dienen, kommt der Double Cantilever Beam (DCB) Prüfling zur Anwendung. JIS, ASTM und ISO haben Normen hervorgebracht, die diesen Prüfling verwenden. Die Normen beschränken sich hier auf rein unidirektional ausgerichtete Laminat. Für die Lasteinleitung können einerseits Lasteinleitungs- oder Endblöcke (engl.: load-blocks oder end-blocks), andererseits Klavierbandscharniere (engl.: piano hinges) verwendet werden. Abbildung 2.19 zeigt DCB-Prüflinge mit den unterschiedlichen Möglichkeiten der Krafteinleitung. [21] [26]

2. Theoretische Hintergründe

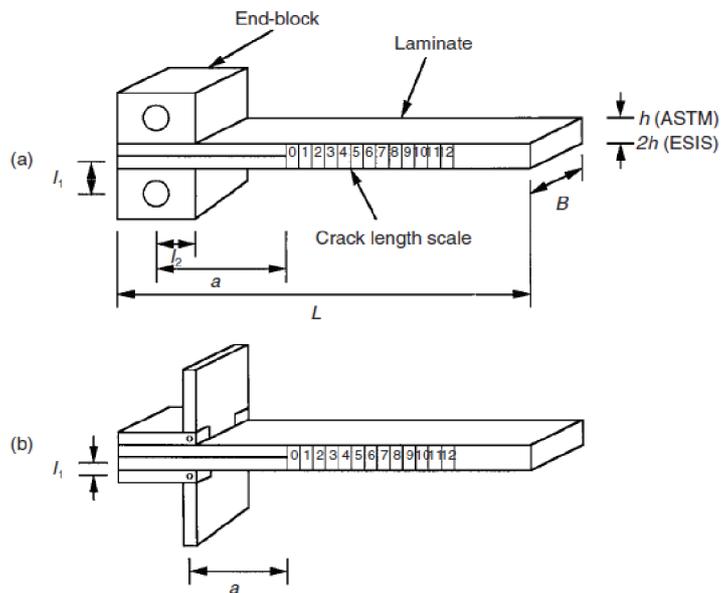


Abbildung 2.19.: DCB-Prüfling mit (a) Lasteinleitungsblöcken oder (b) Klavierbandscharnieren [21, S. 174]

Mode II

Für Mode II kamen in der Vergangenheit hauptsächlich der ENF (end-notched flexure) Versuch, standardisiert von JIS und der ELS (end-loaded split) Versuch zur Anwendung. ESIS veröffentlichte ein Protokoll für den ELS-Versuch. Andere gebräuchliche Methoden zur Bestimmung der Mode II interlaminaren Bruchzähigkeit verwenden beispielsweise den CNF (centre-notched flexure), SENF (stabilised end-notched flexure) oder den 4ENF (four point bend end notched flexure) Prüfling. Abbildung 2.20 zeigt eine schematische Darstellung der unterschiedlichen Mode II Prüflinge. [21]

2. Theoretische Hintergründe

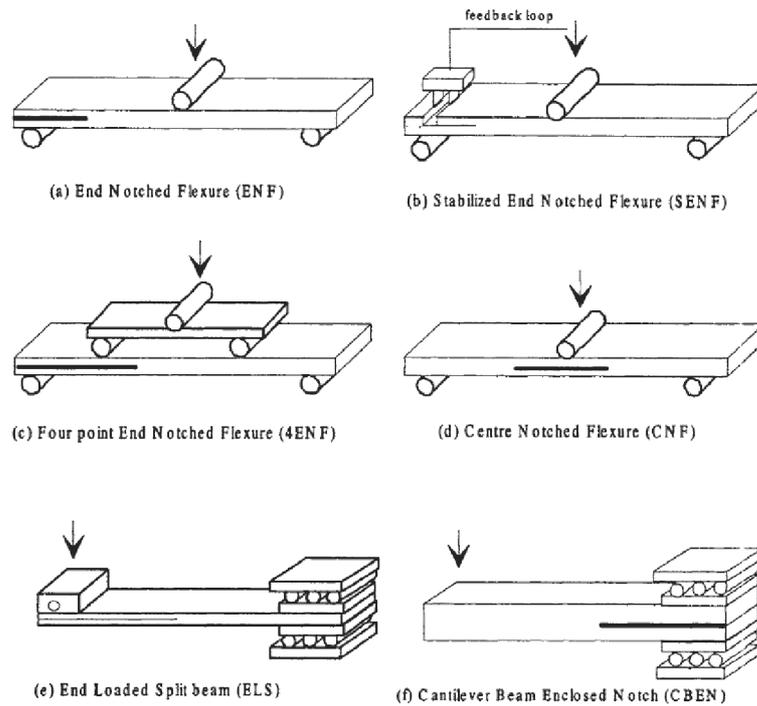


Abbildung 2.20.: Schematische Darstellung der unterschiedlichen Mode II Prüflinge [10, S. 308]

Bei der Entwicklung eines geeigneten Mode II Versuchs gilt es insbesondere für folgende Herausforderungen Lösungen zu finden [10, S. 309]:

1. Geometrieunabhängigkeit des Prüflings
2. Einfluss des Starterdefekts
3. Stabilität der Rissausbreitung
4. Versuchsauswertung
5. Einfluss der Reibung

Eines der Hauptprobleme bei den Mode II Versuchen stellt die Reibung zwischen den sich verschiebenden Oberflächen dar, die zu einer Verfälschung des ermittelten G_{IIc} -Wertes führt. Es wird angenommen, dass es nicht möglich ist einen G_{IIc} -Wert zu bestimmen, der als reine Materialeigenschaft dargestellt werden kann. Des weiteren muss überhaupt die Sinnhaftigkeit für reine Mode II-Versuche in Frage gestellt werden, da es in den meisten Composite-Bauteilen zu Mixed-Mode I/II Brüchen kommt, in denen Mode I fast immer dominant ist. Andererseits konnte aufgezeigt werden, dass es durchaus realistische strukturelle Konfigurationen gibt, bei denen nahezu reiner Mode II Bruch auftritt. [21]

2. Theoretische Hintergründe

Eine andere Schwierigkeit bei Mode II Versuchen stellt die Feststellung der Rissposition dar. Neben einem raschen Rissfortschritt, der ohne klar erkennbare Rissöffnung auftritt, wird die Identifizierung der Rissspitze durch Mikrorisse in der relativ großen Prozesszone erschwert. Aus diesem Grund werden Methoden bevorzugt, bei denen die Risslänge nicht mitgemessen werden muss. [35]

Ein weiteres Problem vieler Mode II Versuche ist die Stabilität ihres Risswachstums. Im Allgemeinen ist die Rissausbreitung bei konstantem Vorschub stabil (stabil, wenn dG/da negativ ist). Die Stabilität der unterschiedlichen Prüflinge ist in Tabelle 2.1 zusammengefasst. Sie stellt auch das größte Problem des genormten ENF-Versuchs dar. Stabile Rissausbreitung ist hier nur bei sehr großen Risslängen möglich ($a/a_{max} > 0,7$). Das obere Auflager wird im Versuch von der Rissspitze daher sehr rasch erreicht. Die Möglichkeit Daten aus einem Versuch zu ermitteln ist dadurch stark beschränkt. Der SENF weist zwar stabiles Risswachstum auf, ist aber aufgrund des komplexen Versuchsaufbaus, der zur Messung der Scherverschiebung notwendig ist, zumindest für Normen nicht geeignet. Für den in einem weiten Bereich stabilen ELS Versuch stellt sowohl die Identifizierung der Risslänge als auch die Klemmung des Prüflings besondere Herausforderungen dar. [10] [4]

Tabelle 2.1.: Stabilität der Rissausbreitung gebräuchlicher Mode II Prüflinge [10, S. 312]

Prüfling	Stabilität	Stabile Rissausbreitung
ENF	$a/a_{max} > 0,7$	0 mm
ELS	$a/a_{max} > 0,55$	30 mm
SENF	immer stabil	20 mm
4ENF	immer stabil	35 mm
CNF	$a/a_{max} > 0,87$	0 mm

Um stabiles Risswachstum in einem ENF-Prüfling zu erreichen, kann dieser auch in einer 4-Punkt-Biegeeinrichtung geprüft werden. Die Delaminationsspitze liegt bei dem sogenannten 4ENF Versuch bereits bei Versuchsbeginn innerhalb der beiden inneren Auflager (siehe Abbildung 2.21). Dieser Bereich ist durch konstantes Biegemoment und Schubspannungsfreiheit gekennzeichnet. Es kommt dadurch, im Vergleich zu anderen Mode II Versuchen, zu einer Reduktion von Reibungseffekten. Im Bereich zwischen den inneren und äußeren Auflagern wirken aber auch hier kompressive Normalkräfte, die Reibung

2. Theoretische Hintergründe

zwischen den Kragarmen des Prüflings verursachen. Einen weiteren Vorteil des 4ENF Versuchs stellt seine einfache Auswertung dar. Durch das konstante Biegemoment zwischen den inneren Auflagern verändert sich die Nachgiebigkeit C linear mit zunehmender Risslänge a ($dC/da = \text{konstant}$). Die Steigung m einer Ausgleichsgeraden, die sich in einem C - a -Diagramm ergibt, entspricht somit dC/da . [21]

G_{IIC} ist dann über folgenden einfachen Zusammenhang berechenbar (vgl. Gleichung 2.17) [21, S. 200]:

$$G_{IIC} = \frac{P_C^2}{2B} \frac{dC}{da} = \frac{P_C^2 m}{2B} \quad (2.19)$$

G_{IIC}	Kritische Energiefreisetzungsrate Mode II	[J/m ²]
P_C	Kritische Kraft	[N]
B	Breite des Prüflings	[m]
C	Nachgiebigkeit	[m/N]
a	Risslänge	[m]
m	Steigung der Ausgleichsgeraden	[1/N]

Da nach Gleichung 2.19 die Länge des Risses keinen Einfluss auf das Ergebnis hat, spiegelt die Kraft–Weg–Kurve die G_{IIC} -Werte direkt wider. Wenn die Kraft, nach einem anfänglichem Kraftanstieg, konstant bleibt dann ist auch G_{IIC} über der Risslänge konstant. [21]

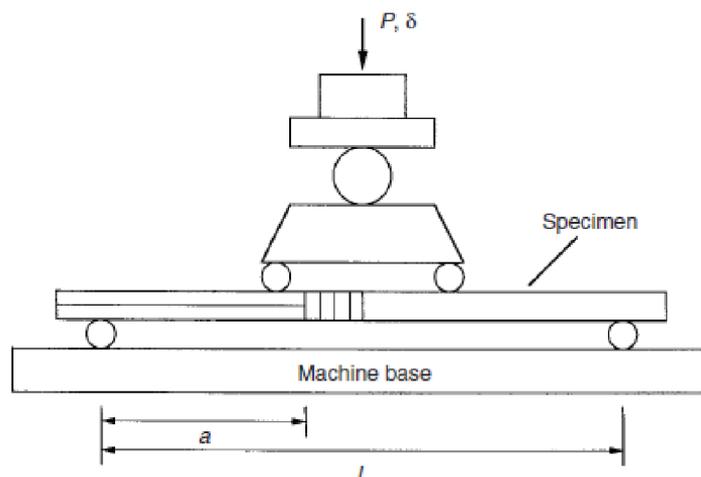


Abbildung 2.21.: Prinzipdarstellung des 4ENF-Versuchsaufbaus [21, S. 200]

2. Theoretische Hintergründe

Mode III

Die Methoden zur Bestimmung der interlaminaren Bruchzähigkeit in Mode III sind nicht so weit fortgeschritten wie für Mode I oder II. Alle Versuche gelten bis jetzt als nicht wirklich zufriedenstellend. Dies liegt an der Schwierigkeit einen Versuch beziehungsweise einen Prüfling zu entwickeln, der reines Mode III Bruchverhalten zeigt. Da man annimmt, dass die interlaminare Bruchzähigkeit für Mode III grundsätzlich höher ist als für Mode I oder Mode II, wird es in realen Laminaten zu Delaminationen kommen, die hauptsächlich durch die anderen zwei Bruchmoden bestimmt werden. Zur experimentellen Bestimmung der interlaminaren Bruchzähigkeit in Mode III wurden in der Vergangenheit einige Versuchsanordnungen vorgestellt. Der meist untersuchte Versuch stellt hier der ECT (edge cracked torsion) Test dar (siehe Abbildung 2.22). [21] [40]

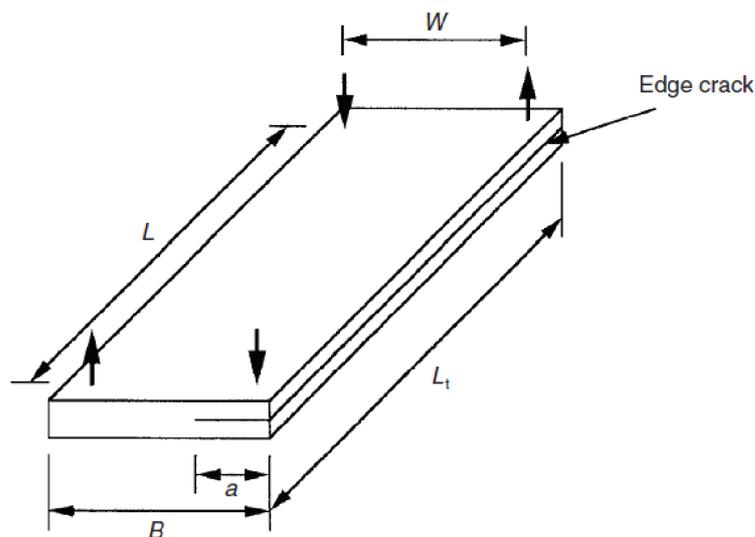


Abbildung 2.22.: Mode III ECT-Prüfling [21, S. 177]

Mixed Mode

In Laminaten mit realen Belastungszuständen treten Delaminationen normalerweise nicht in reiner Form sondern in einer Kombination der Bruchmoden auf. Es gibt deshalb Bestrebungen die interlaminare Bruchzähigkeit für diese sogenannte Mixed Mode Delaminationen zu bestimmen. Die Entwicklung entsprechender Versuche hat sich in der Ver-

2. Theoretische Hintergründe

gangenheit auf Versuche für Kombinationen zwischen Mode I und Mode II konzentriert. Beispielfhaft seien hier der FRMM (Fixed ratio mixed mode) und der MMB (Mixed mode bend) Versuch genannt. Diese sind in Abbildungen 2.23 und 2.24 dargestellt. [21]

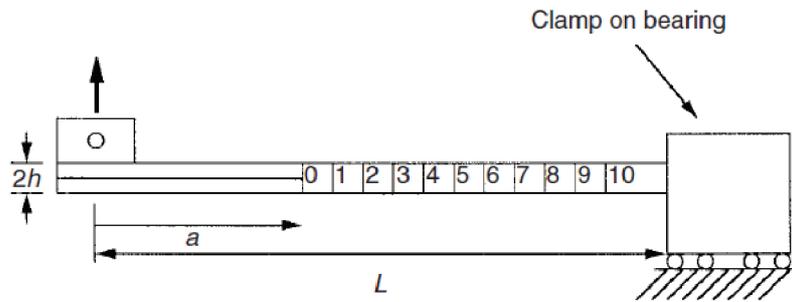


Abbildung 2.23.: Mixed Mode FRMM–Versuch [21, S. 177]

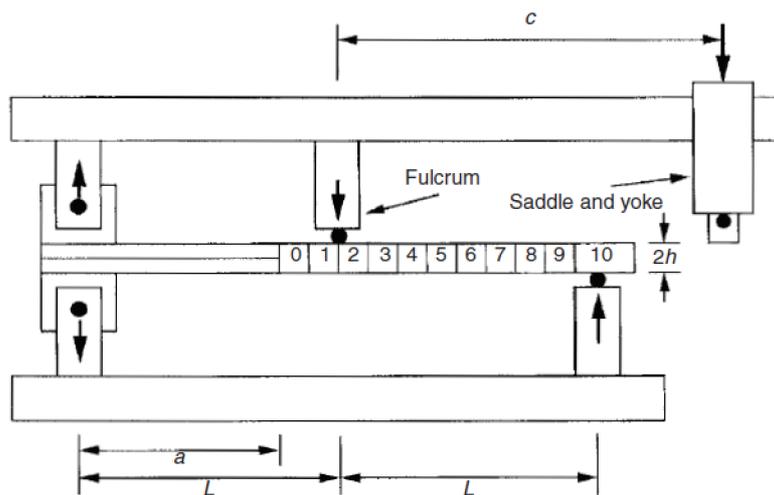


Abbildung 2.24.: Mixed Mode MMB–Versuch [21, S. 177]

2.3. Simulation von Delaminationen

In der Finite Elemente Simulation sind sogenannte Kohäsivzonenmodelle Stand der Technik, um das Delaminieren von Faserverbunden abzubilden. Es soll hier zuerst allgemein auf theoretische Hintergründe dieser Modelle eingegangen und im Anschluss das in dieser Arbeit verwendete Pickett–Modell näher erläutert werden.

2. Theoretische Hintergründe

2.3.1. Kohäsivzonenmodelle

Bei Kohäsivzonenmodellen wird der Bruchprozess auf die vor der physikalischen Risspitze befindliche Prozesszone beschränkt. Diese Zone wird als Kohäsivzone bezeichnet. Die Modelle kommen unter anderem bei duktilen Metallen, faserverstärkten Materialien, Keramiken, Beton und für Grenzflächen zwischen benachbarten Materialien zur Anwendung. Durch Separation der verlängerten Rissflanken kommt es in der Kohäsivzone zu intermolekularen Kohäsionsspannungen. Die Kohäsionsspannungen, hier mit t bezeichnet, sind von der Separation δ abhängig und können durch ein Kohäsivgesetz $t(\delta)$ beschrieben werden. Für die Kohäsivgesetze werden, je nach Material und Bruchprozess, unterschiedliche Ansätze verwendet. So verwendet man beispielsweise für den Trennvorgang von spröden Metallen exponentielle Ansätze (Abbildung 2.25(a)) und trapez- oder bilineare Verläufe für elastisch-plastische Materialien (Abbildung 2.25(b-d)). Im Speziellen werden Kohäsivgesetze nach Abbildung 2.25(b) für die Zwischenschicht von Klebeverbindungen, nach Abbildung 2.25(c) für die Delamination von Schichten und nach Abbildung 2.25(d) für zement- oder betonartige Materialien verwendet. Ein Kohäsivgesetz wird dabei durch bestimmte Parameter, zum Beispiel Bruchfestigkeit (hier σ_C) und spezifische Separationsarbeit G_C , eindeutig festgelegt. Die Bestimmung dieser Parameter muss experimentell erfolgen. [20]

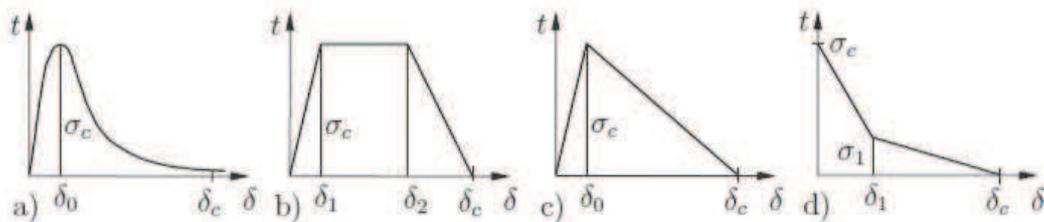


Abbildung 2.25.: Kohäsivgesetze [20, S. 160]

Der große Vorteil der Kohäsivzonenmodelle ist, dass die verschiedenen mikromechanischen Mechanismen in der Umgebung der Risspitze mit abgedeckt werden. Kohäsivzonenmodelle können im Zuge einer Finite-Elemente-Methode sehr gut angewendet werden. Die Diskretisierung der Kohäsivzone erfolgt dabei mittels sogenannter Kohäsivelemente. Das Verhalten dieser Elemente, die normalerweise eine verschwindend kleine

2. Theoretische Hintergründe

Ausgangsdicke besitzen, wird durch das Spannungs–Separationsgesetz festgelegt. [17]
[20]

Kohäsivzonenmodelle zur Simulation von Delaminationen in Faserverbunden

Die Simulation von Delaminationen in Faserverbunden wird normalerweise aufgeteilt in Delaminationsinitiierung (engl.: delamination initiation) und Delaminationsfortschritt (engl.: delamination propagation) (vgl. Abbildung 2.25(c)). Die Analyse der Delaminationsinitiierung erfolgt zumeist spannungsbasiert, für den Delaminationsfortschritt dienen Ansätze der Bruchmechanik. Um Delaminationen abbilden zu können werden die Kohäsivelemente in der Grenzschicht (engl.: interface) zwischen zwei benachbarten Laminatschichten platziert. Die Elemente verwenden Versagenskriterien, bei denen der Beginn des Steifigkeitsabbaus durch Spannungen definiert ist und der Delaminationsfortschritt bruchmechanisch durch die kritische Energiefreisetzungsrates G_C beschrieben wird. Die Energiefreisetzungsrates entspricht dabei der Fläche unter der Spannungs–Separationskurve. Physikalisch repräsentiert die Kohäsivzone die Zusammenballung von Mikrorissen in der harzreichen Zone vor der Delaminationsspitze und reflektiert die Art und Weise wie das Material an Tragfähigkeit verliert. Generell kann in den Modellen, je nach Beanspruchungsrichtung, zwischen Mode I, Mode II und Mode III unterschieden werden. Häufig wird aber zwischen Mode II und Mode III keine Unterscheidung gemacht. Abbildung 2.26 zeigt Spannungs–Separationskurven mit vorgegebenem bilinearem Verlauf von Kohäsivelementen bei Mode I beziehungsweise Mode II (III) Belastung. Die Fläche unter der Kurve (Punkt 0 – Punkt 4) entspricht dabei der kritischen Energiefreisetzungsrates G_C . [7]

2. Theoretische Hintergründe

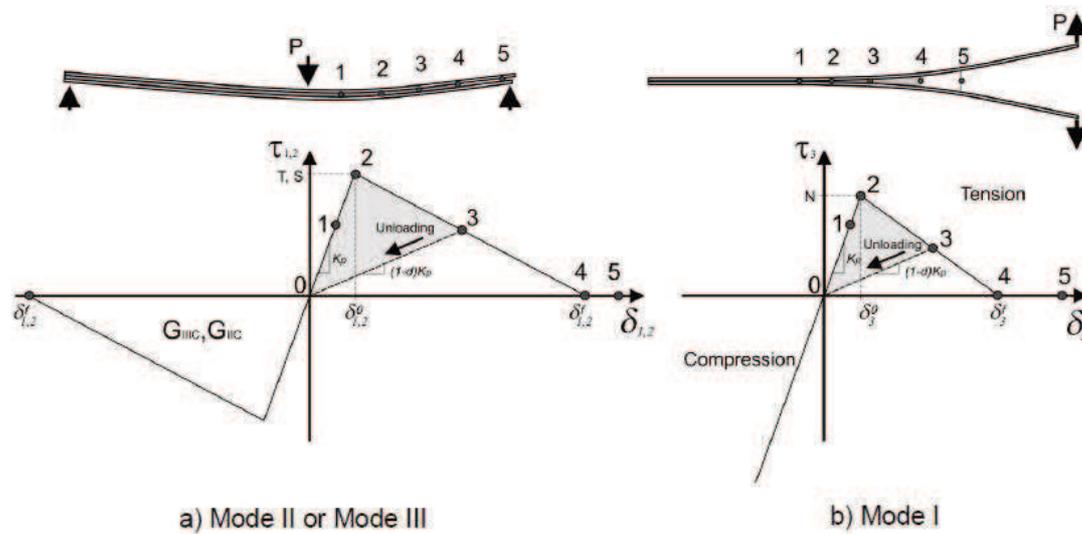


Abbildung 2.26.: Spannungs–Separationskurven der Kohäsivelemente mit bilinearen Verläufen in Mode I und Mode II (III) [7, S. 7]

Das Verhalten der Kohäsivelemente ist in den einzelnen Punkten wie folgt definiert [7, S. 7 f.]:

Punkt 0: Ausgangszustand des Elements

Punkt 1: Das Element zeigt linear elastisches Verhalten

Punkt 2: Die maximale Spannung des Elements wird erreicht

Punkt 3: Durch Schädigung kommt es zu einem allmählichen Abbau der Steifigkeit, Punkt 0 könnte bei Entlastung aber mit der verminderten Steifigkeit wieder erreicht werden

Punkt 4: Die Steifigkeit des Elements reduziert sich auf 0

Punkt 5: Das Element wird gelöscht

Da die Versagensmoden in Bauteilen im Allgemeinen nicht in Reinform auftreten, muss für den Mixed–Mode eine zusätzliche Formulierung gefunden werden. [7]

2.3.2. Simulation von Delaminationen in PAMCrash

Zur Simulation von FVK stehen im expliziten Crashesolver PAMCrash 2012 unterschiedliche Materialmodelle zur Verfügung. Im Zuge dieser Arbeit wurde zur Abbildung der De-

2. Theoretische Hintergründe

laminationen das Materialmodell 303 verwendet. Dieses stellt drei Kohäsivzonenmodelle zur Auswahl:

1. Pickett Modell
2. Benzeggagh Kenane Modell
3. Power Modell

Grundsätzlich sind diese drei Modelle vom Ansatz her gleich. Für das Benzeggagh Kenane Modell und das Power Modell muss aber, im Gegensatz zum Pickett Modell, ein zusätzlicher Parameter für Mixed-Mode Belastungen bestimmt werden. Als Kohäsivelemente kommen in PAMCrash sogenannte TIED-Elemente zum Einsatz. Sie entstehen durch die Verbindung der Master-Segmente mit den zugehörigen Slave-Knoten. Die TIED-Elemente stellen dabei Federn dar, deren Steifigkeiten durch Spannungs-Deformations-Formulierungen gegeben sind. Die anfänglichen Steifigkeiten ergeben sich, je nach Beanspruchungsrichtung, mit:

1. Mode I: E-Modul in Normalrichtung (E_0)
2. Mode II: Schubmodul in Tangentialrichtung (G_0)

Die Deformationen der Feder werden nach Abbildung 2.27 aus der Differenz der aktuellen zur unbelasteten Position des Slave-Knoten berechnet. Die Spannungen im Knoten in Normal- beziehungsweise Tangentialrichtung ergeben sich dann mit [14, V-401]:

$$\sigma_n = E_0 \epsilon_n \quad (2.20)$$

σ_n	Spannung in Normalrichtung	[N/m ²]
E_0	Anfänglicher Elastizitätsmodul in Normalrichtung	[N/m ²]
ϵ_n	Deformation in Normalrichtung	[-]

$$\vec{\sigma}_t = G_0 \vec{\epsilon}_t \quad (2.21)$$

$\vec{\sigma}_t$	Spannung in Tangentialrichtung	[N/m ²]
G_0	Anfänglicher Schubmodul in Tangentialrichtung	[N/m ²]
$\vec{\epsilon}_t$	Deformation in Tangentialrichtung	[-]

2. Theoretische Hintergründe

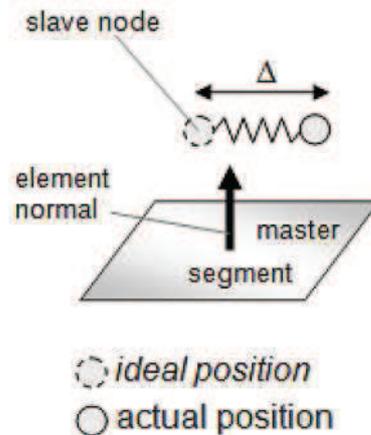


Abbildung 2.27.: Deformation des TIED-Elements [14, V-400]

Nach Beginn der Schädigung kommt es zu einer Degradation der Steifigkeiten. E_0 und G_0 hängen dann von den in der Verbindung dissipierten Energien ab. [14]

Pickett Modell

Auf das von Pickett vorgeschlagene Kohäsivzonenmodell, für das in weiterer Folge die Materialparameter experimentell bestimmt wurden und das in den FE-Simulationen zur Anwendung kam, sei hier genauer eingegangen.

Prinzipiell unterscheidet das Modell zwischen den Bruchmoden Mode I und Mode II. Der ebenfalls in tangentialer Richtung auftretende Mode III wird Mode II gleichgesetzt. Das geltende Spannungs-Separationsgesetz für reine Mode I Belastung ist in Abbildung 2.28 dargestellt. Dieses Gesetz ist für Mode II analog gültig. Der anfängliche Spannungsanstieg ist durch die Anfangssteifigkeiten der Verbindung gegeben (E_0 für Mode I und G_0 für Mode II). Die Fläche unter der Kurve stellt die dabei zugeführte Energie dar. Wird das in der Materialkarte definierte Spannungsmaximum (σ_{max} für Mode I beziehungsweise τ_{max} für Mode II) erreicht, beginnt die Schädigung der Verbindung. Das an dieser Stelle erreichte Energielimit G_0 ergibt sich für Mode I beziehungsweise Mode II mit [14, S. V-402]:

$$G_{I0} = \frac{\sigma_{max}^2 h_{cont}}{2E_0} \quad (2.22)$$

G_{I0} Energielimit für Mode I bei Beginn der Schädigung [J/m²]

2. Theoretische Hintergründe

σ_{max}	Spannungsmaximum in Normalrichtung	[N/m ²]
h_{cont}	Anfänglicher Abstand zwischen Master-Segment und Slave-Knoten	[m]

$$G_{II0} = \frac{\tau_{max}^2 h_{cont}}{2G_0} \quad (2.23)$$

G_{II0}	Energielimit für Mode II bei Beginn der Schädigung	[J/m ²]
τ_{max}	Spannungsmaximum in Tangentialrichtung	[N/m ²]

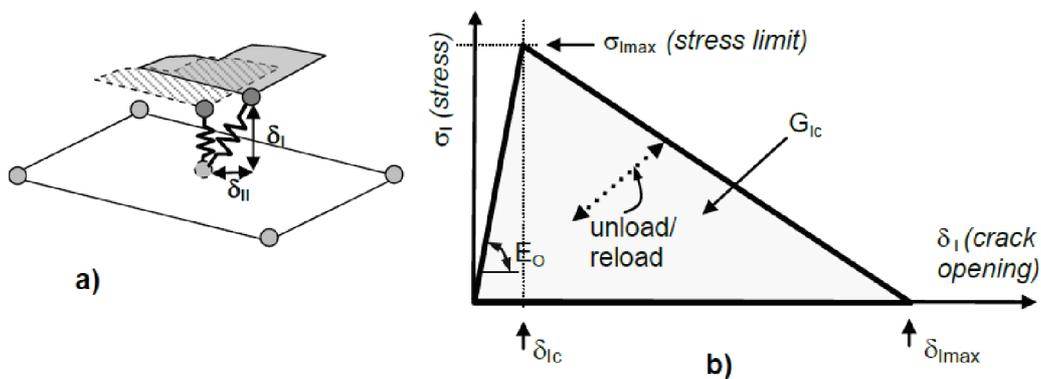


Abbildung 2.28.: Spannungs-Separationsgesetz des Pickett-Modells für reine Mode I Belastung [37, S. 3]

Nach Überschreiten des Spannungsmaximums kommt es mit fortschreitender Separation zu einer Zunahme der Schädigung in der Verbindung. Die Schädigung äußert sich durch einen linearen Abbau der Spannung und einer Verminderung der Steifigkeit. Der Kurvenverlauf ist hier durch die kritische Energiefreisetzungsrate G_C festgelegt, die der Fläche unter der gesamten Kurve in Abbildung 2.28 entspricht. Die Richtungen der Separationen werden im Modell, außer bei Mode I, nicht berücksichtigt. Im Falle einer kompressiven Mode I Belastung beträgt die absorbierte Energie der Verbindung 0.

In einem allgemeinem Belastungsfall, in dem Mode I und Mode II (III) auftreten, beginnt die Schädigung wenn das Energiegrenzkriterium G_{cont} erreicht wird [14, S. V-402]:

$$\frac{G_{Ii}}{G_{I0}} + \frac{G_{IIIi}}{G_{III0}} = G_{cont} \quad (2.24)$$

2. Theoretische Hintergründe

G_{Ii} Zugeführte Energie der Verbindung in Mode I [J/m²]

G_{IIi} Zugeführte Energie der Verbindung in Mode II [J/m²]

G_{Ii} und G_{IIi} werden mit einer Inkrement-Methode berechnet. Totale Schädigung und Löschung des Elements tritt schließlich ein, wenn folgendes Kriterium erfüllt ist [14, S. V-402]:

$$\frac{G_{Ii}}{G_{IC}} + \frac{G_{IIi}}{G_{IIC}} = G_{cont} \quad (2.25)$$

Der G_{cont} -Wert ist wie folgt definiert [14, S. V-403]:

$$G_{cont} = f(\Theta) \quad (2.26)$$

$$\Theta = \arccos \frac{G_{IIi}}{\sqrt{G_{Ii}^2 + G_{IIi}^2}} \quad (2.27)$$

Der Verlauf des G_{cont} -Wertes ist in Abbildung 2.29 dargestellt. Daneben ist es aber auch möglich im Materialmodell einen linearen Zusammenhang zwischen Mode I und Mode II zu definieren.

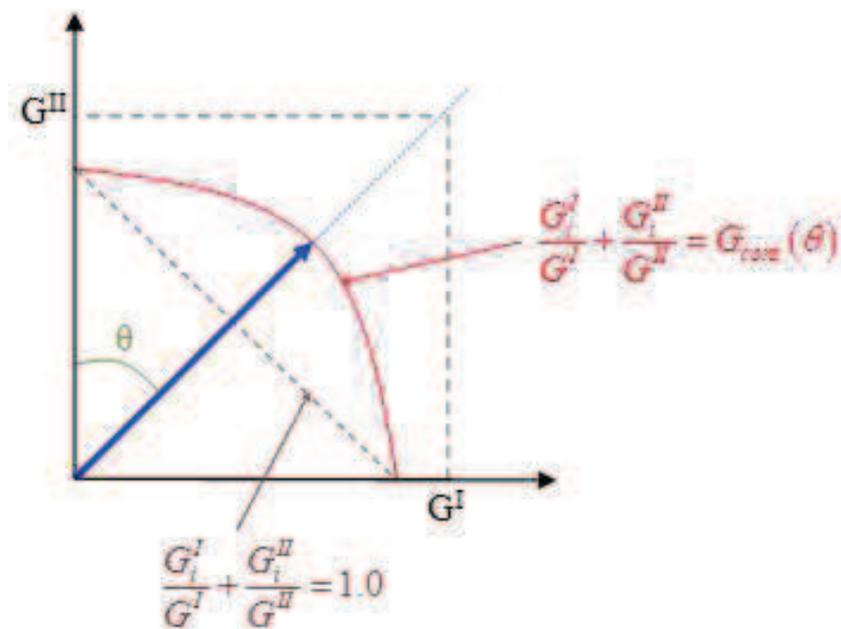


Abbildung 2.29.: Kurvendefinition des Energielimits G_{cont} [14, V-403]

2. Theoretische Hintergründe

Abbildung 2.30 zeigt die Kurvendefinition des Energielimits bei linearer Interaktion für Beginn (Punkt A) und Ende (Punkt B) der Schädigung für einen allgemeinen Belastungsfall.

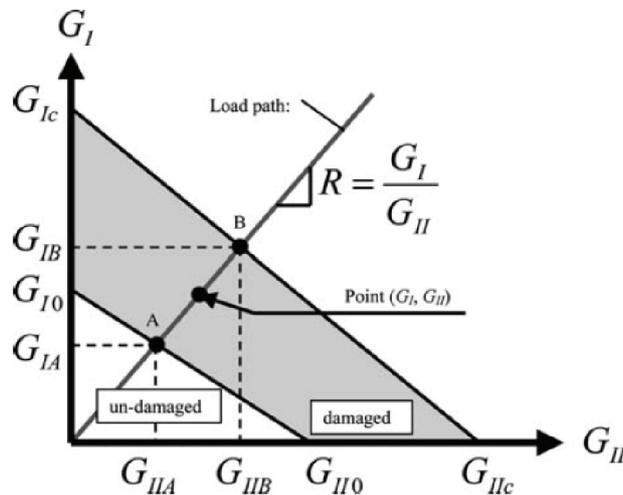


Abbildung 2.30.: Kurvendefinition des Energielimits für Beginn und Ende der Schädigung [19, S. 820]

Die zu bestimmenden Materialparameter für das Pickett-Modell sind in Tabelle 2.2 zusammengefasst.

Tabelle 2.2.: Materialparameter für das Pickett-Modell [14]

Parameter	Beschreibung
E_0	E-Modul in Normalrichtung
σ_{max}	Maximalspannung in Normalrichtung
G_{IC}	Kritische Energiefreisetzungsrates Mode I
G_0	Schubmodul in Tangentialrichtung
τ_{max}	Maximalspannung in Tangentialrichtung
G_{IIC}	Kritische Energiefreisetzungsrates Mode II

3. Experimentelle Parameteridentifikation

Nachdem die für die Kohäsivzonenmodelle entscheidenden Materialparameter festgestellt worden waren, sollten die Parameter experimentell mit quasistatischen Versuchen ermittelt werden. Nach Auswahl der Versuche, die dafür als geeignet erachtet worden waren, wurde eine CFK-Prüfplatte selbst mittels Handlaminierverfahren hergestellt. Die für die Versuche erforderlichen Prüflinge wurden im Anschluss aus der Prüfplatte ausgeschnitten und einer entsprechenden Vorbereitung unterzogen. Die Versuche wurden schließlich an den Prüflingen durchgeführt und die Werkstoffkennwerte im Zuge der Versuchsauswertung bestimmt.

3.1. Auswahl der Versuche

Die experimentelle Bestimmung der Materialparameter sollte für das vorgestellte Kohäsivzonenmodell von Pickett erfolgen. Die Parameter sind in Tabelle 2.2 zusammengefasst.

Grundsätzlich stellt sich die experimentelle Ermittlung der elastischen Eigenschaften und der Festigkeiten in Dickenrichtung problematischer dar als in der Ebene. Letztere sind aber für das Kohäsivzonenmodell entscheidend. Die Schwierigkeit besteht hier sowohl in der Bereitstellung von Prüfkörpern mit ausreichender Dicke in einheitlicher Qualität als auch in der Krafteinleitung, die ohne der Erzeugung von Randeckten und Spannungskonzentrationen erfolgen soll. [8]

Wie in Kapitel 2.2.4 erwähnt, schreiben die meisten Versuche zur Bestimmung der interlaminaeren Bruchzähigkeiten UD-Laminaten vor und wie im Kapitel 2.1.2 beschrieben, kann

3. Experimentelle Parameteridentifikation

von transversaler Isotropie des UD–Laminats ausgegangen werden. Damit ergibt sich für das Kohäsivzonenmodell:

$$E_0 = E_3 = E_2 \quad (3.1)$$

$$G_0 = G_{13} = G_{12} \quad (3.2)$$

$$\sigma_{max} = R_3^+ = R_2^+ \quad (3.3)$$

$$\tau_{max} = R_{13} = R_{12} \quad (3.4)$$

E_{22} und R_2 können relativ einfach aus dem Zugversuch 90° zur Faser bestimmt werden (siehe Kapitel 3.4.2). Zur Bestimmung von R_{12} beziehungsweise von G_{12} kann der Zugversuch 45° zur Faser herangezogen werden (siehe Kapitel 3.4.4).

Derzeit existiert kein Versuch mit dem die interlaminare Scherfestigkeit exakt bestimmt werden kann. Eine ungefähre oder scheinbare Bestimmung dieser Werte ist aber über diverse Versuche möglich. Den meistverwendeten Versuch stellt hier der 3–Punkt–Biegeversuch mit kurzem Balken dar. Einschränkungen der Ergebnisse sind bei diesem Versuch durch die nicht eindeutig definierte Scherfläche und die unerwünschte Überlagerung von Normalspannungen gegeben. Untersuchungen in der Vergangenheit haben aber gezeigt, dass die Maximalspannungen des Kohäsivzonenmodells (σ_{max} und τ_{max}) nur einen geringen Einfluss auf das Simulationsergebnis haben. Ein exakter Wert für die Festigkeiten ist hier nicht so entscheidend, da Delaminationen in erster Linie von den Energien bestimmt werden. Aus diesen Gründen wurde der 3–Punkt–Biegeversuch mit kurzem Balken zur Bestimmung von τ_{max} als geeignet erachtet. [8] [6] [5]

Zur Bestimmung der interlaminaren Bruchzähigkeit G_{IC} wurde der etablierte und genormte DCB–Versuch gewählt. Aufgrund der stabilen Rissausbreitung, der einfachen Versuchsauswertung und des relativ einfachen Versuchsaufbaus, wurde zur Bestimmung von G_{IIC} der 4ENF–Versuch gewählt. Die ausgewählten Versuche und deren Normen, mit Ausnahme des noch nicht genormten 4ENF, mit denen die Materialparameter für das Pickett–Modell bestimmt werden sollten, sind in Tabelle 3.1 zusammengefasst.

3. Experimentelle Parameteridentifikation

Tabelle 3.1.: Materialparameter des Pickett-Modells mit den ausgewählten Versuchen und entsprechenden Normen

Parameter	Versuch	Norm
E_0	Zugversuch 90° zur Faser	EN ISO 527-5 [25]
σ_{max}	Zugversuch 90° zur Faser	EN ISO 527-5 [25]
G_{IC}	Double Cantilever Beam	ISO 15024 [26]
G_0	Zugversuch 45° zur Faser	EN ISO 14129 [22]
τ_{max}	3-Punkt-Biegeversuch mit kurzem Balken	EN ISO 14130 [23]
G_{IIC}	4 Point Bend End Notched Flexure	

3.2. Herstellung der Prüfplatte

Aufgrund der Tatsache, dass für Mode I und Mode II Delaminationsprüflinge Anfangsdelaminationen (engl.: initial delaminations), durch Einlegen von Trennfolien im Herstellungsprozess, realisiert werden müssen, wurde eine Prüfplatte selbst mittels Handlaminierverfahren hergestellt. Das Einlegen der Trennfolien kann bei diesem Fertigungsverfahren, im Vergleich zu anderen Fertigungsverfahren, einfach erfolgen. Die Vorgehensweise, mit der die Prüfplatte auf der Fachhochschule (FH) Joanneum in Graz handlaminiert und anschließend in einer Vakuum-Membranpresse ausgehärtet wurde, sei hier näher erläutert. [26]

3.2.1. Auswahl des Faserhalbzeugs und der Matrix

Für die Herstellung der Prüfplatte musste in einem ersten Schritt eine Entscheidung über das zu verwendende Faserhalbzeug sowie über die Matrix getroffen werden. Da die für die Bestimmung der interlaminaren Bruchzähigkeit für Mode I gültige Norm ISO 15024 unidirektional verstärkte Materialien vorschreibt und die am häufigsten verwendeten Verstärkungen für Hochleistungsbauteile Kohlenstofffasern sind, wurde als Faserhalbzeug ein UD-Gelege aus Kohlenstofffasern gewählt. Als Matrix wurde Epoxidharz gewählt, da dieses vor allem aufgrund seiner guten mechanischen Eigenschaften und seiner geringen Schwindung in modernen Hochleistungsverbunden am häufigsten Anwendung findet. [26] [52]

Die Entscheidung für das Faserhalbzeug fiel auf das „Kohlegelege UHM 250 g/m² unidirektional“ der R&G Faserverbundwerkstoffe GmbH, da für dieses Gelege die vergleichs-

3. Experimentelle Parameteridentifikation

weise höchsten Laminatschichtdicken, bei gleich angenommenem Faservolumengehalt, angegeben waren. Als Matrix wurde das Laminierharz „LR 385“ mit Härter „LH 385“ verwendet. Die Eigenschaften des Geleges und des Epoxidharzes sind in Tabelle 3.2 und Tabelle 3.3 zusammengefasst. [44]

Tabelle 3.2.: Eigenschaften des Geleges und der Faser [46, S. 4]

Gelege		
Bezeichnung		Kohlegelege UHM 250 g/m ² UD
Hersteller		R&G Faserverbundwerkstoffe GmbH
Breite	[mm]	244
Faser		
Bezeichnung		UHM Dialead K 63712, 12 k
E-Modul	[N/mm ²]	634317
Zugfestigkeit	[N/mm ²]	2620
Bruchdehnung	[%]	0,4
Dichte	[g/cm ³]	2,12

Tabelle 3.3.: Eigenschaften von Harz und Härter [42]

Harz		
Bezeichnung		Laminierharz LR 385
Hersteller		Momentive
Härter		
Bezeichnung		Härter LH 385
Hersteller		Momentive
Harz und Härter		
Topfzeit	[min]	20
Gewichtsanteile	[-]	100:35±2
Dichte	[g/cm ³]	1,18-1,20
E-Modul	[N/mm ²]	3300-3600
Zugfestigkeit	[N/mm ²]	75-85
Druckfestigkeit	[N/mm ²]	120-140
Bruchdehnung	[%]	6-8

Das Harz L 385 ist ein vom deutschen Luftfahrt–Bundesamt zugelassenes Laminierharzsystem, welches sich vor allem durch seine guten mechanischen und thermischen Eigenschaften auszeichnet. Es ist daher für statisch und dynamisch hochbelastete Bauteile

3. Experimentelle Parameteridentifikation

bestens geeignet. Im Speziellen wurde es für den Einsatz in Sport-, Motor- und Segel-
flugzeugen sowie für den Boots- und Schiffsbau entwickelt. [43]

Das verwendete Kohlegelege besteht aus den Ultrahochmodul (UHM) Fasern Dialead K
63712, die vom Hersteller zur besseren Handhabung mit Haftfadengittern aus Polyethy-
lenterephthalat (PET) beidseitig fixiert werden (siehe Abbildung 3.1). Die UHM-Fasern
weisen im Vergleich zu den hochfesten High-Tensity-(HT-) Standardfasern einen um et-
wa 169% höheren E-Modul, aber eine um etwa 34% geringere Zugfestigkeit auf. Auch
die Bruchdehnung ist mit etwa 0,4%, anstatt 1,5%, vergleichsweise sehr niedrig. [44]

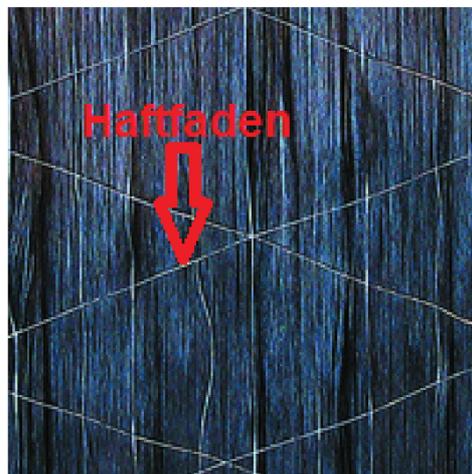


Abbildung 3.1.: Kohlegelege UHM 250 g/m² mit Haftfadengitter [44]

3.2.2. Vorabschätzung der Prüfplattendicke

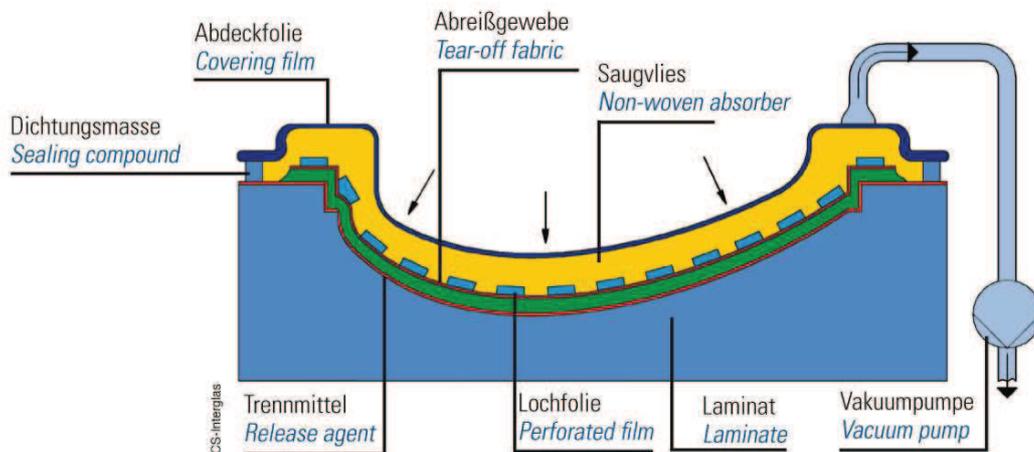
Nach Festlegung der Fasern und des Harzes wurde die Dicke der Platte mit Hilfe der
Excel-Anwendung „LamiCens“, das bereits in Kapitel 2.1.3 Anwendung gefunden hatte,
abgeschätzt. Bei Auswahl des „Kohlegelege 250 g/m² UD“ und eines beliebigen Harzsys-
tems ergab sich bei dem vom Programm vorgeschlagenen Faservolumenanteil von 42%
und einer Stapelung von 10 Schichten eine Gesamtdicke des Laminats von 3,34 mm. Der
Faservolumenanteil von 42% erschien plausibel, da bei Handlaminierverfahren typischer-
weise Faservolumenanteile zwischen 40 und 50% erreicht werden können. Die in ISO
15024 geforderte gerade Anzahl an Laminatschichten wurde nach dieser Berechnung ein-

3. Experimentelle Parameteridentifikation

gehalten und die empfohlene Dicke von 3 mm, die für kohlenstofffaserverstärkte Mode I Prüflinge gilt, sogar überschritten. [32] [26] [41]

3.2.3. Handlaminieren der Prüfplatte

Die Entscheidung fiel somit darauf die Platte mit 10 Schichten des Kohlenstoffgeleges in unidirektionaler Ausrichtung mittels Handlaminierverfahren zu laminieren. Die Aushärtung des Harzes sollte im Anschluss in einer Vakuum-Membranpresse erfolgen. Abbildung 3.2 zeigt eine schematische Darstellung dieser Fertigungstechnik.



Handlaminierverfahren mit Vakuumhärtung *Hand lay-up operations with vacuum curing*

Abbildung 3.2.: Schematische Darstellung des Handlaminierverfahrens mit Vakuumhärtung [41, S. 43]

Für die Fertigung der Prüfplatte wurden, in einem ersten Schritt, von der 10 m langen und 244 mm breiten Gelege-Rolle, um das vorhandene Material bestmöglich auszunützen, 10 gleich große Abschnitte zu jeweils 990 mm Länge mittels Rollmesser und Lineal abgeschnitten. Das Gelege auf der Rolle war dabei noch beidseitig durch Schutzfolien bedeckt (siehe Abbildung 3.3).

Danach wurden eine Trennfolie und ein Abreißgewebe auf die als Form dienende ebene Aluminiumplatte aufgelegt. Die Trennfolie diente als Trennmittel zwischen Laminat und Aluminiumplatte, das Abreißgewebe sollte für spätere Verklebungen eine rauere Oberfläche der Prüfplatte erzeugen. Nach Entfernen der Schutzfolien konnte der erste Gelegeabschnitt auf das Abreißgewebe aufgelegt werden. Im nächsten Schritt wurden Harz und

3. Experimentelle Parameteridentifikation



Abbildung 3.3.: Abschneiden der Gelegeabschnitte von der Gelegerolle

Härter in einem Becher mittels Holzspachtel miteinander vermischt. Das vorgeschriebene Gewichtsverhältnis von Harz zu Härter (100:35) wurde dabei durch vorheriges Abwiegen der beiden Komponenten eingehalten. Die angemischte Menge wurde jeweils so gewählt, dass sie innerhalb der angegebenen Topfzeit von 20 min verarbeitet werden konnte (vgl. Tabelle 3.3). Im Anschluss brachte man ausreichend viel Harz auf die erste Gelegesicht auf und verteilte es gleichmäßig mittels Schaumstoffrollen (siehe Abbildung 3.4). Das Laminieren der weiteren Schichten erfolgte analog: Entfernen der Schutzfolien, Auflegen des Geleges, Aufbringung des Harzes und dessen Verteilung. Es wurde dabei darauf geachtet die einzelnen Gelegesichten möglichst exakt über der vorherigen Schicht zu positionieren. [41]

3. Experimentelle Parameteridentifikation



Abbildung 3.4.: Aufbringen und Verteilung des Harzes am Gelege

Nach der 5. Schicht, also der Hälfte des Gesamtlaminates, erfolgte das Einlegen der zuvor zurechtgeschnittenen Spezial-Trennfolie Umeco A5000. Die Trennfolie aus Perfluorethylenpropylen (FEP), die eine Dicke von nur 0,025 mm aufwies, wurde kostenlos von der FLUGZEUG-UNION SÜD GmbH als Muster zu Verfügung gestellt. Mit den eingelegten Folienzuschnitten (engl.: inserts) sollten die Anfangsdelaminationen in den Mode I und Mode II Delaminationsprüflingen erzeugt werden. Die Zuschnitte wurden hierfür mit Übermaß jeweils querseitig an den Rändern der 5. Laminatschicht aufgelegt (siehe Abbildung 3.5). Nach ISO 15024 soll die Trennfolie, zur Erzeugung eines möglichst scharfen Risses, eine Dicke von 0,013 mm nicht überschreiten. Da es in dieser Arbeit aber in erster Linie um die grundsätzliche Vorgehensweise bei der Erzeugung von Delaminationsprüflingen ging und der Beschaffungsaufwand ein sinnvolles Maß nicht überschreiten sollte, wurde die 0,025 mm dicke Trennfolie als ausreichend betrachtet. [49] [26]

3. Experimentelle Parameteridentifikation

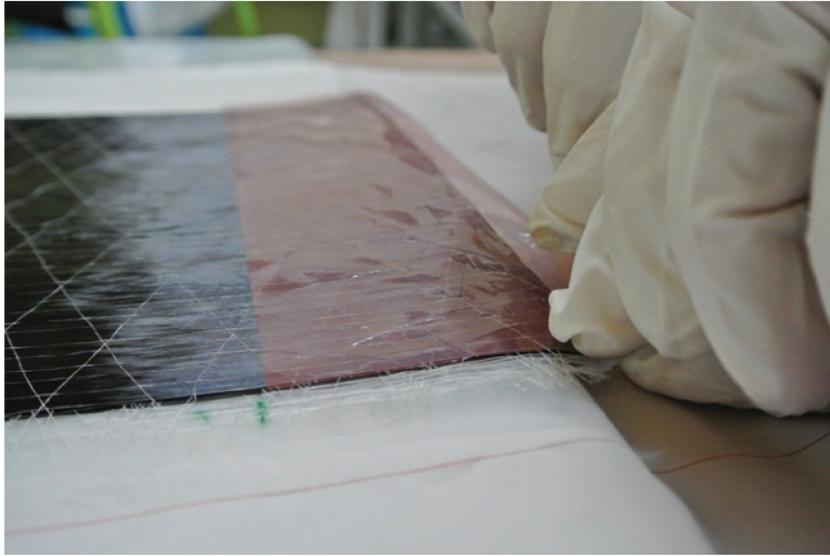


Abbildung 3.5.: Einlegen der Trennfolien A5000 für die Delaminationsprüflinge

Das Laminieren der letzten fünf Schichten erfolgte nach der selben Vorgehensweise wie für die ersten Schichten. Auf die oberste Laminatschicht wurde schließlich ein Abreißgewebe, eine Lochfolie und ein Saugvlies aufgelegt. Die Lochfolie diente dem überschüssigen Harz, welches in weiterer Folge durch eine Vakuumpresse hinausgepresst werden sollte, als Abflussmöglichkeit. Das Saugvlies hatte den Zweck dieses überschüssige Harz aufzunehmen. [41]

Um den Faservolumenanteil der Prüfplatte zu erhöhen erfolgte die Aushärtung des Laminats in einer Vakuum-Membran-Presse mit Haube (Elkom VT 3214/05-1002). Abbildung 3.6 zeigt beispielhaft eine Vakuum-Membran-Presse ohne Haube. Durch den erzeugten Unterdruck von 0,9 Bar wurde die Membran der Presse vom höheren Außendruck auf die Prüf- beziehungsweise Aluminiumplatte gedrückt. Die Haube der Presse diente der Aufrechterhaltung der eingestellten Temperatur von 80 °C. Für die Aushärtung der Prüfplatte wurde die Temperatur für 24 h beibehalten.

3. Experimentelle Parameteridentifikation



Abbildung 3.6.: Vakuum-Membran-Pressen (ohne Haube)[13]

Nach der Aushärtung konnte die Prüfplatte durch Abziehen des Abreißgewebes freigelegt werden (siehe Abbildung 3.7). Sie zeigte durch den Einfluss der Membranpresse an den Rändern der Oberseite Abrundungen auf und war aufgrund der Aluminiumplatte auf der Unterseite ebener als auf der Oberseite. Ihre Dicke variierte zwischen etwa 2,5 mm und 3 mm, wobei die dünneren Stellen eher an den Rändern und die dickeren Stellen eher in der Mitte der Platte anzutreffen waren. Im Durchschnitt ergab sich so eine Dicke von etwa 2,8 mm. Dies lag deutlich unter der Vorabschätzung von 3,34 mm in Kapitel 3.2.2. Die endgültigen Abmessungen der Prüfplatte (siehe Abbildung 3.8) waren somit 990 x 244 x 2,8 mm.



Abbildung 3.7.: Ausgehärtete Prüfplatte

3. Experimentelle Parameteridentifikation

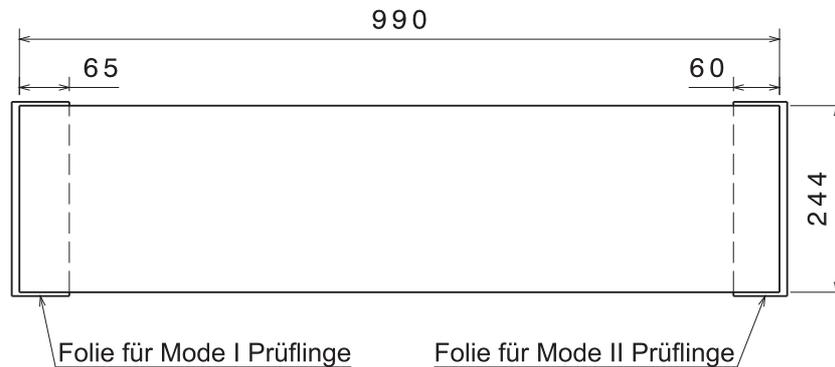


Abbildung 3.8.: Abmessungen der Prüfplatte

3.3. Herstellung der Prüflinge

Nach Fertigstellung der Prüfplatte mussten die Prüflinge in den entsprechenden Dimensionen und Ausrichtungen aus der Prüfplatte ausgeschnitten werden. Im Anschluss war eine gesonderte Vorbereitung der rohen Prüflinge erforderlich.

3.3.1. Dimensionierung der Prüflinge

Die Abmessungen der Prüflinge (Breiten und Längen) wurden durch die jeweiligen Normen beziehungsweise durch die Einschränkungen der Prüfplattenabmessungen bestimmt. Für die Prüflinge des noch nicht genormten 4ENF-Versuchs, wurde auf Literaturwerte zurückgegriffen.

Dimensionierung der Mode I Prüflinge

Die empfohlenen Prüflingsabmessungen, die sowohl für kohlefaser- als auch glasfaserverstärkte Mode I Prüflinge gelten, sind in der zugehörigen Norm ISO 15024 angegeben (siehe Tabelle 3.4). Neben der angegebenen Breite sind aber auch Breiten zwischen 15 und 30 mm zulässig. Eine Erhöhung der angegebenen Prüflingslänge stellte keine kritische Größe dar, eine Verkürzung wird aufgrund der Verringerung der Delaminationslänge nicht empfohlen. [26]

3. Experimentelle Parameteridentifikation

Tabelle 3.4.: Empfohlene Prüflingsabmessungen der DCB-Prüflinge [26, S. 7]

	Einheit	Kohlefaser	Glasfaser
Breite B	mm	20	20
Minimale Länge l	mm	125	125
Dicke 2h	mm	3	5

Die Entscheidung fiel hier auf die empfohlene Prüflingsbreite von 20 mm. Die Prüflingslänge wurde, zur Sicherstellung einer ausreichenden Delaminationslänge, mit 175 mm gewählt.

Dimensionierung der Mode II Prüflinge

Da für den gewählten 4ENF-Versuch noch keine Norm existiert, musste für die Dimensionierung dieser Prüflinge auf Literaturwerte zurückgegriffen werden. Bei einer Literaturrecherche wurde festgestellt, dass für 4ENF-Versuche an kohlefaserverstärkten Kunststoffen die Prüflingslängen zwischen 140 und 165 mm und die Breiten zwischen 20 und 25,4 mm variierten. [3] [11] [34] [38] [33] [50]

Die Länge der Mode II Prüflinge wurde als ein Mittelwert mit 150 mm gewählt. Die Breite wurde, wie bei den Mode I Prüflingen, mit 20 mm fixiert.

Dimensionierung der Zugprüflinge 90° zur Faser

Für die Bestimmung der Zugeigenschaften sowohl von Kunststoffen als auch von Kunststoffverbunden kommen nach Ö-NORM EN ISO 527, je nach Werkstofftyp, unterschiedliche Probenkörpertypen zur Anwendung. Die nähere Beschreibung der Typen erfolgt in den jeweiligen Teilen der Norm. Zur Bestimmung der Zugeigenschaften für unidirektional faserverstärkte Kunststoffe unterscheidet EN ISO 527-5 zwischen 2 Prüfkörpertypen. Typ A gilt für Zugprüfungen in Faserrichtung, Typ B gilt für Zugprüfungen 90° zur Faser. Für Probenkörpertyp B wird eine Breite von $25 \pm 0,5$ mm und eine Gesamtlänge von 250 mm angegeben. [24] [25]

Aufgrund der beschränkten Breite der Prüfplatte (244 mm) musste die Prüflingslänge auf 240 mm reduziert werden. Für die Breite wurden die empfohlenen 25 mm gewählt.

3. Experimentelle Parameteridentifikation

Dimensionierung der Zugprüflinge 45° zur Faser

Die in EN ISO 14129 für Zugprüfungen 45° zur Faser festgelegte Länge und Breite der Probekörper beträgt 250 und $25 \pm 0,5$ mm. [22]

Diese Abmessungen konnten, aufgrund des Ausschneidens 45° zur Faser, ohne Einschränkungen durch die Prüfplatte übernommen werden.

Dimensionierung der 3-Punkt-Biegeprüflinge mit kurzem Balken

Die Norm des 3–Punkt–Biegeversuch mit kurzem Balken DIN EN ISO 14130 gibt eine Standardlänge von 20 ± 1 mm und eine Standardbreite von $10 \pm 0,2$ mm bei einer Prüflingsdicke von $2 \pm 0,2$ mm an. Bei Verwendung eines Prüflings, der von der Standarddicke abweicht, soll die Länge des Prüflings dem 10–fachen und die Breite dem 5-fachen der Dicke entsprechen. [23]

Bei einer Prüfplattendicke von 2,8 mm ergab sich somit eine Prüflingslänge von 28 mm und eine Prüflingsbreite von 14 mm.

3.3.2. Ausschneiden der Prüflinge

Nach Festlegung der Prüflingsabmessungen musste im nächsten Schritt definiert werden wo und wie die Prüflinge aus der Prüfplatte ausgeschnitten werden sollten. Die Orientierung der Prüflinge war dabei durch die Orientierung der Fasern vorgegeben. Die Position der Mode I und Mode II Prüflinge war zusätzlich durch die eingelegten Trennfolien an den Querseiten der Prüfplatte bestimmt. Von den Rändern der Platte wurde, aufgrund der fertigungsbedingten Abrundungen, ein Mindestabstand von 5 mm eingehalten. Zur Identifikation erhielten die Prüflinge ihrem Prüflingstyp entsprechende Kurzbezeichnungen und fortlaufende Nummern (siehe Tabelle 3.5). Die Positionen auf der Prüfplatte, von denen die einzelnen Prüflinge ausgeschnitten wurden, sind in Abbildung 3.9 dargestellt.

3. Experimentelle Parameteridentifikation

Tabelle 3.5.: Bezeichnung der Prüflinge

Kurzbezeichnung	Anzahl	Versuch
A	11	Mode I
B	11	Mode II
C	7	Zugversuch 90 Grad
D	7	Zugversuch 45 Grad
E	7	3-Punkt-Biegeversuch

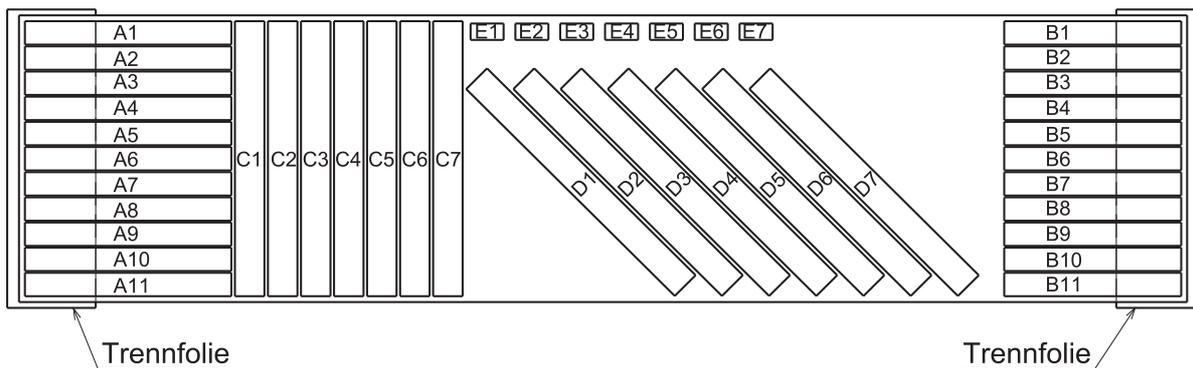


Abbildung 3.9.: Position und Bezeichnung der Prüflinge auf der Prüfplatte

Als Ausschneideverfahren wurde, um möglichst reproduzierbare Prüflinge zu erhalten und um das Material thermisch nicht zu belasten, abrasives Wasserstahlschneiden gewählt (siehe Abbildung 3.10). Dieser Fertigungsschritt wurde von der CECON Fertigungstechnik GmbH durchgeführt. Die ausgeschnittenen und beschrifteten Rohprüflinge sind in Abbildung 3.11 dargestellt.

3. Experimentelle Parameteridentifikation



Abbildung 3.10.: Abrasives Wasserstrahlschneiden der Prüflinge



Abbildung 3.11.: Ausgeschnittene Rohrprüflinge

3. Experimentelle Parameteridentifikation

3.3.3. Vorbereitung der Prüflinge

Bevor mit den Prüflingen Versuche durchgeführt werden konnten, mussten sie noch entsprechend vorbereitet werden.

Vorbereitung der Zugprüflinge

Die Vorbereitung der Zugprüflinge 90° und 45° zur Faser erfolgte auf die selbe Art und Weise. Es war hier notwendig Krafteinleitungselemente, sogenannte Aufleimer, zur Verstärkung der Enden der Prüflinge auf die Zugprüflinge aufzukleben. Die vom Österreichischen Forschungsinstitut für Chemie und Technik (OFI) zu Verfügung gestellten Aufleimer aus Aluminium hatten eine Dicke von 2 mm, eine Länge von 50 mm und eine Breite von 25 mm. Zur Verbesserung der Klebeverbindung wurden die Aufleimer mit Schleifpapier aufgeraut und mit Aceton gereinigt. Als Kleber wurde das selbe Harz (Epoxidharz L 365 mit Härter 365) verwendet, welches auch beim Laminat Anwendung gefunden hatte. Zur Verbesserung der Dimensionsstabilität sowie der Schlag- und Abriebfestigkeit wurden dem Harz zusätzlich Baumwollflocken beigemischt. Der Kleber wurde im Anschluss durch einen Pinsel auf die Aufleimer aufgetragen und die Aufleimer an den Enden der Zugprüflinge auf Ober- und Unterseite angebracht. Um ein Ablösen der Aufleimer während der Zugversuche zu verhindern, erfolgte die Aushärtung zusätzlich durch das Vakuumsackverfahren. Zu diesem Zweck wurden die auf einer Aluminiumplatte befindlichen Prüflinge in den Vakuumsack eingelegt. Der Sack wurde zur Erzeugung des Unterdrucks (0,1 Bar) zugeklebt und die sich darin befindende Luft über einen Vakuumschlauch mittels Vakuumpumpe abgesaugt. Aufgrund des höheren Außendrucks drückte der Vakuumsack Aufleimer und Prüfling zusammen (siehe Abbildung 3.12). Die Aushärtung im Vakuumsack erfolgte in einem Ofen bei 80°C für 24 h. [25] [22]

3. Experimentelle Parameteridentifikation

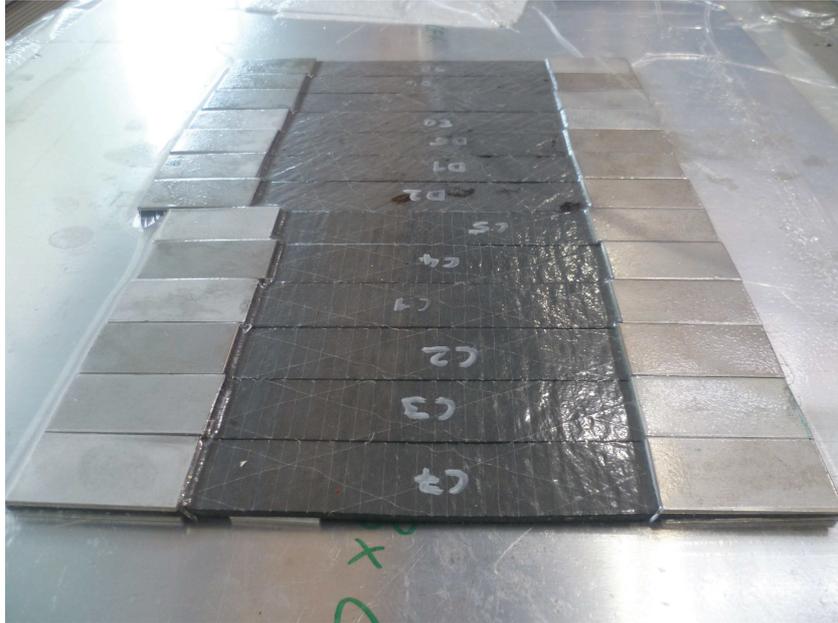


Abbildung 3.12.: Zusammendrücken von Aufleimern und Zugprüflingen durch den Vakuumsack

Vorbereitung der 3-Punkt-Biegeprüflinge

Für diese Prüflinge war nach dem Ausschneiden keine weitere Vorbereitung erforderlich.

Vorbereitung der Mode I Prüflinge

Die vertikale Krafteinleitung der Mode I Prüflinge kann normgerecht entweder über Lasteinleitungsblöcke (engl.: load blocks) oder Klavierbandscharniere (engl.: piano hinges) erfolgen (vgl. Abbildung 2.19). Aufgrund der einfacheren Einspannung des Prüflings, wurde die Methode mit den Lasteinleitungsblöcken gewählt. Zur Herstellung der Lasteinleitungsblöcke wurde als erstes ein zentrales Loch mit 6 mm Durchmesser in Längsrichtung in eine 12 x 12 mm Vierkant-Aluminiumstange gebohrt. Anschließend wurden, entsprechend der Breite der Prüflinge, die Aluminiumblöcke in den Abständen von 20 mm von der Aluminiumstange abgetrennt. Die Verbindung der Blöcke mit den Prüflingen wurde durch eine Klebeverbindung realisiert. Das Aufkleben der Blöcke erfolgte gemeinsam mit dem Aufkleben der Aufleimer auf der Fachhochschule Joanneum (vgl. Kapitel 3.3.3). Auch hier

3. Experimentelle Parameteridentifikation

wurden die Aluminiumblöcke auf ihrer Klebeseite durch Schleifpapier aufgeraut und mit Aceton gereinigt. Nach Auftrag des Klebers wurden die Blöcke an dem Ende der Prüflinge, an welchem die Anfangsdelamination realisiert war, auf Ober- und Unterseite angefügt und mittels Schraubzwingen fixiert (siehe Abbildung 3.13). Die Aushärtung des Klebers erfolgte wiederum in einem Ofen für 24 h bei 80° C. [26]



Abbildung 3.13.: Fixierung der Aluminiumblöcke bei der Klebung durch Schraubzwingen



Abbildung 3.14.: Mode I Prüfling mit Aluminiumblöcken, weißer Seitenfläche und Millimeter-Skala

Nach Aushärtung des Klebers wurden die Mode I Prüflinge (siehe Abbildung 3.14), um den Riss beziehungsweise die Risssspitze bei den Delaminationsversuchen optisch erkennbar zu machen, an den Seitenflächen mit einem weißen Acrylmalstift bestrichen. Zur Identifikation der Risslänge wurden schließlich Millimeter-Skalen auf die getrockneten weißen Flächen mittels Permanentstifte aufgetragen. [26]

Vorbereitung der Mode II Prüflinge

Die Mode II Prüflinge wurden, ähnlich den Mode I Versuchen, zur Sichtbarmachung der Risssspitze an den Seitenflächen mit weißer Acrylfarbe bestrichen. Zur Bestimmung der

3. Experimentelle Parameteridentifikation

Risslänge wurden auch hier Millimeter-Skalen darauf aufgezeichnet (siehe Abbildung 3.15).

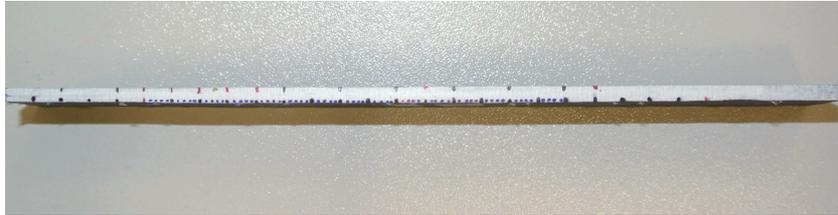


Abbildung 3.15.: Mode II Prüfling mit weißer Seitenfläche und Millimeter-Skala

3.4. Zugversuche

Die Zugversuche 90° und 45° zur Faser wurden am Institut für Konstruieren in Kunst- und Verbundstoffen an der Montanuniversität Leoben durchgeführt. Der Versuchsaufbau und die Versuchsdurchführung waren dabei identisch. [25] [23]

3.4.1. Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung

Die Einspannung der Zugprüflinge erfolgte über Klemmen der Zugprüfmaschine (UTS 250 kN/ inspekt retrofit) an den Aufleimern der Prüflinge. Im Versuch wurde die Verlängerung der Prüflinge in Zugrichtung einerseits über den Maschinenweg und andererseits, zur Erzielung exakterer Ergebnisse, über ein Extensometer gemessen. Das mit einer Anfangsgerätemesslänge von 50 mm ausgestattete handangeklemmte Längenänderungsmessgerät (MFA 2) wurde hierfür mittig am Zugprüfling aufgespannt (siehe Abbildung 3.16). Zur Messung der Verlängerung normal zur Zugrichtung stand kein zweites Extensometer zu Verfügung, wodurch die Schubverformung γ_{12} nach Gleichung 3.9 und der Schubmodul G_{12} nach Gleichung 3.8 nicht aus dem Versuch bestimmt werden konnten. Die Bestimmung des Schubmoduls G_{12} erfolgte mittels Simulation in Kapitel 4.2. Die Kraftmessung im Versuch wurde mittels einer 2 kN Kraftmesszelle (U2A-2kN) vorgenommen. Die Prüflinge wurden bis zum Bruch mit einem konstanten Maschinenvorschub von 1 mm/min belastet.

3. Experimentelle Parameteridentifikation

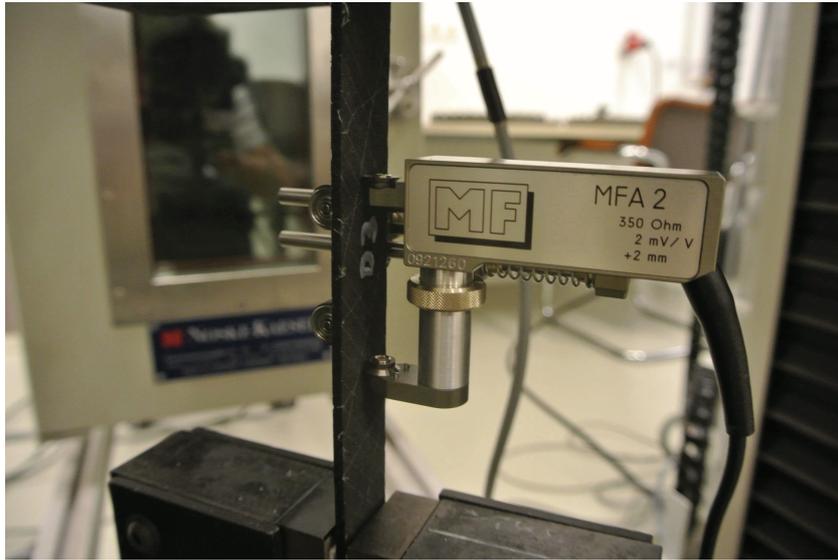


Abbildung 3.16.: Messung der Verlängerung bei den Zugprüflingen mittels eines handangeklebten Extensometers

3.4.2. Versuchsauswertung Zugversuch 90° zur Faser

Aus den Versuchen können Zugfestigkeit, Zugdehnung bei Zugfestigkeit und Zugmodul quer zur Faserrichtung über folgende Zusammenhänge bestimmt werden [24]:

$$R_2 = \frac{P_M}{A} = \frac{P_M}{B \cdot h} \quad (3.5)$$

R_2	Zugfestigkeit quer zur Faserrichtung	[N/mm ²]
P_M	Kraft beim ersten Kraftmaximum des Zugversuchs	[N]
A	Querschnittsfläche des Prüflings ($A=Bh$) zu Beginn	[mm ²]
h	Anfangsdicke in der Mitte des Prüflings	[mm]
B	Anfangsbreite in der Mitte des Prüflings	[mm]

$$\epsilon_M = \frac{\Delta L_M}{L_0} \quad (3.6)$$

ϵ_M	Zugdehnung bei Zugfestigkeit	[-]
ΔL_M	Verlängerung zwischen den Messmarken bei Kraftmaximum	[mm]

3. Experimentelle Parameteridentifikation

L_0 Anfängliche Messlänge [mm]

$$E_2 = \frac{\sigma_{0,25} - \sigma_{0,05}}{\epsilon_{0,25} - \epsilon_{0,05}} \quad (3.7)$$

E_2 Zugmodul quer zur Faserrichtung [N/mm²]

$\sigma_{0,05}$ Spannung bei Dehnung von 0,05 % [N/mm²]

$\sigma_{0,25}$ Spannung bei Dehnung von 0,25 % [N/mm²]

$\epsilon_{0,05}$ Dehnung von 0,0005 (0,05 %) [-]

$\epsilon_{0,25}$ Dehnung von 0,0025 (0,25 %) [-]

Die Bestimmung des E-Moduls quer zur Faserrichtung erfolgt hier normgerecht bei den Dehnungen von 0,05 und 0,25 %.

3.4.3. Ergebnisse und Diskussion Zugversuch 90° zur Faser

Das sich ergebende Spannungs-Dehnungs-Diagramm der Zugprüflinge 90° zur Faser ist in Abbildung 3.17 dargestellt. Die Kurven zeigten bis zum spröden Bruch, der in einem Winkel von 90° zur Zugrichtung erfolgte, ein stark linear-elastisches Verhalten. Durchschnittlich ergab sich eine Zugfestigkeit quer zur Faserrichtung von $R_2=10,53 \text{ N/mm}^2$, eine Dehnung bei Zugfestigkeit von $\epsilon_{M2}=0,314 \%$ und ein Zugmodul quer zur Faserrichtung von $E_2=3436 \text{ N/mm}^2$. Die Ergebnisse für die einzelnen Prüflinge, die nach [8] für vergleichbare Karbon/Epoxyd UD-Laminat relativ niedrig ausfielen, sind in den Abbildungen 3.18, 3.19 und 3.20 dargestellt.

3. Experimentelle Parameteridentifikation

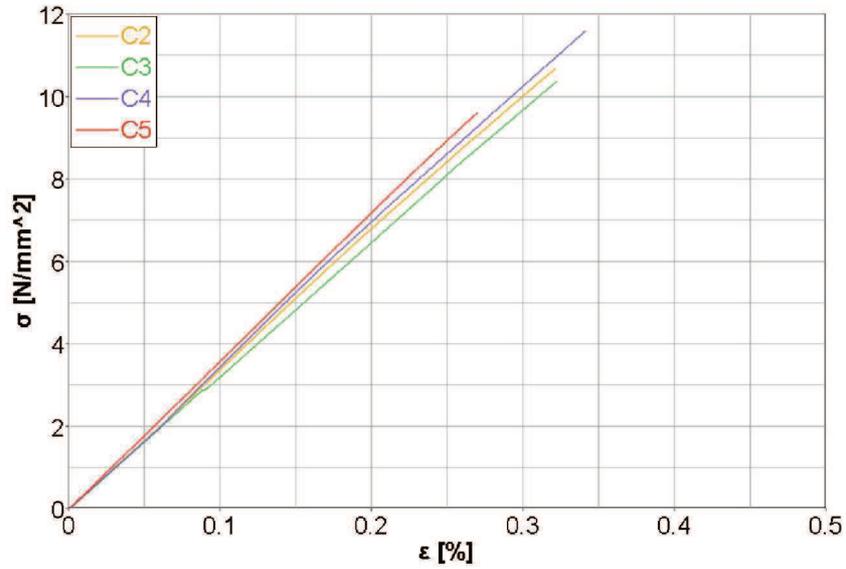


Abbildung 3.17.: Spannungs-Dehnungs-Diagramm der Zugprüflinge 90° zur Faser

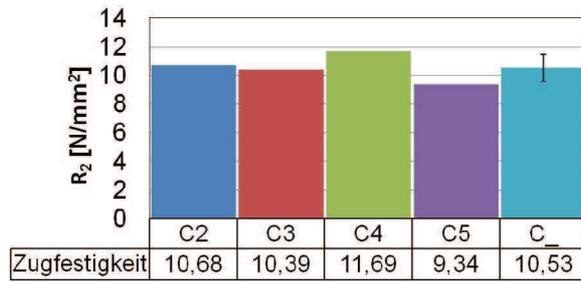


Abbildung 3.18.: Zugfestigkeiten quer zur Faser

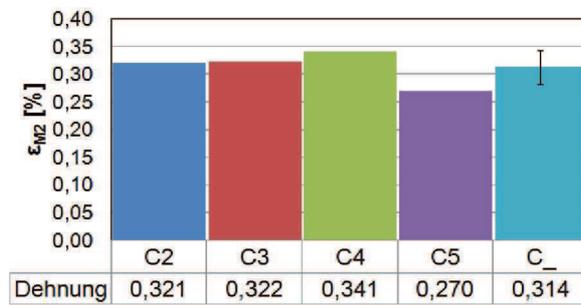


Abbildung 3.19.: Zugdehnungen bei Zugfestigkeit quer zur Faser

3. Experimentelle Parameteridentifikation

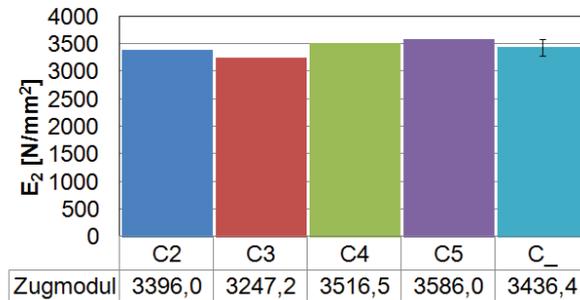


Abbildung 3.20.: Zugmoduln quer zur Faser

3.4.4. Versuchsauswertung Zugversuch 45° zur Faser

Aus den Zugversuchen 45° zur Faser können prinzipiell der Schubmodul G_{12} , die Schubverformung γ_{12} und die Schubfestigkeit R_{12} bestimmt werden. Es gilt [22, S. 6 f.]:

$$R_{12} = \frac{P_M}{2Bh} \quad (3.8)$$

R_{12}	Schubfestigkeit in der Lagenebene	[N/mm ²]
P_M	Zugkraft bei Bruch	[N]
h	Anfangsdicke in der Mitte des Prüflings	[mm]
B	Anfangsbreite in der Mitte des Prüflings	[mm]

$$\gamma_{12} = \epsilon_x - \epsilon_y \quad (3.9)$$

γ_{12}	Schubverformung	[%]
ϵ_x	Längsdehnung	[%]
ϵ_y	Querdehnung (negativ, wenn ϵ_x positiv)	[%]

$$G_{12} = \frac{\tau''_{12} - \tau'_{12}}{\gamma''_{12} - \gamma'_{12}} \quad (3.10)$$

3. Experimentelle Parameteridentifikation

G_{12}	Schubmodul	[N/mm ²]
τ''_{12}	Schubspannung bei $\gamma''_{12} = 0,5\%$	[N/mm ²]
τ'_{12}	Schubspannung bei $\gamma'_{12} = 0,1\%$	[N/mm ²]

Der Schubmodul G_{12} wird hier bei Schubverformungen von 0,1 und 0,5 % bestimmt.

3.4.5. Ergebnisse und Diskussion Zugversuch 45° zur Faser

Da bei den Versuchen die Dehnung in y-Richtung nicht mitgemessen werden konnte, war die Bestimmung des Schubmoduls und der Schubverformung nach den Gleichungen 3.9 und 3.10 nicht möglich. Abbildung 3.21 zeigt die gemessene Kraft über der Dehnung in x-Richtung. Die Dehnung wurde dabei über das Extensometer bestimmt. Bei den Versuchen stieg die Kraft linear mit der Dehnung an, bis der Prüfling spröd in einem Winkel von 45° zur Faser brach. Die Ergebnisse für die Berechnung der Scherfestigkeiten sind in Abbildung 3.22 dargestellt. Durchschnittlich ergab sich eine Scherfestigkeit in der Lagenenebene von 7,53 N/mm², die auch hier zu vergleichbaren Werten in [8] relativ niedrig ausfiel.

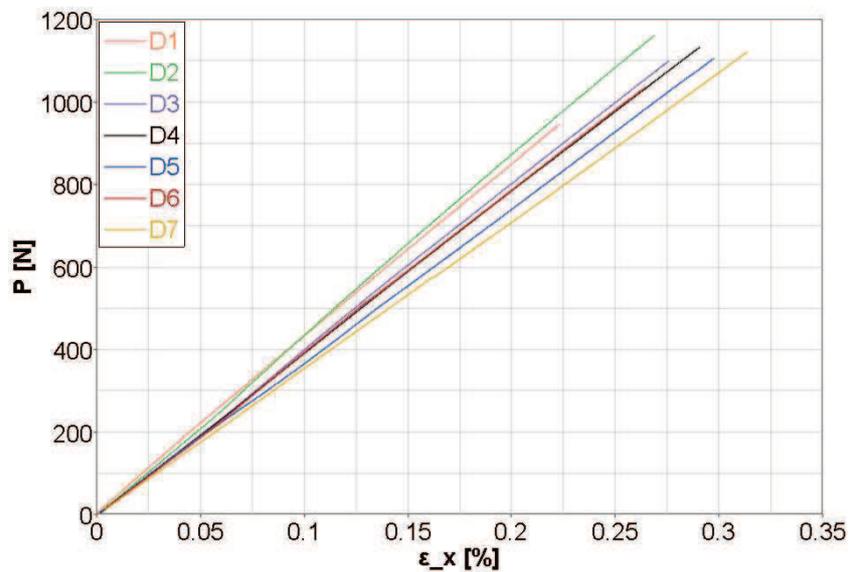


Abbildung 3.21.: Kraft-Dehnungs-Diagramm der Zugprüflinge 45°

3. Experimentelle Parameteridentifikation

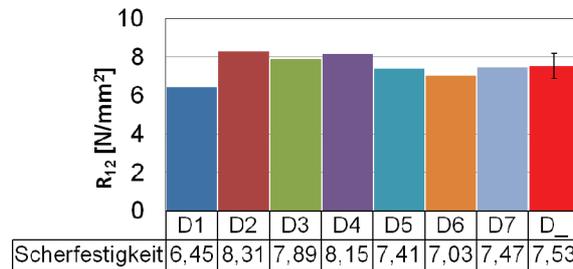


Abbildung 3.22.: Scherfestigkeiten R_{12} in der Lagenebene

3.5. 3–Punkt–Biegeversuch mit kurzem Balken

Der 3-Punkt-Biegeversuch mit kurzem Balken wurde nach EN ISO 14130 am Institut für Fahrzeugsicherheit an der TU-Graz durchgeführt. [23]

3.5.1. Versuchsaufbau 3–Punkt–Biegeversuch

Für den Versuchsaufbau des 3–Punkt–Biegeversuchs mit kurzem Balken konnten die bereits am ViF vorhandenen unteren Auflager, mit den normgerechten Radien $r_2 = 2 \text{ mm}$, übernommen werden. Für die am Institut für Fahrzeugsicherheit vorhandene 400 kN Presse mussten der obere Stempel und die Fixierungen der Auflager konstruiert und gefertigt werden. Die Konstruktion des Versuchsaufbaus ist in Abbildung 3.23 dargestellt. Die unteren Auflager wurden über Metallplatten, welche an der unteren Bohrungsplatte der Prüfanlage angeschraubt waren, niedergespannt. Der obere Stempel mit dem normgerechten Radius von $r_1 = 5 \text{ mm}$ wurde an ein Flacheisen angeschweißt, welches durch eine Konstruktion auf der oberen Bohrungsplatte angeschraubt wurde.

3. Experimentelle Parameteridentifikation

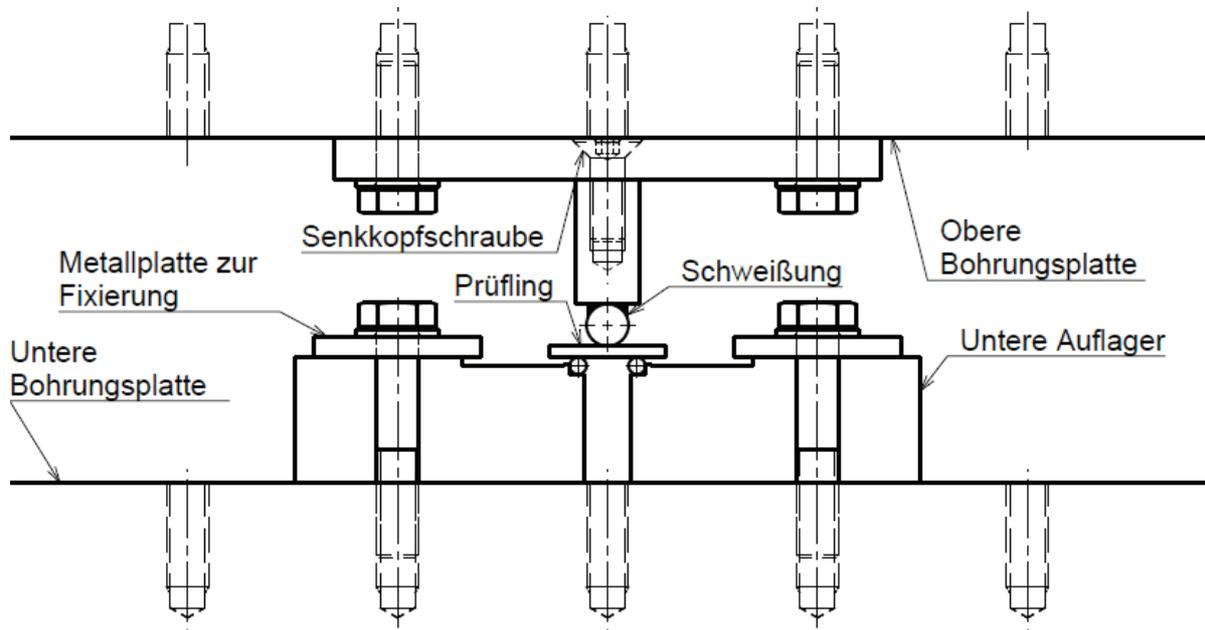


Abbildung 3.23.: Konstruktion des 3–Punkt–Biegeversuchs

Der normgerechte untere Auflagerabstand von $l = 14 \text{ mm}$ ergab sich mit der 5–fachen Dicke der Prüflinge ($2,8 \text{ mm}$). Für die Kraftmessung wurde eine 5 kN Kraftmessdose verwendet.

3.5.2. Versuchsdurchführung 3–Punkt–Biegeversuch

Nach Festschrauben der unteren und oberen Auflager wurde die untere Bohrungsplatte so weit nach oben gefahren, dass ein Prüfling gerade noch eingelegt werden konnte (siehe Abbildung 3.24). Der Prüfling wurde mittig ausgerichtet und Kraft- beziehungsweise Wegmessung genullt. Im nächsten Schritt wurden sowohl Video- als auch Messaufzeichnung gestartet und die Presse mit einem konstanten Vorschub von $0,02 \text{ mm/s}$ zusammengefahren. Der Versuch wurde nach eindeutigem Bruch des Prüflings gestoppt.

3. Experimentelle Parameteridentifikation

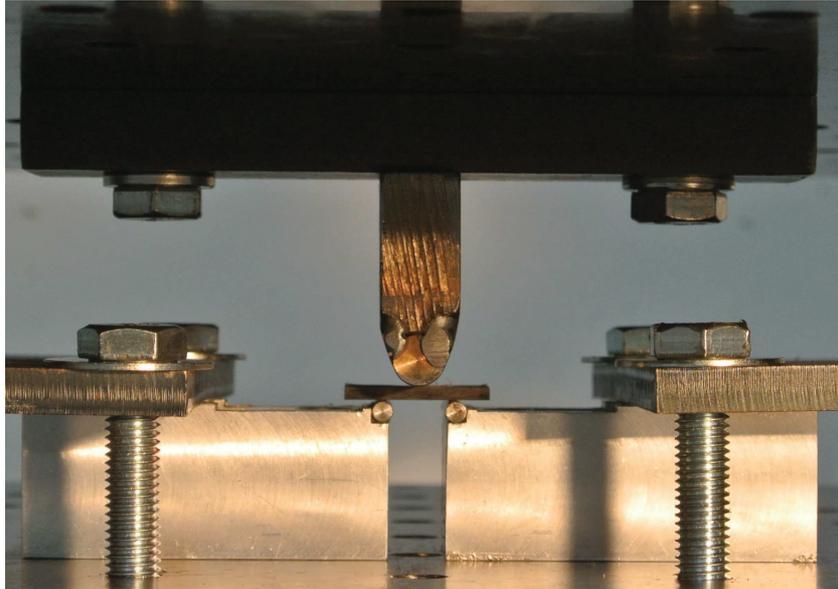


Abbildung 3.24.: Versuchsdurchführung des 3-Punkt-Biegeversuchs

3.5.3. Versuchsauswertung 3-Punkt-Biegeversuch

Zur Bestimmung der scheinbaren interlaminaren Schubspannung in der neutralen Ebene des Prüflings dient folgende Gleichung [23, S. 7]:

$$R_{13} = \frac{3P_M}{4Bh} \quad (3.11)$$

R_{13}	Scheinbare interlaminare Scherfestigkeit	[N/mm ²]
P_M	Maximalkraft oder Kraft bei Bruch	[N]
B	Prüflingsbreite	[mm]
h	Prüflingsdicke	[mm]

3.5.4. Ergebnisse und Diskussion 3-Punkt-Biegeversuch

Bei den ersten Versuchen wurde die Presse nicht sofort nach Feststellen des Kraftabfalls gestoppt, sondern noch etwas weitergefahren (Prüflinge E1 und E2). Diese Prüflinge zeigten auf Höhe des oberen Auflagers Faserbrüche auf. Ein Versagen auf Schub in

3. Experimentelle Parameteridentifikation

der neutralen Ebene konnte nicht eindeutig festgestellt werden. Die Videoaufzeichnungen ließen auch auf starke Eindrückungen im Bereich des oberen Auflagers schließen. Die nachfolgenden Versuche wurden daher, sofort nachdem ein Kraftabfall festgestellt werden konnte, abgebrochen. Bei diesen Prüflingen konnten keine oder zumindest nur mehr sehr wenige Faserbrüche festgestellt werden. Interlaminares Scherversagen war hier, wie Abbildung 3.25 zeigt, teilweise sehr gut auf einer Seite des Prüflings erkennbar.

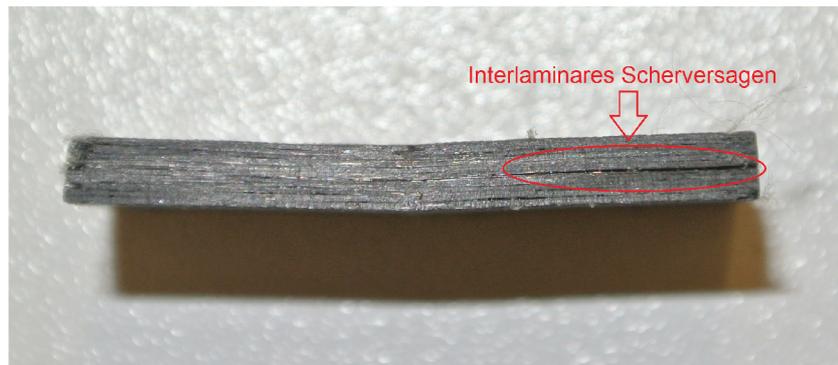


Abbildung 3.25.: Interlaminares Scherversagen eines 3-Punkt-Biegeprüflings

Um den Einfluss der Eindrückungen im Bereich des oberen Auflagers zu analysieren, wurden auch Versuche mit größerem oberem Auflagerradius $r_1 = 10$ mm durchgeführt (Prüflinge E5 und E7). Wie Abbildung 3.26 zeigt, ergaben sich dadurch aber keine signifikanten Unterschiede in den Kraft-Weg-Kurven.

3. Experimentelle Parameteridentifikation

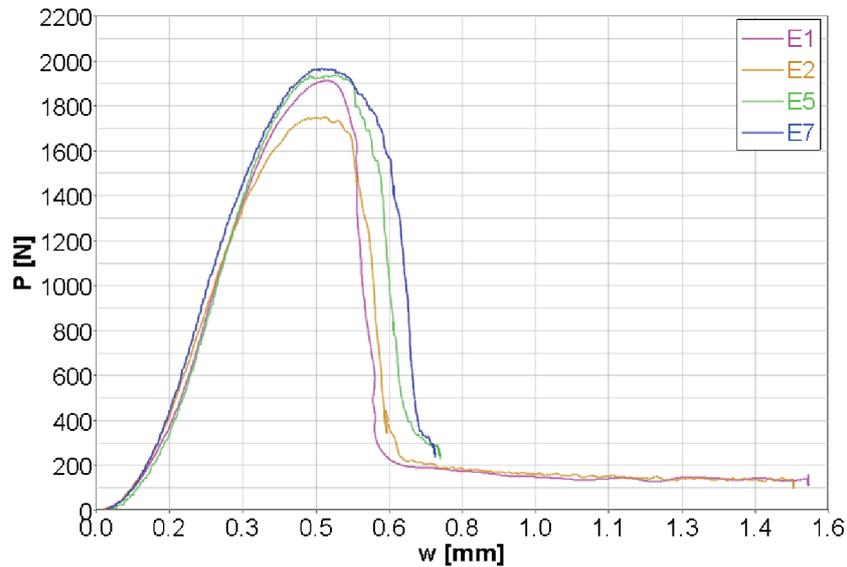


Abbildung 3.26.: Kraft–Weg–Kurven der 3–Punkt–Biegeprüflinge

Die Berechnungsergebnisse für die interlaminaren Scherfestigkeiten sind in Abbildung 3.27 dargestellt. Durchschnittlich ergab sich hier eine Festigkeit von $R_{13} = 36,7 \text{ N/mm}^2$.

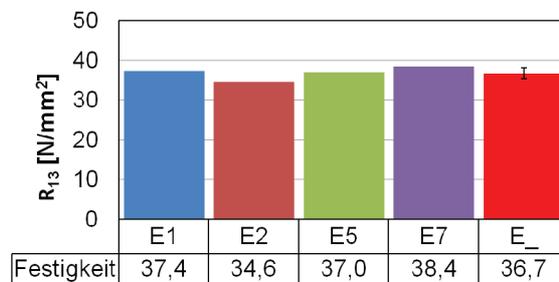


Abbildung 3.27.: Interlaminare Scherfestigkeit der 3–Punkt–Biegeprüflinge mit kurzem Balken

3.6. Mode I Delaminationsversuch

Die Mode I Versuche, zur Bestimmung der interlaminaren Bruchzähigkeit G_{IC} , erfolgten mittels Double Cantilever Beam (DCB) nach ISO 15024. Für die Versuchsdurchführung

3. Experimentelle Parameteridentifikation

wurde aufgrund der ausführlicheren Beschreibung zusätzlich auf die Norm JIS K 7086 zurückgegriffen. Die Versuche wurden an einer Zug-Prüfmaschine (Thümler Zugprüfmaschine Z3) am Institut für Fahrzeugsicherheit durchgeführt. [26] [27]

3.6.1. Versuchsaufbau Mode I

Die Krafteinleitung an den DCB-Prüflingen war durch die aufgeklebten Aluminiumblöcke gegeben. Für die Einspannung der Prüflinge an den Adaptern der Zug-Druck-Prüfmaschine musste eine entsprechende Konstruktion angefertigt werden. Diese wurde jeweils durch zwei verschraubte U-Profile mit durchgesteckten Bolzen realisiert. Die Konstruktion des Versuchsaufbaus ist in Abbildung 3.28 dargestellt.

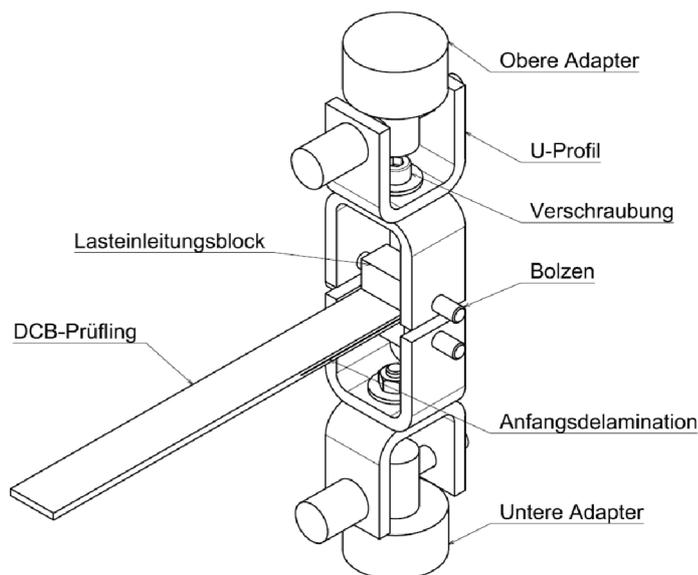


Abbildung 3.28.: Konstruktion des Versuchsaufbaus Mode I

3.6.2. Versuchsdurchführung Mode I

Der erste kritische Schritt bei der Durchführung der Mode I Versuche stellte das Einspannen der Prüflinge in die Prüfmaschine dar. Um eine Reproduzierbarkeit der Versuche zu

3. Experimentelle Parameteridentifikation

gewährleisten, erfolgte diese immer nach dem selben Ablauf. Eine detaillierte Beschreibung dieses Vorgangs ist in JIS K 7086 gegeben [27, S.12 f.]:

1. Einspannen des oberen Lasteinleitungsblocks mittels Bolzen
2. Stützung des Prüflings, sodass sich dieser etwa in der Horizontalen befindet
3. Nullen der Kraftmessung
4. Einspannen des unteren Lasteinleitungsblocks mittels Bolzen
5. Verschieben der Traverse bis eine Kraft von etwa Null angezeigt wird
6. Nullen der Weg- beziehungsweise Kraftmessung

Nach Einspannen des Prüflings wird dieser entsprechend ISO 15024 zuerst einmal belastet (engl.: initial loading), dann entlastet und danach ein zweites Mal belastet (engl.: re-loading). Die erste Belastung dient der Erzeugung eines sogenannten Precracks jenseits der eingelegten Trennfolie (engl.: insert). Der Vorschub wird hier gestoppt, sobald der Riss etwa 3-5 mm von der Folie fortgeschritten ist. Bevor die Prüfmaschine auf die Ausgangsposition zurückgefahren werden kann, wird die optisch erkennbare Risslänge des Precracks von beiden Seitenflächen des Prüflings notiert. Die zweite Belastung soll so lange andauern, bis sich der Riss mindestens 45 mm hinter dem erzeugten Precrack befindet.

Von beiden Belastungsvorgängen wurden für die Auswertung Videoaufzeichnungen des Rissfortschritts gemacht. Der eingestellte Maschinenvorschub bei den Belastungsvorgängen betrug 2 mm/min. Es sei hier angemerkt, dass über Vorversuche der tatsächliche Vorschub bei dieser Einstellung mit 1,7075 mm/min ermittelt werden konnte. Für die Kraftmessung wurde eine 100 N Kraftmessdose verwendet.

3.6.3. Versuchsauswertung Mode I

Die Bestimmung der G_{IC} -Werte kann normgerecht sowohl mittels Corrected Beam Theory (CBT) als auch mittels Modified Compliance Calibration (MCC) Methode erfolgen. Bei beiden Methoden werden unterschiedliche Bruchzähigkeitswerte, je nach ihrer Definition, bestimmt. Grundsätzlich ist dabei zwischen Initiierungswerten (engl.: initiation) und Fortschrittswerten (engl.: propagation) von G_{IC} zu unterscheiden. Beispielhafte Kraft-Weg-Kurven mit Initiation- und Propagation-Punkten sind in Abbildung 3.29 dargestellt. Für

3. Experimentelle Parameteridentifikation

eine bessere Übersichtlichkeit ist hier die Kurve der zweiten Belastung horizontal nach rechts verschoben.

Nach der Norm gibt es drei Initiierungswerte von G_{IC} , die über folgende Punkte der Kraft–Weg–Kurve zu bestimmen sind [26, S. 2]:

NL Punkt: Punkt an dem die Kraft–Weg–Kurve nichtlinear zu werden und sich von der eingezeichneten Geraden C_0 zu entfernen beginnt. Die Gerade C_0 wird in den linear–elastischen Bereich der konstanten Nachgiebigkeit des Prüflings gelegt. Abweichungen der Linearität zu Beginn der Kraft–Weg–Kurve, welche auf Spiel im Versuchsaufbau zurückzuführen sind, werden dabei ignoriert.

VIS Punkt: Punkt auf der Kraft–Weg–Kurve, an dem optisch eine Weiterbewegung der Rissspitze, entweder von der Folie oder vom Precrack, festgestellt wird.

5%/MAX Punkt: Schnittpunkt der gezeichneten $C_{5\%}$ –Geraden mit der Kraft–Weg–Kurve oder jener Punkt an dem die Maximalkraft erreicht wird, je nach dem was zuerst eintritt. Die Gerade mit der erhöhten Nachgiebigkeit $C_{5\%}$ ergibt sich durch Multiplikation der Nachgiebigkeit der Geraden C_0 mit 1,05.

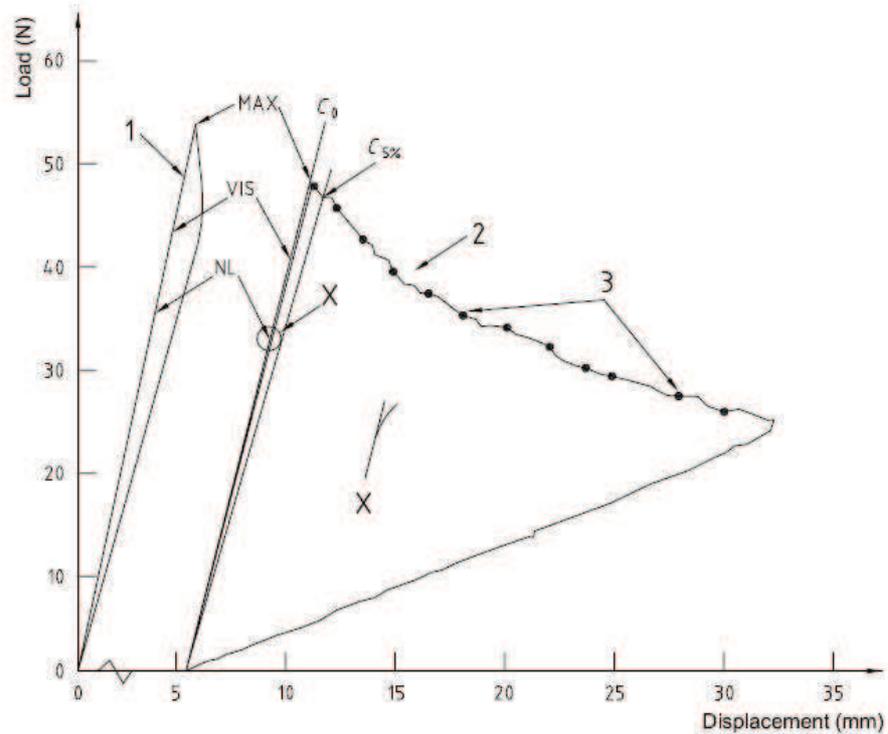
Es wird empfohlen den G_{IC} –NL–Wert, der typischerweise am niedrigsten ausfällt, für Schadenskriterien in Lebensdauer– und Schadenstoleranzanalysen zu verwenden. Die anderen G_{IC} –Initiierungswerte können für qualitative und quantitative Vergleiche herangezogen werden. Es ist bewiesen, dass bei Beginn der Nichtlinearität (NL) die physikalische Delamination innerhalb der Prüflingsbreite beginnt. Die Berechnung des G_{IC} –Wertes bei NL setzt auch voraus, dass hier die Delamination beginnt in den Prüfling hineinzuwachsen. Der NL–Punkt repräsentiert einen unteren Grenzwert von G_{IC} . [1]

Die Initiierungswerte werden sowohl für die erste als auch für die zweite Belastung bestimmt. Die Ermittlung der Fortschrittswerte erfolgt ausschließlich für die zweite Belastung. Ihre Definition lautet [26, S. 2]:

PROP Punkte: Punkte diskreter Delaminationsschrittweite jenseits des Precracks.

Die Fortschrittspunkte stellen jene Punkte auf der Kraft–Weg–Kurve dar, an denen der Riss eine bestimmte Risslänge erreicht. Die Bestimmung dieser Risslänge erfolgt optisch an den Seitenflächen des Prüflings durch die angebrachte Millimeterskala.

3. Experimentelle Parameteridentifikation



Key

- 1 Crack initiation followed by unloading
- 2 Crack propagation
- 3 Crack propagation markers

Abbildung 3.29.: Kraft–Weg–Kurven des DCB–Versuchs mit 1. und 2. Belastung und den entsprechenden Initiation- und Propagation–Punkten [26, S. 4]

Unter konstantem Vorschub ist das Delaminationswachstum meist stabil. Es kann aber auch vorkommen, dass das Wachstum des Risses instabil wird. Dies äußert sich durch einen oder mehrere Abschnitte, in denen die Delamination nur sehr langsam oder gar nicht voranschreitet. Darauf folgt ein rapides Delaminationswachstum, welches mit einem plötzlichen Kraftabfall in der Kraft–Weg–Kurve einher geht. Im Anschluss kommt es wieder zu einem Stillstand des Risses. Die dadurch entstehenden sogenannten Arrest–Punkte sollen in der Auswertung verworfen werden. Abbildung 3.30 zeigt Kraft–Weg–Kurven von DCB–Versuchen für spröde Matrices, zähe Matrices mit stabilem Risswachstum und instabiles Risswachstum. [21] [26]

3. Experimentelle Parameteridentifikation

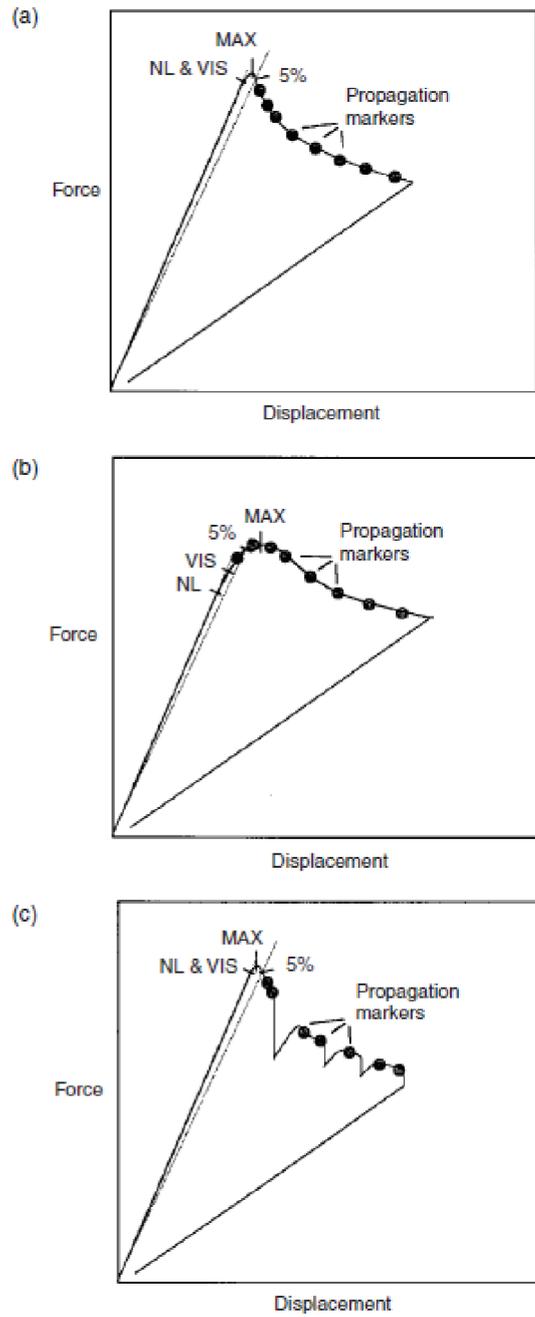


Abbildung 3.30.: Kraft–Weg–Kurven des DCB–Versuchs für (a) spröde, (b) zähe Matrix mit stabiler Rissausbreitung und (c) instabile Rissausbreitung [21, S. 186]

3. Experimentelle Parameteridentifikation

Berechnung von G_{IC} nach der Corrected Beam Theory

Für Prüflinge mit Lasteinleitungsblöcken wird nach der CBT-Methode die Berechnung von G_{IC} wie folgt vorgenommen [26, S. 11]:

$$G_{IC} = \frac{3P_C w F}{2B(a + |\Delta|)N} \quad (3.12)$$

G_{IC}	Kritische Energiefreisetzungsrate Mode I	[J/m ²]
P_C	Kritische Kraft	[N]
w	Verschiebung entlang der Belastungslinie	[m]
F	Korrekturfaktor für große Verschiebungen	[-]
B	Prüflingsbreite	[m]
a	Totale Delaminationslänge	[m]
Δ	Wert auf der Abszisse des $(C/N)^{1/3}$ -a Diagramms	[m]
N	Korrekturfaktor für Lasteinleitungsblöcke	[-]

wobei

$$F = 1 - \frac{3}{10} \left(\frac{w}{a}\right)^2 - \frac{2}{3} \left(\frac{wl_1}{a^2}\right) \quad (3.13)$$

$$N = 1 - \left(\frac{l_2}{a}\right)^3 - \frac{9}{8} \left[1 - \left(\frac{l_2}{a}\right)^2\right] \frac{wl_1}{a^2} - \frac{9}{35} \left(\frac{w}{a}\right)^2 \quad (3.14)$$

l_1	Distanz Bohrungssachse–Mittlebene des Prüflings	[m]
l_2	Distanz Bohrungssachse–Kante des Lasteinleitungsblocks	[m]

Die entsprechenden Geometrieabmessungen sind in Abbildung 3.31 dargestellt.

3. Experimentelle Parameteridentifikation

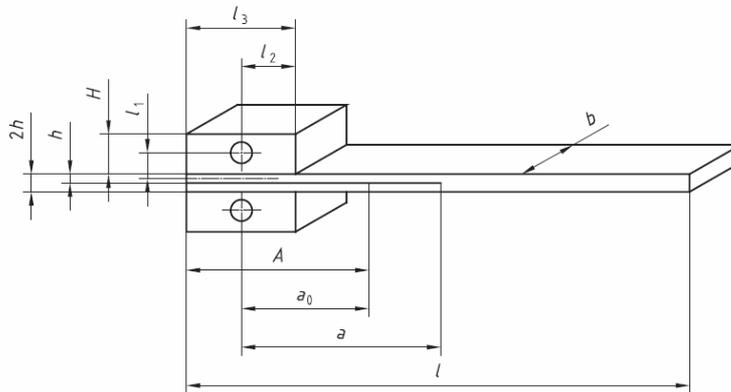


Abbildung 3.31.: Geometrien des DCB-Prüflings mit Lasteinleitungsblöcken [26, S. 3]

Die Bestimmung von Δ in Gleichung 3.13 erfolgt über eine Ausgleichsgerade in einem $(C/N)^{1/3}$ - a -Diagramm (siehe Abbildung 3.32). Es muss hier für jeden Fortschrittspunkt die Nachgiebigkeit $C = w/P$ und der Lasteinleitungsblockkorrekturfaktor N bei der jeweiligen Risslänge a berechnet werden. Die Ergebnisse werden in das Diagramm eingetragen und dienen in weiter Folge der Bestimmung einer Ausgleichsgeraden. Der VIS-Punkt wird in diese Gerade miteinbezogen, falls er mit ihr eine gute Übereinstimmung zeigt (siehe Abbildung 3.32). Der Schnittpunkt der Ausgleichsgeraden mit der Abszisse des Diagramms liefert den Wert Δ . Fällt der Schnittpunkt jedoch auf die positive Koordinatenachse der Abszisse, wird Δ in Gleichung 3.12 Null gesetzt.

3. Experimentelle Parameteridentifikation

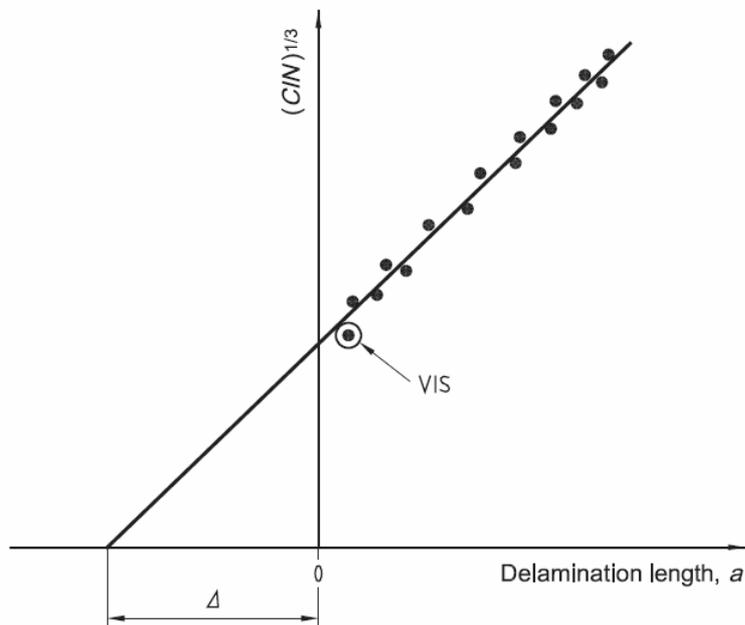


Abbildung 3.32.: Bestimmung von Δ in der CBT-Methode [26, S. 12]

Berechnung von G_{IC} nach der Modified Compliance Calibration Methode

Die Gleichung für die Berechnung von G_{IC} nach der MCC-Methode lautet [26, S. 12]:

$$G_{IC} = \frac{3m}{2(2h)} \times \left(\frac{P_C}{B}\right)^2 \times \left(\frac{BC}{N}\right)^{2/3} \quad (3.15)$$

G_{IC}	Kritische Energiefreisetzungsrate Mode I	[J/m ²]
m	Steigung der Ausgleichsgeraden	[(m ² /N) ^{1/3}]
P_C	Kritische Kraft	[N]
B	Prüflingsbreite	[m]
C	Nachgiebigkeit entlang der Belastungslinie (w/P)	[m/N]
$2h$	Dicke des Prüflings	[m]

Die Berechnung der Korrekturfaktoren N und F erfolgt analog zu der in der CBT-Methode. Für die Bestimmung von m ist wiederum eine Ausgleichsgerade notwendig. Hier werden

3. Experimentelle Parameteridentifikation

die Werte der breiten-normalisierten Kubikwurzeln der Nachgiebigkeit $(BC/N)^{(1/3)}$ über den dicken-normalisierten Delaminationslängen $a/2h$ der Fortschrittspunkte aufgetragen. Die Steigung der Ausgleichsgeraden entspricht dem Wert m . Bei guter Übereinstimmung des VIS-Punkts mit der Geraden, wird der VIS-Punkt wiederum in die Ausgleichsgerade miteinbezogen (siehe Abbildung 3.33).

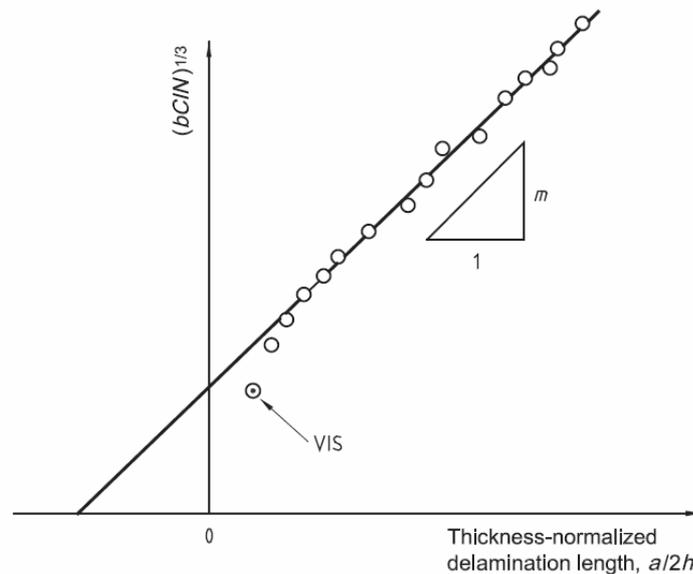


Abbildung 3.33.: Bestimmung von m in der MCC-Methode [26, S. 13]

Wie Gleichungen 3.12 und 3.15 zeigen, muss für die Berechnung der G_{IC} -Werte gleichzeitig Kraft, Maschinenweg und Risslänge bekannt sein. Kraft und Weg sind über die Messaufzeichnungen der Prüfmaschine bekannt und miteinander gekoppelt. Die Identifizierung der Risslänge erfolgt optisch an einer Seitenfläche der Prüflinge. Die weiße Acrylfarbe erleichtert dabei ein Erkennen der Rissspitze. Die Risslänge ist dann durch die angebrachte Millimeter-Skala bestimmbar.

Für die Kopplung von Maschinenweg und Risslänge wurden die Videoaufzeichnungen herangezogen. Erreichte hier die optisch erkennbare Rissspitze eine durch die Millimeterskala bestimmbare Risslänge, wurde das Video gestoppt. Der zu dieser Risslänge zugehörige Maschinenweg ergab sich dann durch Multiplikation der Zeit auf dem Video mit dem konstanten Vorschub der Zugprüfmaschine. Mit den berechneten G_{IC} -Werten kann

3. Experimentelle Parameteridentifikation

ten sogenannte Risswiderstandskurven (R-Kurven) erstellt werden. Diese zeigen die berechnete Bruchzähigkeit G_{IC} in Abhängigkeit von der Risslänge a . [26]

3.6.4. Ergebnisse und Diskussion Mode I

Auf den Videos der Versuche war die Risspitze und deren Fortschreiten optisch gut erkennbar. Bei dem zweiten Belastungsvorgang der Prüflinge kam es, aufgrund der zunehmenden Biegespannungen, teilweise bereits nach geringem Delaminationsfortschritt zu einem frühzeitigen Bruch eines Kragarms. Dies ist einerseits durch die zu gering ausgefallenen Prüflingsdicke von 2,8 mm, andererseits durch die niedrige Zugfestigkeit der UHM-Fasern erklärbar. Für Prüflinge, bei denen mindestens zwei Fortschrittspunkte (PROP-Points) identifiziert werden konnten, war aber die für die Auswertung notwendige Ausgleichsgerade bestimmbar.

Die Kraft-Weg-Kurven der ersten und zweiten Belastung sind in Abbildung 3.34 dargestellt. Die Kurven der ersten Belastung, bei denen die Delamination von der eingelegten Trennfolie (Insert) erfolgte, zeigen im Allgemeinen ähnliche Verläufe. Abweichungen der einzelnen Kurven untereinander sind auf fertigungsbedingte Unterschiede zurückzuführen. Auch bei der zweiten Belastung, bei der sich der Riss dann vom jeweiligen Pre-crack ausbreitete, ist bis zum Bruch ein ähnlicher Kraft-Weg-Verlauf erkennbar.

3. Experimentelle Parameteridentifikation

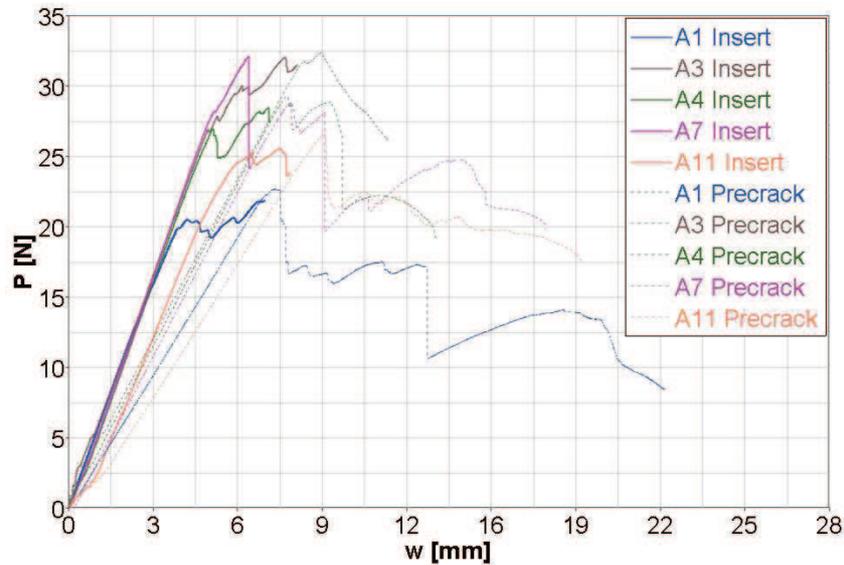


Abbildung 3.34.: Kraft–Weg–Kurven der Mode I Prüflinge bei Delamination von der eingelegten Trennfolie (Insert) und vom Precrack

Die Ergebnisse der berechneten G_{IC} -Initiation–Werte von Folie (Insert) und Precrack sind in Abbildung 3.35 dargestellt. Prinzipiell fielen hier die Bruchzähigkeitswerte vom Insert niedriger als vom Precrack aus, was auf einen Einfluss der Trennfolie zurückzuführen ist. Die geringsten Werte ergaben sich erwartungsgemäß für die NL–Punkte. Die Ergebnisse nach der MCC–Methode waren gegenüber denen der CBT–Methode geringfügig erhöht. Die gemittelten Propagation–Werte der einzelnen Prüflinge sind in Abbildung 3.36 dargestellt. Es zeigt sich hier, dass Prüflinge, die näher vom Rand der Prüfplatte ausgeschnitten worden waren, eine niedrigere Bruchzähigkeit besaßen als jene von der Mitte der Prüfplatte. Die Ergebnisse nach der CBT– und MCC–Methode waren hier ebenfalls sehr ähnlich. Durchschnittlich ergab sich ein G_{IC} -Propagation–Wert von etwa 220 J/m^2 . Dieser Wert stimmt mit Werten aus der Literatur sehr gut überein. [18]

3. Experimentelle Parameteridentifikation

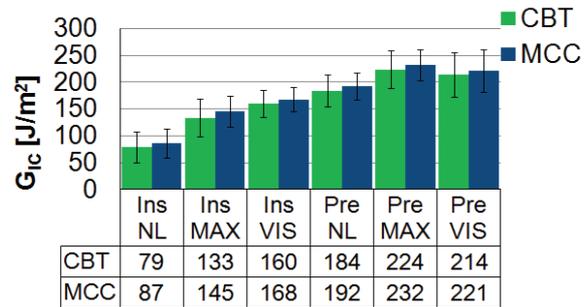


Abbildung 3.35.: G_{IC} -Initiation-Werte von Insert (Ins) und Precrack (Pre) nach der CBT- und MCC-Methode

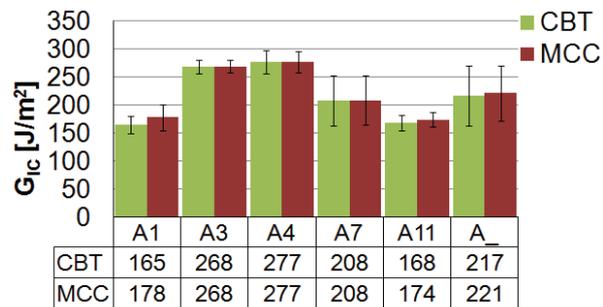


Abbildung 3.36.: G_{IC} -Propagation-Werte vom Precrack nach der CBT- und MCC-Methode

3.7. Mode II Delaminationsversuche

Da für den zur Bestimmung der interlaminaren Bruchzähigkeit G_{IIC} ausgewählten 4ENF-Versuch noch keine Norm existiert, musste für die Konstruktion des Versuchsaufbaus und für die Versuchsdurchführung auf Versuche in der Literatur zurückgegriffen werden. Die Versuche wurden wiederum an der 400 kN Presse am Institut für Fahrzeugsicherheit der TU-Graz durchgeführt.

3.7.1. Versuchsaufbau Mode II

Für die Konstruktion des 4ENF-Versuchsaufbaus wurde auf die schematische Darstellung nach Abbildung 3.37 Bezug genommen. Des weiteren berücksichtigte man die Erkenntnisse aus der Literatur, dass die 4ENF-Versuche in einem möglichst steifen Versuchsaufbau bei möglichst kleinen Spannweiten durchgeführt werden sollen, um die Einflüsse von Reibung und geometrischer Nichtlinearität auf G_{IIC} so gering wie möglich zu halten. Kleine Spannweiten führen aber natürlich auch dazu, dass aufgrund der kürzeren Delaminationslänge weniger Daten für die Versuchsauswertung anfallen. Aufgrund der unterschiedlichen Steifigkeitsverteilung im Prüfling kommt es bei symmetrischer Belastung und drehbarer Lagerung am obersten Stempel zu einer Rotation. Die dadurch verursachte geometrische Nichtlinearität kann minimiert werden, wenn der vertikale Abstand zwischen dem obersten Auflager und den beiden oberen Auflagern klein gehalten werden kann. [9] [31]

Abbildung 3.38 zeigt die Konstruktion des Versuchsaufbaus. Das oberste Auflager und die unteren Auflager wurden dabei aus dem 3-Punkt-Biegeversuch übernommen (vgl. Kapitel 3.5.1). Als obere Auflager wurden, um eine horizontale Verschiebbarkeit zu ermöglichen, Schulterschrauben verwendet, die über Metallplättchen an einem 4-Kant-Stahlrohr angeschraubt waren. Eine Rundnut beim obersten Auflager ermöglichte die Rotation der oberen Auflager während der Versuche.

3. Experimentelle Parameteridentifikation

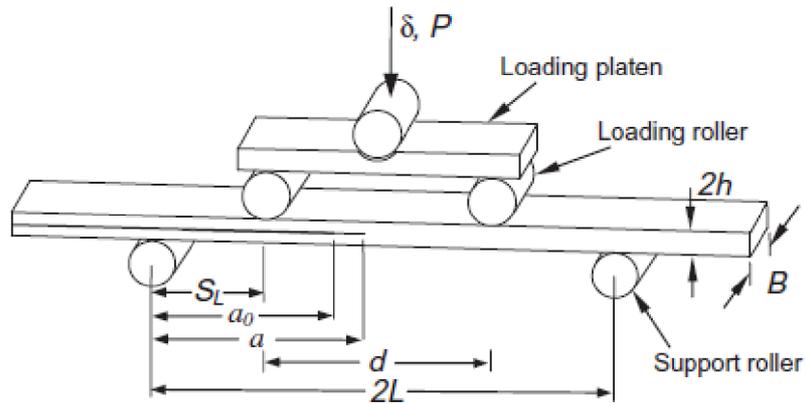


Abbildung 3.37.: Schematische Darstellung des 4ENF-Versuchs [3, S. 477]

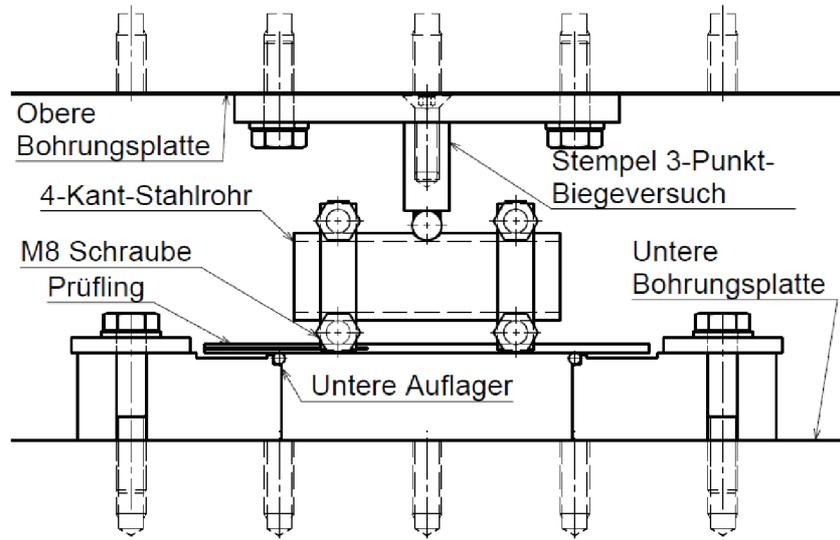


Abbildung 3.38.: Konstruktion des Versuchsaufbaus Mode II

Die Auflagerabstände wurden nach [11] für die unteren Auflager mit $2L = 100$ mm und für die oberen Auflager mit $d = 60$ mm festgelegt. Um den Einfluss des $d/2L$ -Verhältnisses auf die Versuchsergebnisse zu analysieren, wurden Versuche auch mit einem oberen Auflagerabstand von $d = 80$ mm durchgeführt.

3. Experimentelle Parameteridentifikation

3.7.2. Versuchsdurchführung und Versuchsauswertung Mode II

Die Bestimmung der G_{IIC} -Werte erfolgte, wie in [3] empfohlen, nach der Compliance Calibration (CC) Methode. In dieser Methode wird zur Berechnung von G_{IIC} folgende Gleichung verwendet [3, S. 477]:

$$G_{IIC} = \frac{P_C^2}{2B} \frac{dC}{da} \quad (3.16)$$

G_{IIC}	Kritische Energiefreisetzungsrate Mode II	[J/m ²]
P_C	Kritische Last	[N]
B	Prüflingsbreite	[m]
C	Nachgiebigkeit entlang der Belastungslinie (w/P)	[m/N]
a	Risslänge	[m]

Bei dem 4ENF-Versuch gilt ein linearer Zusammenhang zwischen der Nachgiebigkeit C und der Risslänge a [50, S. 1450]:

$$C_{4ENF} = C_1 a + C_2 \quad (3.17)$$

C_1 und C_2 sind Konstanten, die experimentell bestimmt werden können. Die Ableitung der Nachgiebigkeit C mit der Risslänge a ($= dC/da$ in Gleichung 3.16) ist daher konstant. Die Ermittlung des konstanten Terms dC/da erfolgt nach der CC-Methode bereits in Vorversuchen. Dabei werden die jeweiligen Nachgiebigkeiten C der Prüflinge, die sich für unterschiedliche Risslängen a ergeben, bestimmt ohne dass es zu einem Risswachstum kommt. Zur Simulation einer veränderten Risslänge a wird der Prüfling einfach in seiner Einspannung horizontal verschoben. Die neue Risslänge ergibt sich dann aus dem neuen Abstand des Auflagers bis zum Ende der eingelegten Folie (siehe Abbildung 3.37). Zur Bestimmung von $C = w/P$ genügt es den Prüfling bis etwa 50% der Maximalkraft zu belasten. Die Ausgleichsgerade im sich ergebenden C - a -Diagramm, deren Steigung den Term dC/da darstellt, wird dann über vier bis fünf der experimentell ermittelten Punkte bestimmt. [3]

Nach den Vorversuchen wird der Prüfling, zur Bestimmung von P_C in Gleichung 3.16, bis zum Erreichen des Kraftmaximums belastet und im Anschluss wieder entlastet. Als

3. Experimentelle Parameteridentifikation

kritische Kraft P_C gilt das erreichte Kraftmaximum. Diese Belastungs- und Entlastungsvorgänge, die zu einem Weiterwachsen des Risses führen, werden einige Male wiederholt. Der erste Belastungsvorgang dient dabei der Erzeugung des Precracks. [3]

Nachdem ein Prüfling einige Male be- und entlastet worden war, erfolgte die letzte Belastung bis zum Bruch des Prüflings.

3.7.3. Ergebnisse und Diskussion Mode II

Die in den Vorversuchen bestimmten Terme dC/da der Prüflinge sind in den Abbildungen 3.39 und 3.40 dargestellt. Für den Auflagerabstand der oberen Lager mit $d=60$ mm ergaben sich dabei höhere Werte als mit $d=80$ mm.

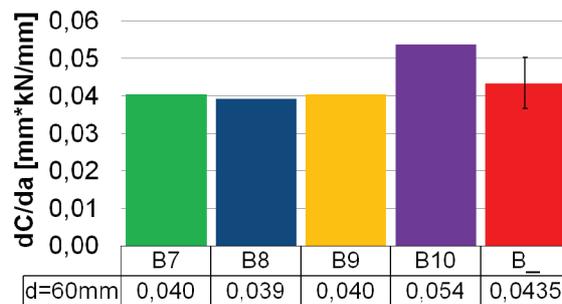


Abbildung 3.39.: Änderung der Nachgiebigkeit mit der Risslänge der Mode II Prüflinge bei $d=60$ mm

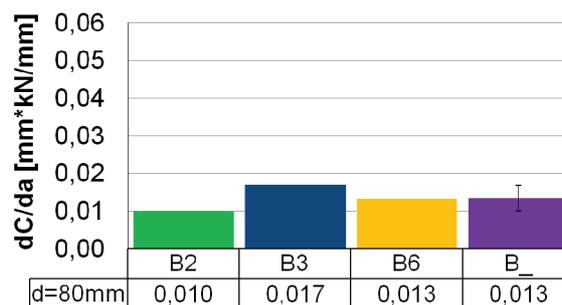


Abbildung 3.40.: Änderung der Nachgiebigkeit mit der Risslänge der Mode II Prüflinge bei $d=80$ mm

Bei den 4ENF-Delaminationsversuchen konnte die Risspitze auf den Seitenflächen der Prüflinge optisch nicht eindeutig identifiziert werden. Mit der gewählten CC-Methode war

3. Experimentelle Parameteridentifikation

die Bestimmung der Risslänge, zur Berechnung von G_{IIc} , aber auch nicht zwingend erforderlich. Im Versuch brachen die Prüflinge, ähnlich den Mode I Versuchen, bereits nach geringen Verfahrwegen der Presse. Das frühzeitige Brechen wird auch hier auf eine zu geringe Prüflingsdicke zurückgeführt. Die Kraft–Weg–Kurven der Versuche, die bei den Auflagerabständen von $d=60$ mm und $d=80$ mm durchgeführt wurden, sind in den Abbildungen 3.41 und 3.42 dargestellt. Bei den ersten Belastungsvorgängen zeigten die Prüflinge die größten Steifigkeiten auf. Bei den darauffolgenden Belastungsvorgängen war deren Steifigkeit, aufgrund der zugenommenen Risslänge, geringer. Die höchsten Maximalkräfte ergaben sich fast immer bei der ersten Belastung, bei der die Delamination von der eingelegten Trennfolie erfolgte. Der damit verbundenen G_{IIc} –Wert wurde mit „Insert“ bezeichnet. Mit Fortschreiten der Delamination erniedrigte sich die erreichbare Maximalkraft und blieb dann etwa auf konstantem Niveau. Die für dieses Niveau ermittelten G_{IIc} –Werte wurden mit „Propagation“ bezeichnet. Bei den Versuchen mit $d=60$ mm waren die erreichten Maximalkräfte viel niedriger als bei $d=80$ mm.

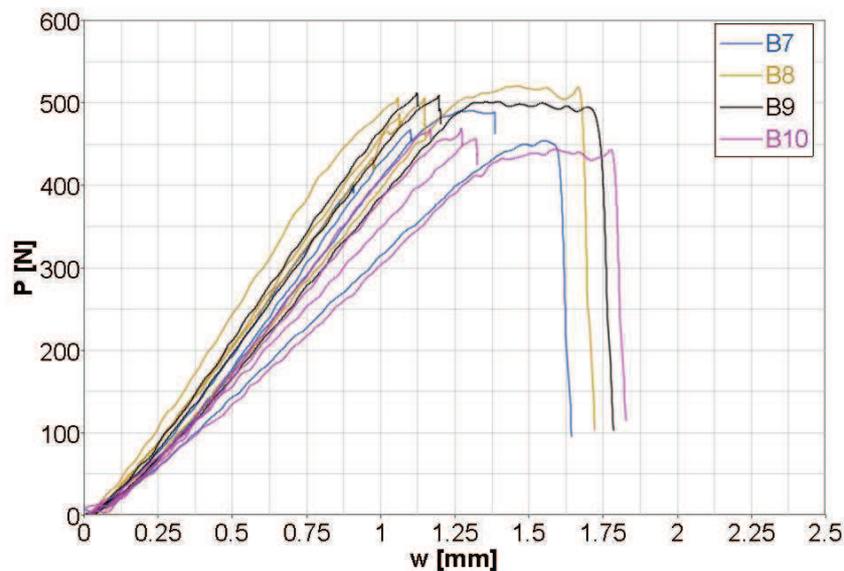


Abbildung 3.41.: Mode II Kraft–Weg–Kurven bei $d=60$ mm

3. Experimentelle Parameteridentifikation

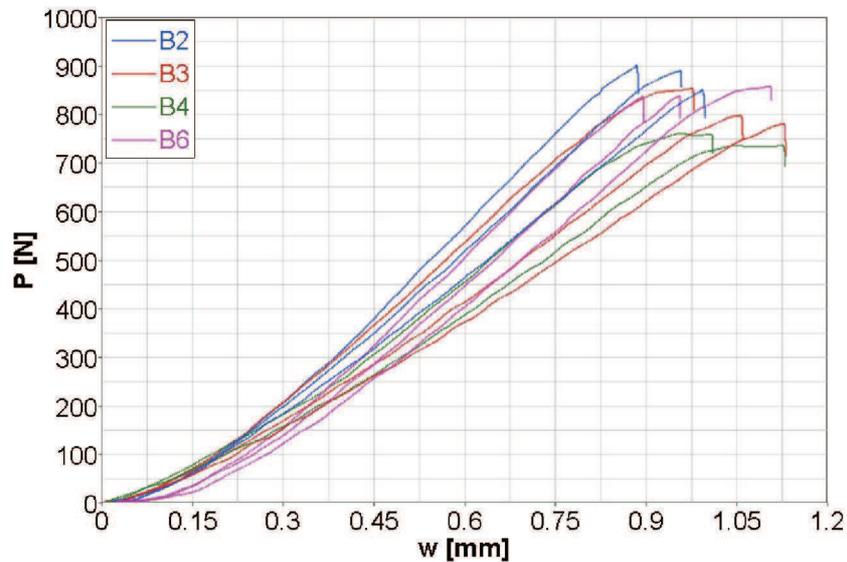


Abbildung 3.42.: Mode II Kraft–Weg–Kurven bei $d=80$ mm

Die interlaminaren Bruchzähigkeiten, die für die unterschiedlichen Auflagerabstände berechnet wurden, sind in den Abbildungen 3.43 und 3.44 dargestellt. Die G_{IIC} -Werte vom Insert fielen hier fast immer niedriger aus als die Propagation–Werte und die Ergebnisse waren bei $d=60$ mm vergleichsweise geringfügig höher als bei $d=80$ mm.

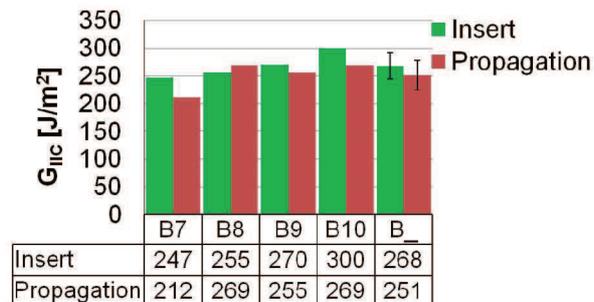


Abbildung 3.43.: G_{IIC} Insert– und Propagation–Werte für $d=60$ mm

3. Experimentelle Parameteridentifikation

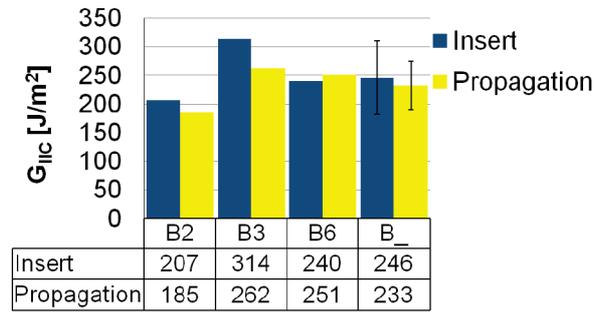


Abbildung 3.44.: G_{IIC} Insert- und Propagation-Werte für $d=80$ mm

4. Simulation

Zur Verifikation der experimentell ermittelten Materialparameter wurden die durchgeführten Versuche im expliziten Crashesolver PAMCrash 2012 simuliert. Zuerst wurden die Materialparameter für das Laminat aus den Zugversuchen und dem 3-Punkt-Biegeversuch mit kurzem Balken bestimmt. Das Kohäsivzonenmodell von Pickett kam erst bei den Delaminationsversuchen von Mode I und Mode II zur Anwendung. Die Simulation der Delaminationsversuche erfolgte einerseits mit Solid- und andererseits mit dem sogenannten Stacked-Shell-Ansatz. Abschließend wurde der Einfluss der Netzgröße auf das Simulationsergebnis und auf die Berechnungsdauer analysiert.

Zur Simulation der Laminatschichten kam das für UD-Schichten entwickelte orthotrope Materialmodell „Unidirectional Composite Bi-Phase Ply Model“ (Ply Model Type 0) zur Anwendung. Es stellt in PAMCrash das einzige Materialmodell dar, das sowohl bei Solid- als auch bei Shell-Elementen angewendet werden kann. Die Materialparameter der Laminatschicht werden dabei für Matrix und Faser getrennt eingegeben. Die orthotrope Eigenschaft der UD-Schicht ergibt sich dann durch Überlagerung der orthotrop angenommenen Matrix mit den als eindimensional angenommenen Fasern (siehe Abbildung 4.1). Aufgrund der getrennten Eingabe der Eigenschaften von Fasern und Matrix, konnten die in den Versuchen ermittelten Materialkennwerte nicht direkt in das Materialmodell eingegeben werden, sondern mussten durch Abgleich mit den Versuchskurven bestimmt werden.

[14]

4. Simulation

Tabelle 4.1.: Materialparameter des Composite Bi-Phase Ply Modells [14, S. 209ff]

Parameter	Beschreibung
E_{11H}	E-Modul des Harzes in 1-Richtung
E_{22H}	E-Modul des Harzes in 2-Richtung
E_{33H}	E-Modul des Harzes in 3-Richtung
G_{12H}	Schubmodul des Harzes in der 1-2-Ebene
G_{23H}	Schubmodul des Harzes in der 2-3-Ebene
G_{13H}	Schubmodul des Harzes in der 1-3-Ebene
ν_{12H}	Querkontraktionszahl des Harzes in der 1-2-Ebene
ν_{23H}	Querkontraktionszahl des Harzes in der 2-3-Ebene
ν_{13H}	Querkontraktionszahl des Harzes in der 1-3-Ebene
E_{11F}	E-Modul der Faser in 1-Richtung
φ	Faservolumengehalt

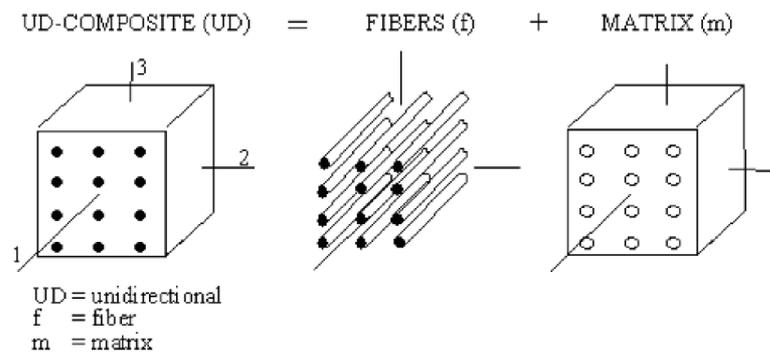


Abbildung 4.1.: 2-Phasen-Modell des Composite Bi-Phase Ply Modells [14, VI S. 209]

In der Simulation wurde keine Schädigung von UD-Schichten angenommen und zwischen Zug- beziehungsweise Druckbelastung wurde keine Unterscheidung gemacht. Die mit diesen Annahmen verbleibenden Materialparameter des Composite Bi-Phase Ply Modells sind in Tabelle 4.1 zusammengefasst.

Für die Querkontraktionszahlen des Harzes wurde ein für Epoxidharz geltender Literaturwert von 0,35 [8, S. 377] verwendet. Der E-Modul der Fasern ergab sich nach Tabelle 3.2 mit 634317 N/mm². Für die Prüflingsabmessungen in der Simulation wurden die durchschnittlichen Abmessungen der Prüflinge in den Versuchen verwendet. Sie sind in Tabelle 4.2 zusammengefasst.

4. Simulation

Tabelle 4.2.: Durchschnittliche Abmessungen der Prüflinge

Versuch	Länge	Breite	Dicke
Zugversuch 90°	234,6	24,74	3,04
Zugversuch 45°	249,6	24,76	2,92
3-Punkt-Biegeversuch	27,8	13,75	2,79
Mode I	175	19,74	2,83
Mode II	150	19,77	2,79

4.1. Simulation des Zugversuchs 90° zur Faser

Die Simulation des Zugversuchs 90° zur Faser wurde mit 10 Solid-Elementen in Dickenrichtung durchgeführt, wobei die Einspannungen als Starrkörper modelliert wurden. Das Modell ist in Abbildung 4.2 dargestellt. Eine Einspannung war im Raum fixiert, die andere wurde zur Krafteinleitung in x-Richtung verschoben. Die Orientierungen der Fasern waren dem Versuch entsprechend mit 90° zur Zugrichtung eingestellt. Die Abschätzung des Faservolumengehalts für das Ply-Modell erfolgte mit folgender Gleichung [45, S. 147 f.]:

$$\varphi = \frac{f}{\rho_F \cdot h} \quad (4.1)$$

φ	Faservolumenanteil	[-]
f	Flächengewicht des Geleges	[kg/m ²]
ρ_F	Dichte der Faser	[kg/m ³]
h	Dicke des Verbundes	[m]

4. Simulation

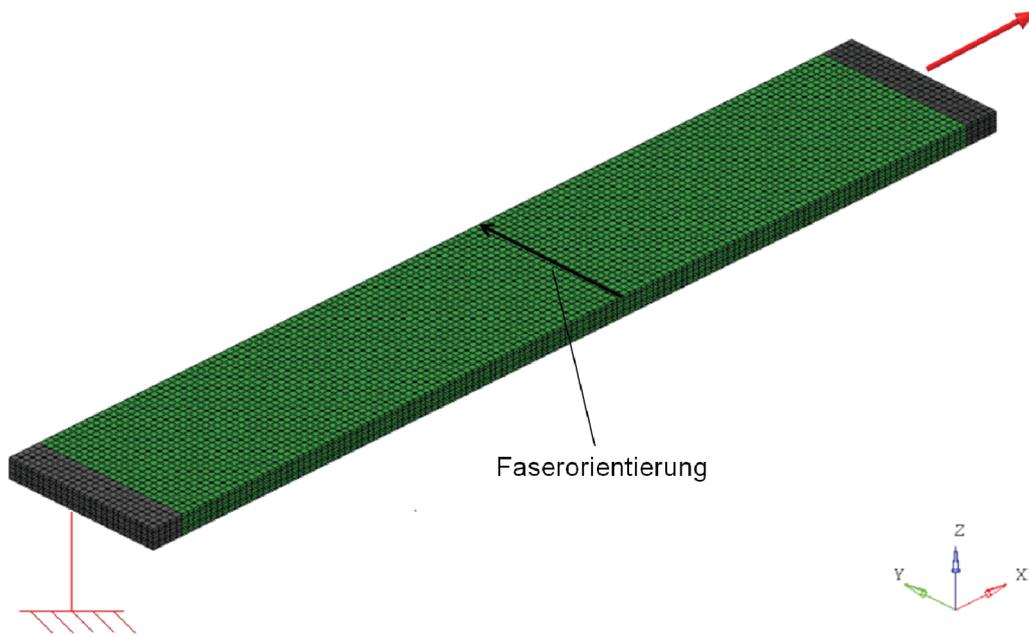


Abbildung 4.2.: Simulationsmodell des Zugversuchs 90° zur Faser

Die Abschätzung ergab einen durchschnittlichen Faservolumengehalt der Prüflinge von $\varphi=0,388$. Dieser zeigte aber auf das Simulationsergebnis keinen signifikanten Einfluss. Der für das Simulationsergebnis bestimmende Parameter E_{22H} führte bei einem Wert von 3050 N/mm^2 zu einer sehr guten Übereinstimmung von Simulation und Versuch. Das Spannungs–Dehnungs–Diagramm der gemittelten Versuchskurve und der Simulation ist in Abbildung 4.3 dargestellt.

4. Simulation

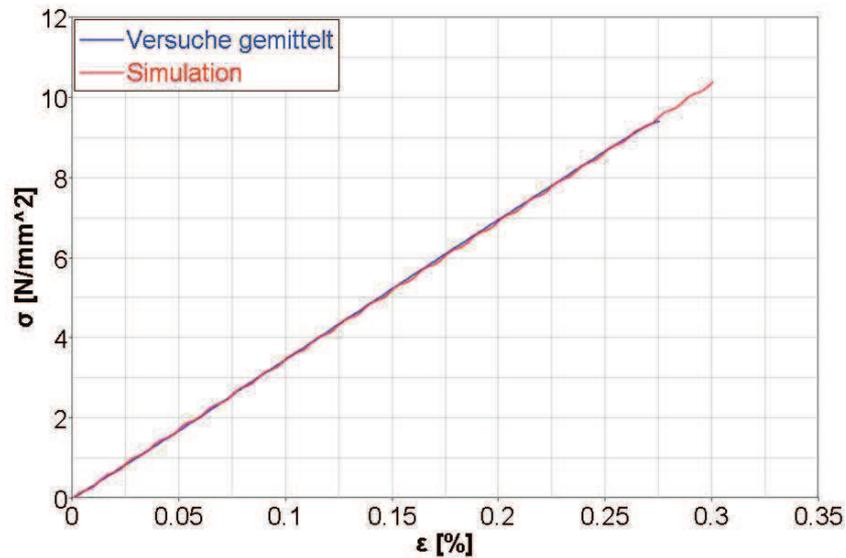


Abbildung 4.3.: Vergleich Simulation (ohne Versagen) mit dem Zugversuch 90° zur Faser

4.2. Simulation des Zugversuchs 45° zur Faser

Die Simulation des Zugversuchs 45° zur Faser erfolgte analog zu der Simulation des Zugversuchs 90° zur Faser (siehe Abbildung 4.4). Die Orientierung der Fasern wurde im Materialmodell mit 45° zur Zugrichtung festgelegt. Der durchschnittliche Faservolumengehalt des Prüflings ergab sich nach Gleichung 4.1 mit $\varphi = 0,404$. Auch hier zeigte φ keinen Einfluss auf das Simulationsergebnis. Versuch und Simulation stimmten bei $G_{12H}=2200$ N/mm² nach Abbildung 4.5 sehr gut überein.

4. Simulation

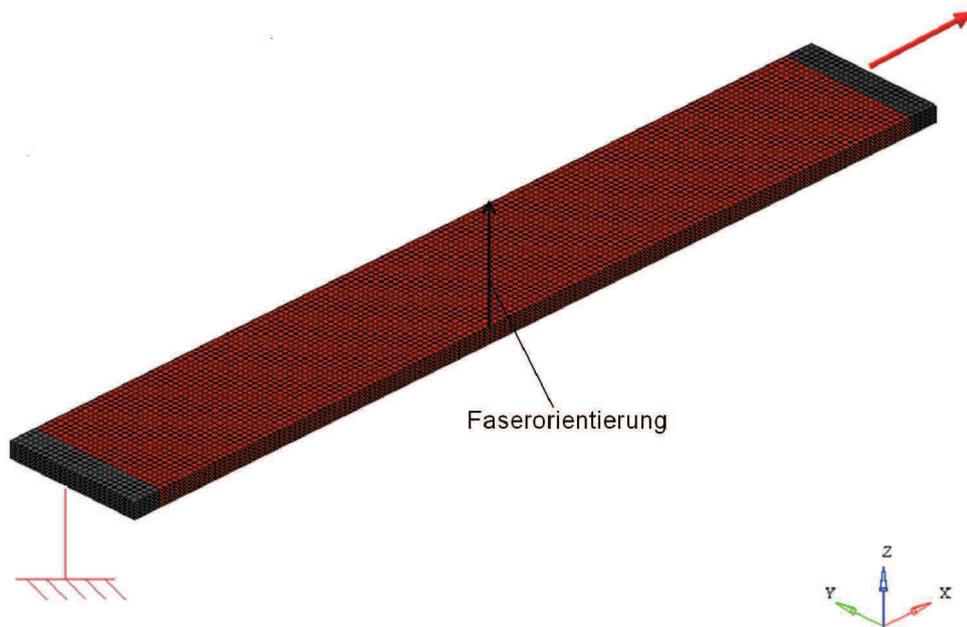


Abbildung 4.4.: Simulationsmodell des Zugversuchs 45° zur Faser

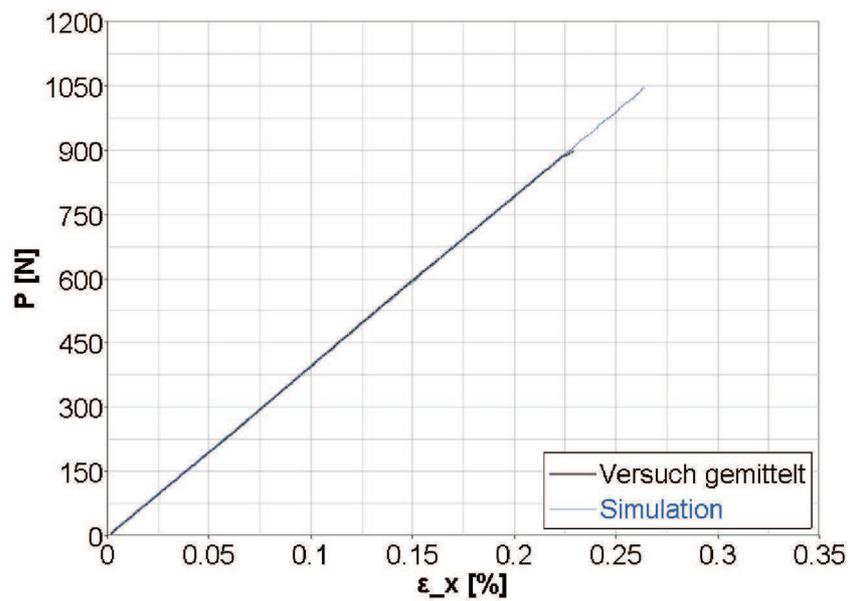


Abbildung 4.5.: Vergleich Simulation (ohne Versagen) mit dem Zugversuch 45° zur Faser

4. Simulation

4.3. Simulation des 3–Punkt–Biegeversuchs mit kurzem Balken

Durch die Simulation des 3–Punkt–Biegeversuchs mit kurzem Balken sollte einerseits der Materialparameter G_{13H} bestimmt und andererseits die Annahme über die transversale Isotropie ($G_{13H}=G_{12H}$) des Laminats verifiziert werden. Der 3–Punkt–Biegeprüfling wurde wiederum mit 10 Solid–Elementen in Dickenrichtung modelliert und die Auflager wurden als starr angenommen. Das Simulationsmodell, bei dem das obere Auflager bereits nach unten bewegt wurde, ist in Abbildung 4.6 dargestellt.

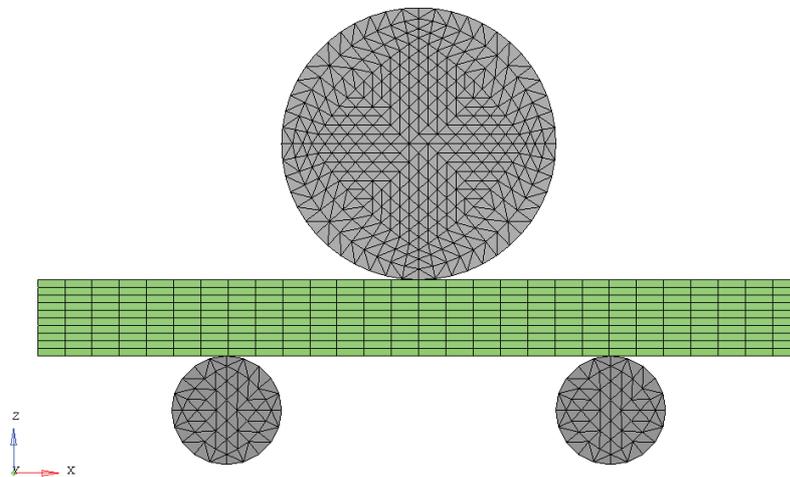


Abbildung 4.6.: Simulationsmodell des 3–Punkt–Biegeversuchs mit kurzem Balken

In Abbildung 4.7 sind Vergleiche zwischen unterschiedlichen Simulationsvarianten und der gemittelten Versuchskurve gegeben. Die Kraft–Weg–Kurven aus der Simulation wurden im Diagramm horizontal in den linear elastischen Bereich der Versuche verschoben, da das anfängliche nichtlineare Verhalten der Prüflinge mit der Simulation, in der linear elastisches Verhalten angenommen wurde, nicht abgebildet werden konnte. Aufgrund des geringen Auflagerabstands hatte der Faservolumengehalt φ (und damit der E–Modul des Prüflings in Faserrichtung) nur einen sehr geringen Einfluss auf das Simulationsergebnis. Die Reibung zwischen den Auflagern, die in einer Simulation vergleichend mit $\mu = 0,14$ (Reibwert Stahl–CFK [47]) angenommen wurde, zeigte keinen Einfluss auf die Kraft–Weg–Kurve. Der Kraftanstieg ergab sich in erster Linie durch

4. Simulation

den eingestellten Schubmodul G_{13H} . Bei $G_{13H}=850 \text{ N/mm}^2$ zeigte die Simulation mit dem linear-elastischen Bereich der gemittelten Versuchskurven sehr gute Übereinstimmung. Bei $G_{13H}=G_{12H}=2200 \text{ N/mm}^2$ (vgl. Kapitel 4.2) war der Kraftanstieg viel zu steil, was transversal isotropes Verhalten des Prüflings ausschloss.

Um den Unterschied zwischen G_{13H} und G_{12H} näher zu untersuchen wurden Schliffbilder eines 3-Punkt-Biegeprüflings gemacht. Das Schliffbild nach Abbildung 4.8, das normal zur Faserrichtung gemacht wurde, zeigt beträchtliche Luftschlüsse vor allem in der Umgebung der Haftfäden. Die Haftfäden befanden sich fertigungsbedingt zwischen den einzelnen Laminatschichten. Durch die Schliffbilder sind sowohl die niedrigen Werte der Festigkeiten und der elastischen Größen als auch das nicht transversal isotrope Verhalten der Prüflinge erklärbar.

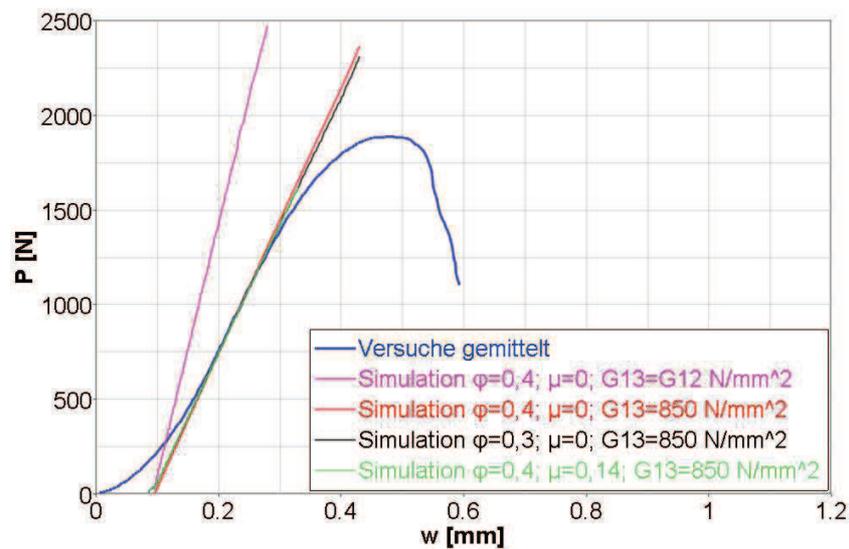


Abbildung 4.7.: Vergleich Simulation (ohne Versagen) mit dem 3-Punkt-Biegeversuch mit kurzem Balken

4. Simulation

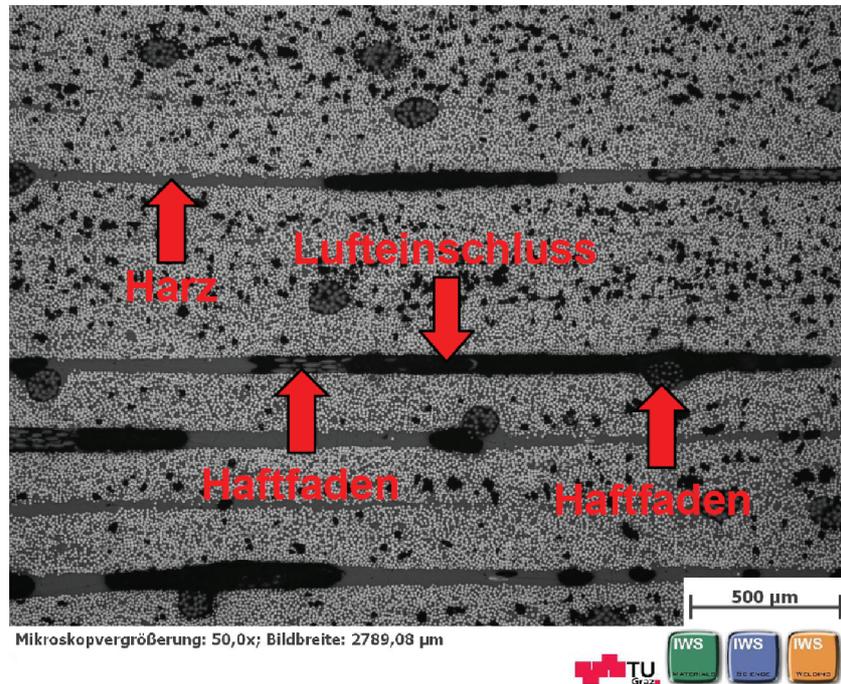


Abbildung 4.8.: Schliffbild eines 3–Punkt–Biegeprüflings

4.4. Simulation des Mode I Delaminationsversuchs

In den Simulationen der Zugversuche und des 3–Punkt–Biegeversuchs, die ohne Versagen erfolgten, konnte das Verhalten der Prüflinge bis zum Bruch sehr gut abgebildet werden. Der nächste Schritt war die Simulation von Delaminationen mit Werten, die aus den Versuchen ermittelt wurden. Das Ziel war dabei eine möglichst gute Übereinstimmung in den Kraft–Weg–Kurven zu erhalten.

Die Simulation der Delaminationsversuche erfolgte einerseits mittels Solid– und andererseits mittels des sogenannten Stacked–Shell–Ansatzes. Die unterschiedlichen Ansätze sind in den Abbildungen 4.9 und 4.10 dargestellt. Bei der Simulation mit Solid–Ansatz werden die Kohäsivelemente zwischen Solid–Schichten platziert. Die Solid–Schichten weisen dabei einen verschwindend kleinen Abstand auf. Es hat sich gezeigt, dass in PAMCrash ein Mindestabstand der Knoten von 0,007 mm zum Aufbau der TIED–Verbindung notwendig ist. Da im Mode I Versuch davon ausgegangen wurde, dass die Delamination nur

4. Simulation

zwischen den mittleren Schichten stattfindet, wurden die TIED-Elemente in diesem Modell nur zwischen 5. und 6. Schicht platziert. Bei dem Stacked-Shell-Ansatz wurde jede Laminatschicht mit einer Schalenschicht modelliert und die einzelnen Schalenschichten über die TIED-Elemente verbunden. [28]

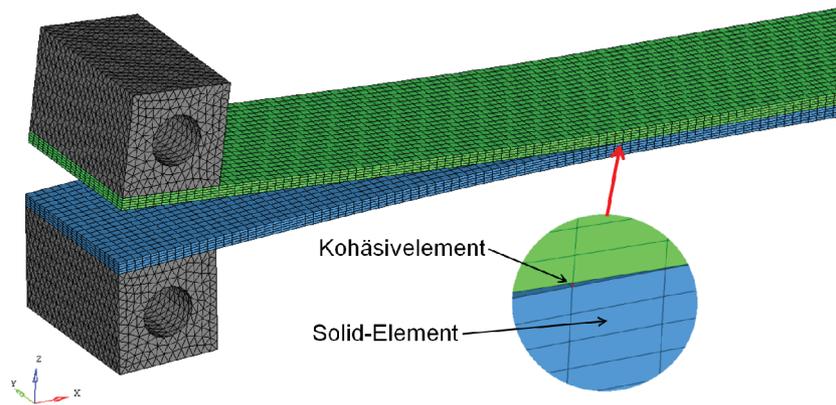


Abbildung 4.9.: Simulation mit Solid-Ansatz

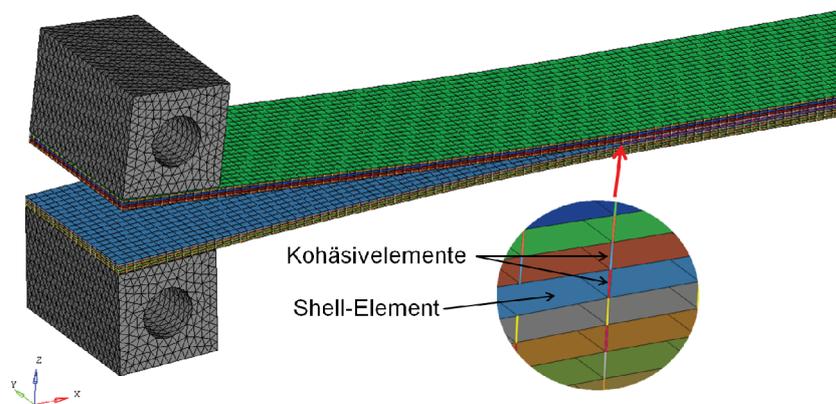


Abbildung 4.10.: Simulation mit Stacked-Shell-Ansatz

Die Lasteinleitungsblöcke des Mode I Versuchs wurden im Simulationsmodell als Starrkörper modelliert und ebenfalls über TIED-Elemente mit dem Laminat verbunden. Im Bereich der eingelegten Trennfolie erfolgte keine Verbindung durch TIED-Elemente. Die Lasteinleitungsblöcke waren um deren Bohrungsachsen drehbar gelagert, wobei die untere Bohrungsachse im Raum fixiert war und die obere Bohrungsachse in z-Richtung verschoben

4. Simulation

werden konnte. Abbildung 4.11 zeigt das Simulationsmodell mit Solid-Ansatz, bei dem die Verschiebung des obere Lasteinleitungsblocks bereits zu einem Delaminationsfortschritt geführt hatte.

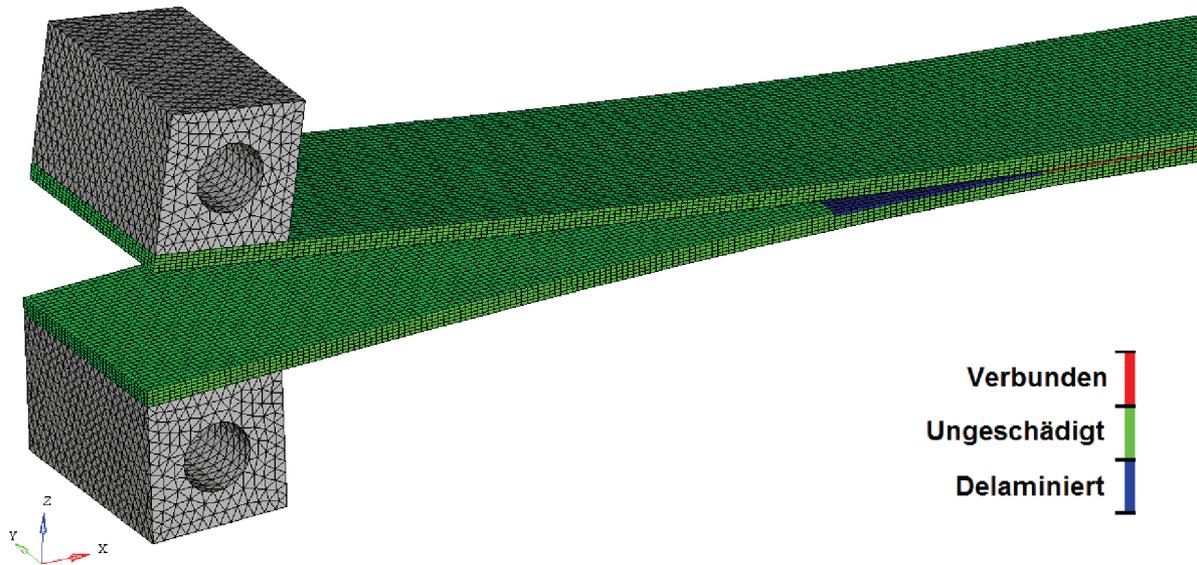


Abbildung 4.11.: Simulationsmodell des Mode I Versuchs mit Solid-Ansatz bei einer Verschiebung von $w = 9,2 \text{ mm}$

Die für Mode I verwendeten Materialparameter des UD Composite Bi-Phase Ply und des Pickett Modells sind in Tabelle 4.3 zusammengefasst. Der Faservolumengehalt wurde, da er aufgrund der Lufteinschlüsse schwer abschätzbar war, mit 0,33 so gewählt, dass die Anfangssteifigkeit des Simulationsmodells mit der Anfangssteifigkeit der Versuche übereinstimmte.

4. Simulation

Tabelle 4.3.: Materialparameter des UD Composite Bi-Phase Ply und Pickett Modells für Mode I

Parameter	Wert	Einheit	Bestimmung über
Composite Bi-Phase			
$E_{11H} = E_{22H} = E_{33H}$	3050	[N/mm ²]	Simulation Zugversuch 90°
G_{13H}	850	[N/mm ²]	Simulation 3–Punkt–Biegeversuch
$\nu_{12H} = \nu_{23H} = \nu_{13H}$	0,35	[-]	Literaturwert
E_{11F}	634000	[N/mm ²]	Datenblatt Faser
φ	0,33	[-]	Anfangssteifigkeit Mode I–Prüflinge
Pickett			
E_0	3436	[N/mm ²]	E–Modul Zugversuch 90°
G_0	850	[N/mm ²]	Simulation 3–Punkt–Biegeversuch
σ_{max}	10,53	[N/mm ²]	Zugfestigkeit Zugversuch 90°
G_{IC}	220	[J/m ²]	Bruchzähigkeit Mode I Propagation

4.4.1. Vergleich Solid– mit Stacked–Shell–Ansatz

Der Vergleich der Kraft–Weg–Kurven zwischen Versuch und Simulation mit Solid– beziehungsweise Stacked–Shell–Ansatz ist in Abbildung 4.12 gegeben. Die linear–elastischen Bereiche der Versuchskurven für den zweiten Belastungsvorgang (Rissausbreitung vom Precrack) sind für eine bessere Übersichtlichkeit in diesem Diagramm nicht dargestellt. Die Simulationskurven ergaben sich bei einer feinen Vernetzung mit einer Elementkantenlänge von $l_e=0,5$ mm. Sowohl Solid– als auch Stacked–Shell–Ansatz zeigten hier mit den Versuchskurven sehr gute Übereinstimmung. Der Kraftanstieg verlief bei beiden Simulationen fast identisch und das Kraftmaximum im Versuch wurde von der Simulation ebenfalls sehr gut erfasst. Auch der weitere Kraft–Weg–Verlauf, der sich bei fortschreitender Delamination ergab, zeigte in der Simulation sehr ähnliches Verhalten wie im Versuch.

4. Simulation

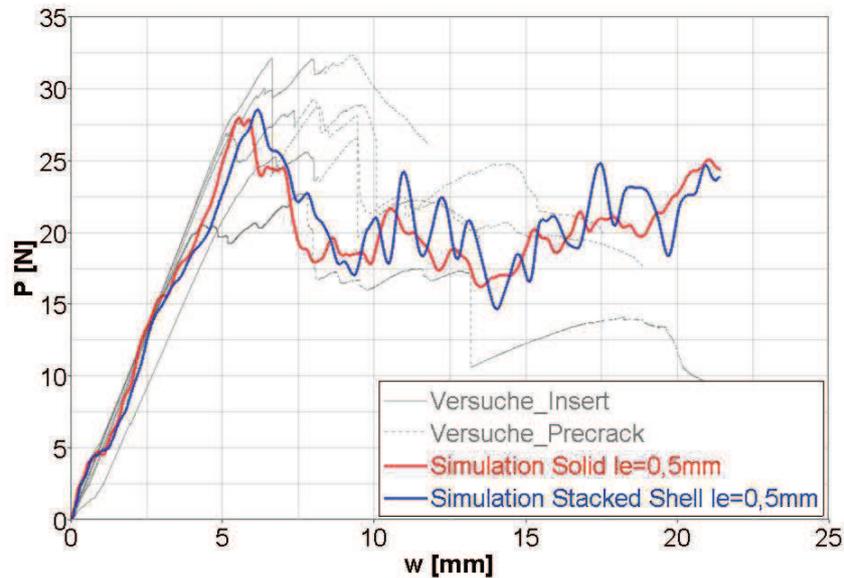


Abbildung 4.12.: Mode I Kraft-Weg-Kurven mit Solid- und Stacked-Shell-Ansatz

4.4.2. Einfluss der Netzgröße

Um den Einfluss der Netzgröße auf das Simulationsergebnis und auf die Rechenzeit zu untersuchen, wurden die Simulationen des Mode I Versuchs zusätzlich mit Elementkantenlängen von 1 mm, 2 mm und 5 mm durchgeführt. Die Ergebnisse sind in den Abbildungen 4.13 und 4.14 dargestellt. Sowohl bei Solid- als auch Stacked-Shell-Ansatz stimmten die Kraft-Weg-Kurven mit einer Elementkantenlänge von 1 mm, im Vergleich zu den Kurven mit 0,5 mm Elementkantenlänge, noch sehr gut überein. Mit 2 mm Elementkantenlänge begann die Delamination erst erkennbar später und das Kraftniveau lag über dem der feinen Vernetzung. Mit 5 mm Elementkantenlänge waren neben dem stark erhöhten Kraftniveau auch starke Schwingungen bei Delaminationsfortschritt zu beobachten.

4. Simulation

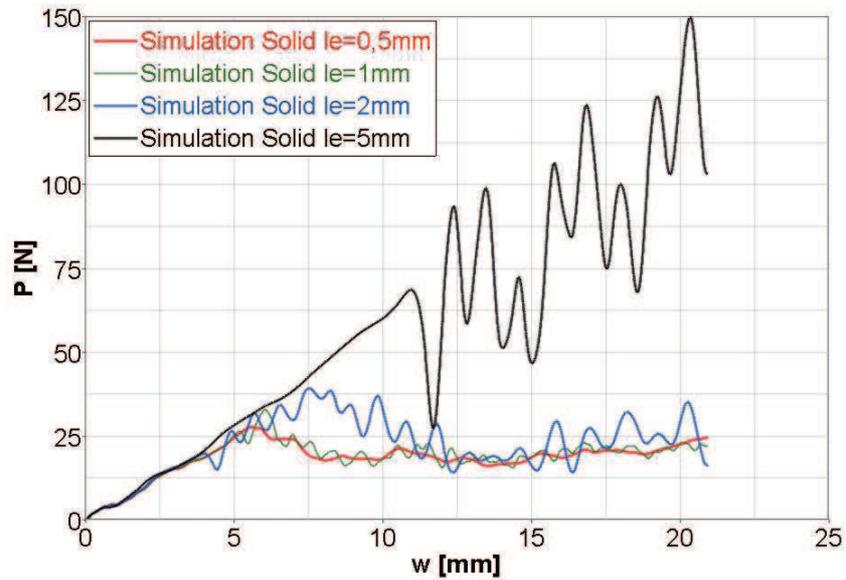


Abbildung 4.13.: Mode I Kraft–Weg–Kurven bei unterschiedlichen Netzgrößen des Solid–Ansatzes

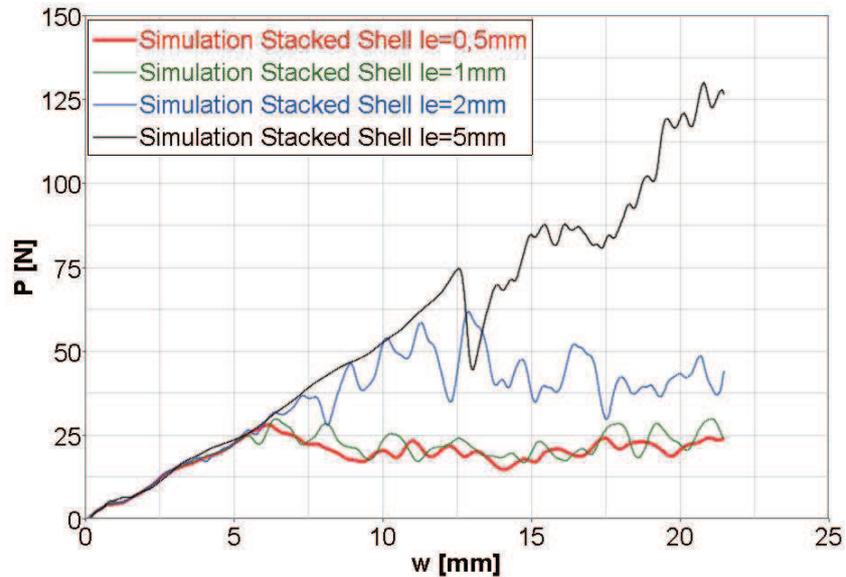


Abbildung 4.14.: Mode I Kraft–Weg–Kurven bei unterschiedlichen Netzgrößen des Stacked–Shell–Ansatzes

Diese Simulationsergebnisse stimmen auch mit Ergebnissen in der Literatur überein. Das erhöhte Kraftniveau und der verfälschte Delaminationsfortschritt bei größerer Vernetzung können durch eine zu geringe Anzahl an Kohäsivelementen in der Kohäsivzone erklärt

4. Simulation

werden. Befinden sich zu wenig Kohäsivelemente im Bereich der Kohäsivzonenlänge l_{CZ} , dann kann die Delamination nicht mehr korrekt abgebildet werden. Die Kohäsivzonenlänge ist als Abstand zwischen der Risspitze und dem Punkt, an dem die maximale Spannung erreicht wird, definiert. Zur Abschätzung der Kohäsivzonenlänge gibt es unterschiedliche Ansätze, die aber teilweise zu stark unterschiedlichen Ergebnissen führen. Typische Kohäsivzonenlängen für CFK- oder GFK-Lamine bewegen sich aber im Bereich von 1–2 mm. Auch für die Anzahl an Kohäsivelementen, die sich in der Kohäsivzonenlänge befinden sollen um ein korrektes Ergebnis zu liefern, werden unterschiedliche Angaben gemacht. Sie reichen von zwei bis sogar mehr als zehn Elementen. Eine Möglichkeit die Kohäsivzonenlänge künstlich zu vergrößern und so die Anzahl der darin befindlichen Elemente zu erhöhen, stellt die Reduktion der Maximalspannung (σ_{max} bei Mode I beziehungsweise τ_{max} bei Mode II/III) dar. Diese Maßnahme verändert zwar das Softening-Verhalten und die lokale Spannungsverteilung in der Nähe der Risspitze, hat aber auf das Endergebnis nur geringen Einfluss. [48]

Die Rechenzeiten der Simulationsmodelle bei den jeweiligen Elementkantenlängen sind in Abbildung 4.15 gegeben. Die Berechnungen wurden auf einem Cluster mit acht Prozessoren (AMD Opteron(tm) Processor 6140, 2600 MHz) für eine Simulationsdauer von 7,5 ms durchgeführt. Mit dem Solid-Ansatz lagen die Rechenzeiten erwartungsgemäß klar über denen des Stacked-Shell-Ansatzes. Vor allem bei einer sehr feinen Vernetzung (0,5 mm Elementkantenlänge) war ein unverhältnismäßiger Anstieg des Rechenaufwands zu verzeichnen.

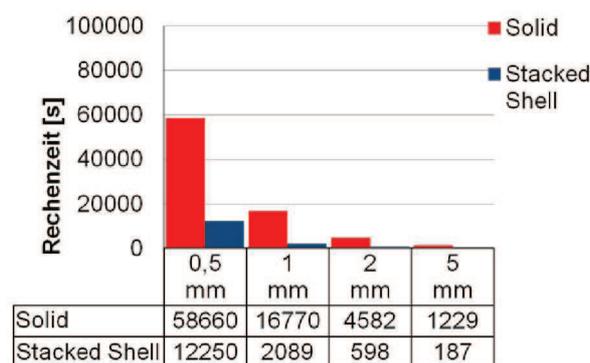


Abbildung 4.15.: Mode I Rechenzeiten bei unterschiedlichen Netzgrößen

4.5. Simulation des Mode II Delaminationsversuchs

Die Simulation der Mode II Versuche wurde, analog zu Mode I, mittels Solid- und Stacked-Shell-Ansatz durchgeführt. Die Auflager wurden als Starrkörper modelliert, wobei für den oberen Auflagerabstand die Versuche mit dem Abstand von $d = 60$ mm herangezogen wurden. Um die Rotation der oberen Auflager zu ermöglichen, wurde eine Drehachse definiert. Ihre Position entsprach dem Linienkontakt der ersten Berührung zwischen dem obersten Stempel und dem 4-Kant-Stahlrohr im Versuch. Abbildung 4.16 zeigt das Simulationsmodell mit Solid-Ansatz, bei dem die Drehachse in z-Richtung bereits nach unten bewegt worden war.

Für die Reibung zwischen den Auflagern und dem Prüfling (Stahl-CFK) wurde ein Literaturwert von $\mu = 0,14$ [47] verwendet. Im Bereich der eingelegten Trennfolie wurde der in der Literatur ermittelte Reibwert von $\mu = 0,35$ [9] eingestellt.

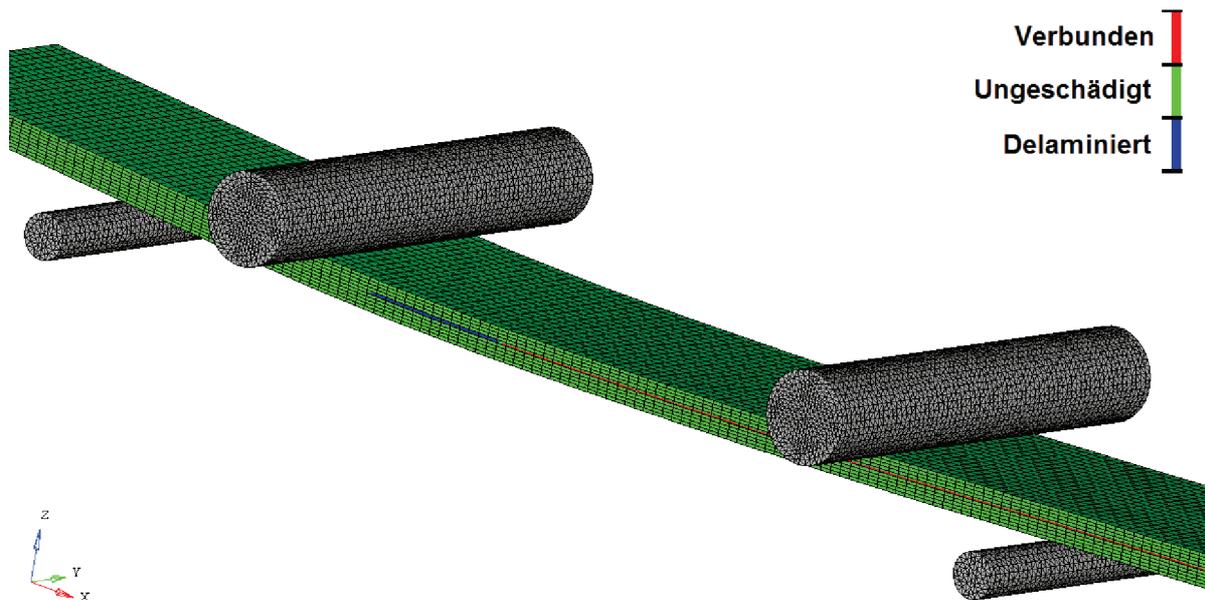


Abbildung 4.16.: Simulationsmodell des Mode II Versuchs mit Solid-Ansatz bei $w = 1,15$ mm

Im Composite Bi-Phase Ply Modell wurden die selben Materialparameter verwendet wie in Mode I (vgl. Tabelle 4.3). Die eingegebenen Materialparameter des Pickett-Modells für Mode II sind in Tabelle 4.4 zusammengefasst.

4. Simulation

Tabelle 4.4.: Materialparameter des Pickett Modells für Mode II

Parameter	Wert	Einheit	Bestimmung über
G_0	850	[N/mm ²]	Simulation 3-Punkt-Biegeversuch
τ_{max}	36,7	[N/mm ²]	Festigkeit 3-Punkt-Biegeversuch
G_{IIC}	250	[J/m ²]	Bruchzähigkeit Mode II Propagation

4.5.1. Vergleich Solid- mit Stacked-Shell-Ansatz

Die Simulationsergebnisse des Solid- beziehungsweise Stacked-Shell-Ansatzes bei einer Elementkantenlänge von $l_e = 0,5$ mm sind in Abbildung 4.17 ersichtlich. Aufgrund der anfänglichen Nichtlinearität der Prüflinge, sind die Simulationskurven horizontal verschoben dargestellt. Solid- und Stacked-Shell-Ansatz wiesen gleiche Anfangssteifigkeiten auf und lagen im Bereich der Versuchsstreuung. Die Kraft blieb bei Delaminationsfortschritt in der Simulation, ähnlich den Versuchen, mit dem Maschinenweg in etwa konstant. Das Kraftniveau stimmte bei dem Solid-Ansatz mit dem der Versuche sehr gut überein. Bei der Simulation mit Stacked-Shell-Ansatz lag das Kraftniveau aber über dem der Versuche.

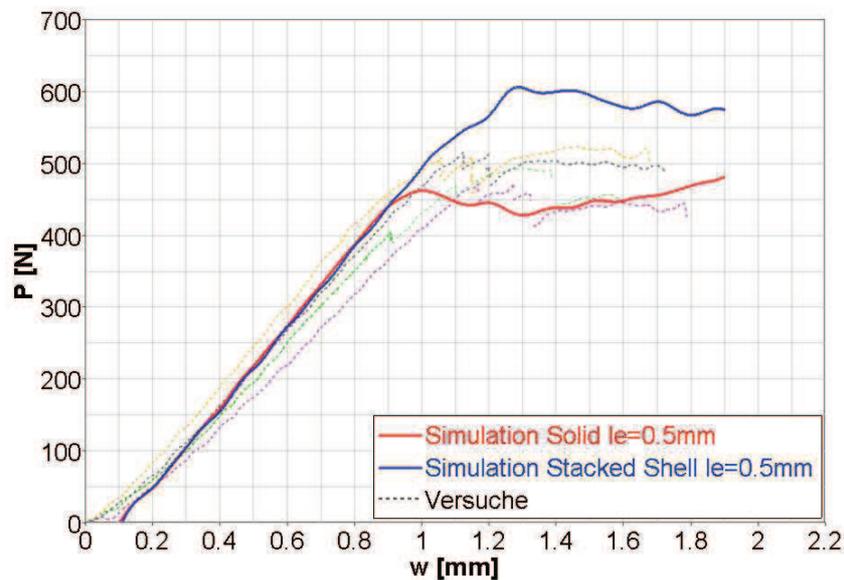


Abbildung 4.17.: Mode II Kraft-Weg-Kurven mit Solid- und Stacked-Shell-Ansatz

4. Simulation

4.5.2. Einfluss der Netzgröße

Zur Untersuchung des Einflusses der Netzgröße auf die Simulationsergebnisse wurden, analog zu Mode I, die Simulationen auch für Mode II mit den Elementkantenlängen von 1 mm, 2 mm und 5 mm durchgeführt. Die Ergebnisse für die Kraft–Weg–Kurven sind in den Abbildungen 4.18 und 4.19 dargestellt. Auch hier zeigte sich, ähnlich zu Mode I, eine Erhöhung des Kraftniveaus mit der Elementkantenlänge. Mit 1 mm Elementkantenlänge stimmten die Kraft–Weg–Kurven noch gut mit denen der feinsten Vernetzung überein, ab 2 mm ergaben sich schon deutlich erkennbar Unterschiede.

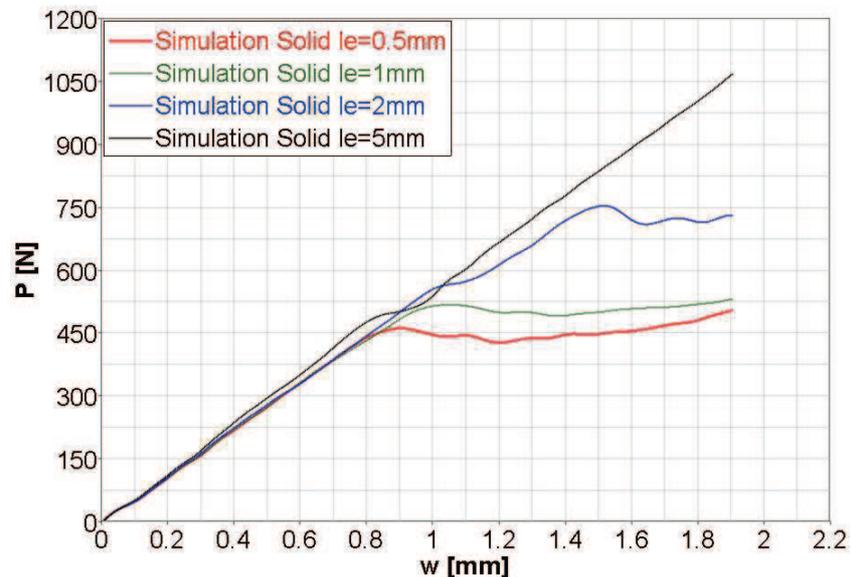


Abbildung 4.18.: Mode II Kraft–Weg–Kurven bei unterschiedlichen Netzgrößen des Solid–Ansatzes

4. Simulation

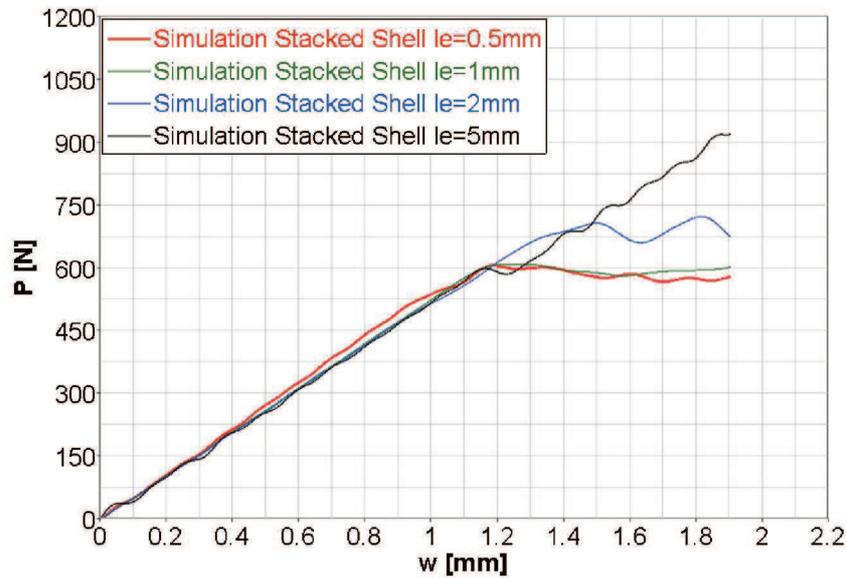


Abbildung 4.19.: Mode II Kraft–Weg–Kurven bei unterschiedlichen Netzgrößen des Stacked–Shell–Ansatzes

Die Simulationen des Mode II Versuchs wurden auch hier auf einem Cluster mit acht Prozessoren (AMD Opteron(tm) Processor 6140, 2600 MHz) berechnet. Die Simulationsdauer der Modelle betrug dabei 5,5 ms. Die Rechenzeiten der Modelle mit Solid– und Stacked–Shell–Ansatz für die unterschiedlichen Netzgrößen sind in Abbildung 4.15 zusammengefasst. Die Netzgröße zeigte hier ähnlichen Einfluss auf die Rechenzeit, wie es in der Simulation des Mode I Versuchs der Fall war.

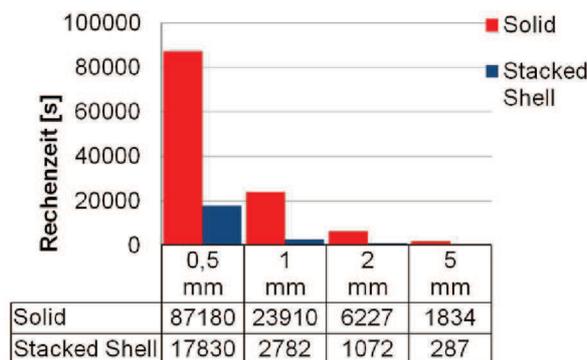


Abbildung 4.20.: Mode II Rechenzeiten bei unterschiedlichen Netzgrößen

5. Zusammenfassung und Ausblick

Insbesondere endlosfaserverstärkte Kunststoffe gewinnen aufgrund ihres hohen Leichtbau- und Energieaufnahmepotentials nicht nur im Automobilbereich immer stärker an Bedeutung. Der große Vorteil der FVK stellt unter anderem der breite Gestaltungsspielraum des Konstrukteurs dar. Dieser ergibt sich einerseits aus der Vielzahl an auswählbaren Fasern und Matrices und andererseits aus den unterschiedlichen Orientierungsmöglichkeiten der Laminatschichten. Gerade der schichtweise Aufbau macht FVK aber, da hier die verstärkende Wirkung der Fasern nicht zum Tragen kommt, anfällig gegenüber Delaminationen. Die interlaminaren Spannungen, die für die Delaminationen verantwortlich sind, können durch unterschiedlichste Belastungen hervorgerufen werden. Grundsätzlich unterscheidet man aber, je nach Belastungsrichtung, zwischen den Bruchmoden Mode I (opening), Mode II (shear) und Mode III (tearing).

In der Finite Elemente Simulation sind Kohäsivzonenmodelle zur Abbildung von Delaminationen Stand der Technik. In der Simulation werden zu diesem Zweck sogenannte Kohäsivelemente, die für gewöhnlich eine verschwindend kleine Ausgangsdicke besitzen, zwischen den Laminatschichten platziert. Das mechanische Verhalten der Kohäsivelemente ist durch ein Kohäsivgesetz gegeben. Das Kohäsivgesetz wird seinerseits durch gewisse Materialparameter definiert. Im Falle von Delaminationen sind die definierenden Materialparameter die Steifigkeiten, Festigkeiten und die kritischen Energiefreisetzungsraten des Materials, wobei in erster Linie die kritischen Energiefreisetzungsraten G_C für das Delaminationsverhalten bestimmend sind. Da die Festigkeiten auf das Simulationsergebnis nur einen untergeordneten Einfluss zeigen, ist eine ungefähre Bestimmung dieser Werte für gewöhnlich ausreichend. In den meisten Kohäsivzonenmodellen, die in der Finite Elemente Simulation zum Einsatz kommen, wird zwischen den Bruchmoden Mode I und Mode II unterschieden. Mode III wird in der Regel Mode II gleichgesetzt.

5. Zusammenfassung und Ausblick

Um die erforderlichen Materialparameter des Kohäsivzonenmodells von Pickett in PAM-Crash für Mode I und Mode II zu ermitteln, wurde eine UD-CFK-Prüfplatte mittels Handlaminierverfahren hergestellt, da bei diesem Verfahren das Einlegen der für die Anfangsdelaminationen verantwortlichen Trennfolien sehr einfach erfolgen kann. Unter der Annahme der transversalen Isotropie des Laminats wurden, zur Bestimmung der Festigkeiten und der Steifigkeiten, Zugversuche 90° zur Faser, Zugversuche 45° zur Faser und 3-Punkt-Biegeversuche mit kurzem Balken durchgeführt. Für den Delaminationsversuch in Mode I wurde der genormte DCB-Versuch verwendet. Zur Bestimmung der interlaminaren Bruchzähigkeit G_{IC} mussten hier gleichzeitig Kraft, Weg und Risslänge bestimmt werden. Kraft und Weg waren über die Messaufzeichnungen der Prüfmaschine bekannt, die Identifikation der Risslänge erfolgte optisch über die Seitenflächen des Prüflings, das eine gewisse subjektive Beeinflussung der Ergebnisse implizierte. Teilweise brach ein Kragarm der Prüflinge bereits nach geringem Delaminationsfortschritt, was auf eine zu geringe Dicke der Prüflinge zurückzuführen war. Auch beim 4ENF Delaminationsversuch, der zur Bestimmung von G_{IIC} durchgeführt wurde, brachen die Prüflinge relativ früh. Bei diesen Versuchen war die Risslänge über die Seitenflächen der Prüflinge nicht identifizierbar. Mit der gewählten Compliance Calibration Methode war dies aber, zur Bestimmung von G_{IIC} , auch nicht zwingend erforderlich.

Die Simulation des 3-Punkt-Biegeversuchs mit kurzem Balken ließ darauf schließen, dass das hergestellte Laminat kein transversal isotropen Charakter besaß. Aus diesem Grund wurden Schliffbilder angefertigt. Auf den Bildern waren starke Lufteinschlüsse zu erkennen, die sowohl das nicht transversal isotrope Verhalten als auch die geringen Festigkeits- und Steifigkeitswerte des Laminats erklärten.

Die Kraft-Weg-Kurven des Mode I Versuchs stimmten in der Simulation bei feiner Vernetzung sowohl mit Solid- als auch mit Stacked Shell-Ansatz mit denen der Versuche sehr gut überein. Ab 2 mm Elementkantenlänge war ein späterer Delaminationsbeginn und ein höheres Krafniveau in den Kraft-Weg-Kurven zu verzeichnen. Dieses Verhalten ist durch eine zu geringe Anzahl an Kohäsivelementen in der Kohäsivzonenlänge erklärbar. In Mode II konnte, insbesondere mit dem Solid-Ansatz, sehr gute Übereinstimmung mit den Versuchen erzielt werden. Mit dem Stacked-Shell-Ansatz war das Krafniveau in der Kraft-Weg-Kurve etwas zu hoch. Auch hier wurde ab etwa 2 mm Elementkantenlänge das Delaminationsverhalten nicht mehr korrekt abgebildet.

5. Zusammenfassung und Ausblick

Abschließend kann zusammengefasst werden, dass mit den experimentell ermittelten Materialparametern der quasistatische Delaminierungsvorgang von FVK bei reiner Mode I oder Mode II Belastung in der Simulation sehr gut abgebildet werden kann. Um Delaminationen in realen Bauteilen simulieren zu können, müssen aber weitere Untersuchungen angestellt werden. Das Delaminationsverhalten bei Mixed-Mode Belastungen, bei unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten oder bei unterschiedlichen Lagenaufbauten, sind nur einige Punkte, die hier aufgezählt werden können. Des Weiteren muss, um Rechenzeiten auf ein akzeptables Maß zu reduzieren, nach Möglichkeiten gesucht werden, mit denen Delaminationen auch bei größeren Netzen korrekt abgebildet werden können. Dies wäre insbesondere im Hinblick auf größere Simulationsmodelle erstrebenswert.

Literaturverzeichnis

- [1] ASTM: *D5528: Standard Test Method for Mode I Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectional Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composites*
- [2] AVK, INDUSTRIEVEREINIGUNG VERSTÄRKTE KUNSTSTOFFE: *Handbuch Faserverbundkunststoffe: Grundlagen, Verarbeitung, Anwendungen*. Springer Vieweg, 2010. – ISBN 9783834808813
- [3] BENOIT, Landry ; GABRIEL, LaPlante ; R., LeBlanc L.: Environmental effects on mode II fatigue delamination growth in an aerospace grade carbon/epoxy composite. In: *Composites: Part A* 44 (2011), S. 475–485
- [4] BLACKMAN, B.R.K. ; BRUNNER, A.J. ; WILLIAMS, J.G.: Mode II fracture testing of composites: a new look at an old problem. In: *Engineering Fracture Mechanics* 73 (2006), Nr. 16, 2443 - 2455. <http://dx.doi.org/10.1016/j.engfracmech.2006.05.022>. – DOI 10.1016/j.engfracmech.2006.05.022. – ISSN 0013–7944. – <ce:title>Fracture of Polymers, Composites and Adhesives</ce:title>
- [5] BORG, Rikard ; NILSSON, Larsgunnar ; SIMONSSON, Kjell: Simulating DCB, ENF and MMB experiments using shell elements and a cohesive zone model. In: *Composites Science and Technology* 64 (2004), Nr. 2, 269 - 278. [http://dx.doi.org/10.1016/S0266-3538\(03\)00255-0](http://dx.doi.org/10.1016/S0266-3538(03)00255-0). – DOI 10.1016/S0266–3538(03)00255–0. – ISSN 0266–3538
- [6] BUNZEL, U. ; SCHNEIDER, K. ; LAUKE, B.: Delaminationsverhalten von langfaser-verstärkten thermoplastischen UD-Verbunden hergestellt aus unterschiedlichen Hybridgarnstrukturen. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 28 (1997), Nr. 10, 465–474. <http://dx.doi.org/10.1002/mawe.19970281008>. – DOI 10.1002/mawe.19970281008. – ISSN 1521–4052

Literaturverzeichnis

- [7] CAMANHO, Pedro P. ; DAVILA, Carlos G.: Mixed-Mode Decohesion Finite Elements for the Simulation of Delamination in Composite Materials / NASA. 2002. – Forschungsbericht
- [8] DANIEL, I.M. ; ISHAI, O.: *Engineering Mechanics Of Composite Materials*. Oxford University Press, 2006 (Engineering mechanics of composite materials). http://books.google.at/books?id=x5S_QgAACAAJ. – ISBN 9780195150971
- [9] DAVIDSON, Barry ; SUN, Xuekun: Effects of Friction, Geometry and Fixture Compliance on the Perceived Toughness from Three- and Four-Point Bend End-Notched Flexure Tests. In: *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 24 (2005), S. 1611–1628
- [10] DAVIES, P. ; BLACKMAN, B.R.K. ; BRUNNER, A.J.: Mode II delamination. Version:2001. [http://dx.doi.org/10.1016/S1566-1369\(01\)80039-X](http://dx.doi.org/10.1016/S1566-1369(01)80039-X). In: D.R. MOORE, A. P. (Hrsg.) ; WILLIAMS, J.G. (Hrsg.): *Fracture Mechanics Testing Methods for Polymers, Adhesives and Composites* Bd. 28. Elsevier, 2001. – DOI 10.1016/S1566-1369(01)80039-X. – ISSN 1566-1369, 307 - 333
- [11] DAVIS, C. Daniel ; WHELAN, D. Bradley: An experimental study of interlaminar shear fracture toughness of a nanotube reinforced composite. In: *Composites: Part B* 42 (2011), S. 105–116
- [12] EHRENSTEIN, G.W.: *Faserverbund-Kunststoffe*. Hanser, 2006 <http://books.google.at/books?id=hDTSRQKTA9oC>. – ISBN 9783446227163
- [13] ELKOM: *ELKOM Vakutherm Membranpresse*. <http://www.elkom.de/produkte/compositeverarbeitung/vakuumpressen/qualitaets-membranpresse-vakutherm.html>. Version:2012
- [14] ESI GROUP: *Virtual Performance Solution Solver Reference Manual*. April 2012
- [15] FISCHER, Wolfgang: Faserbruchgeschehen in kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff / Institut für Kunststoffverarbeitung an der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen. 2003. – Forschungsbericht
- [16] FLEMMING, M. ; ZIEGMANN, G. ; ROTH, S.: *Faserverbundbauweisen: Halbzeuge und Bauweisen*. Springer, 1996 (Faserverbundbauweisen). <http://books.google.at/books?id=4UkRzgD1cLwC>. – ISBN 9783540606161

Literaturverzeichnis

- [17] FREED, Yuval ; BANKS-SILLS, Leslie: A new cohesive zone model for mixed mode interface fracture in bimetals. In: *Engineering Fracture Mechanics* 75 (2008), Nr. 15, 4583 - 4593. <http://dx.doi.org/10.1016/j.engfracmech.2008.04.013>. – DOI 10.1016/j.engfracmech.2008.04.013. – ISSN 0013–7944
- [18] GRELLMANN, Wolfgang ; SEIDLER, Sabine: *Kunststoffprüfung*. 2. Hanser, 2011
- [19] GREVE, L. ; PICKETT, A.K.: Delamination testing and modelling for composite crash simulation. In: *Composites Science and Technology* 66 (2006), Nr. 6, 816 - 826. <http://dx.doi.org/10.1016/j.compscitech.2004.12.042>. – DOI 10.1016/j.compscitech.2004.12.042. – ISSN 0266–3538. – <ce:title>Advances in statics and dynamics of delamination</ce:title> <xocs:full-name>Workshop on Advances in Modeling Delamination in Composite Materials and Structures</xocs:full-name>
- [20] GROSS, D. ; SEELIG, T.: *Bruchmechanik: Mit einer Einführung in die Mikromechanik*. Springer, 2011 http://books.google.at/books?id=NGdlnbf_BLkC. – ISBN 9783642101953
- [21] HODGKINSON, J M. ; HODGKINSON, J M. (Hrsg.): *Mechanical testing of advanced fibre composites*. Woodhead Publishing Limited, 2000
- [22] ISO: *EN ISO 14129: 1997: Faserverstärkte Kunststoffe - Zugversuch an 45-Laminaten zur Bestimmung der Schubspannungs/Schubverformungs-Kurve, des Schubmoduls und der Schubfestigkeit in der Lagenebene*
- [23] ISO: *EN ISO 14130:1997: Faserverstärkte Kunststoffe - Bestimmung der scheinbaren interlaminaren Scherfestigkeit nach dem Dreipunkt-Verfahren mit kurzem Balken*
- [24] ISO: *EN ISO 527-1:2012: Kunststoffe - Bestimmung der Zugeigenschaften Teil 1: Allgemeine Grundsätze*
- [25] ISO: *EN ISO 527-5:2012: Kunststoffe - Bestimmung der Zugeigenschaften Teil 5: Prüfbedingungen für unidirektional faserverstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe*
- [26] ISO: *ISO 15024: Fibre-reinforced plastic composites - Determination of mode I interlaminar fracture toughness, GIC, for unidirectionally reinforced materials*
- [27] JAPANESE INDUSTRIAL STANDARD: *JIS K 7086: 1993: Testing methods for interlaminar fracture toughness of carbon fibre reinforced plastics*

Literaturverzeichnis

- [28] JOHNSON, Alastair ; PICKETT, Anthony: *IMPACT AND CRASH MODELLING OF COMPOSITE STRUCTURES: A CHALLENGE FOR DAMAGE MECHANICS*. <http://www.esi-group.com/sitehicas/eccm.pdf>
- [29] KARALL, Thomas: *Zur rechnerischen Ermittlung der Schubspannungsverteilungen infolge Querkraft und Torsion von homogenen oder inhomogenen, isotropen oder anisotropen dünnwandigen Balken beliebiger Querschnittsform*, Montanuniversität Leoben, Diss., 2005
- [30] KARALL, Thomas ; BAUMANN, H.: *Kunst- und Verbundwerkstoffe: Skriptum zur Vorlesung*
- [31] KAZURO, Kageyama (Hrsg.) ; ISAO, Kimpara (Hrsg.) ; TOSHIO, Suzuki (Hrsg.) ; ISAMU, Ohsawa (Hrsg.) ; MAKOTO, Kanai (Hrsg.) ; HITOSH, Tsuno (Hrsg.): *EFFECTS OF TEST CONDITIONS ON MODE II INTERLAMINAR FRACTURE TOUGHNESS OF FOUR-POINT ENF SPECIMENS*
- [32] KERBER, F. ; KOKE, I. ; KUNKE, H.: *Experimentelle Ermittlung mechanischer Kenngrößen von Faserverbundwerkstoffen*. <http://www.r-g.de/laminatberechnung.php>. Version: Juli 2005
- [33] KUWATA, M. ; HOGG, P.: Interlaminar toughness of interleaved CFRP using non-woven veils: Part 2. Mode-II testing. In: *Composites: Part a* 42 (2011), S. 1560–1570
- [34] MORAIS A.B. de ; A.B., Pereira: Application of the effective crack method to mode I and mode II interlaminar fracture of carbon/epoxy unidirectional laminates. In: *Composites: Part A* 38 (2006), S. 785–794
- [35] MOURA, M.F.S.F. de ; MORAIS, A.B. de: Equivalent crack based analyses of ENF and ELS tests. In: *Engineering Fracture Mechanics* 75 (2008), Nr. 9, 2584 - 2596. <http://dx.doi.org/10.1016/j.engfracmech.2007.03.005>. – DOI 10.1016/j.engfracmech.2007.03.005. – ISSN 0013–7944. – <ce:title>Fracture of Composite Materials</ce:title>
- [36] NOSSEK, Matthias: *Multiskalenmodellierung von Impaktbelastungen auf Faserverbundlaminate: Methodenentwicklung, Parameteridentifikation und Anwendung*. Fraunhofer Verlag, 2011

Literaturverzeichnis

- [37] PICKETT, Anthony: *Tutorial 11: Delamination Modeling of a Composite Double Cantilever Beam (DCB) Specimen*. http://www.ifb.uni-stuttgart.de/FEM/PDF_FILES/. Version: Juli 2007
- [38] PINHO, S.T. ; IANNUCCI, L. ; ROBINSON, P.: Formulation and implementation of decohesion elements in an explicit finite element code. In: *Composites: Part A* 37 (2006), S. 778–789
- [39] PUCK, Alfred: *Festigkeitsanalyse von Faser–Matrix–Laminaten: Modelle für die Praxis*. Carl Hanser Verlag München Wien, 1996
- [40] RATCLIFF, James: *Characterization of the Edge Crack Torsion (ECT) Test for Mode III Fracture Toughness Measurement of Laminated Composites*. http://ntrs.nasa.gov/archive/nasa/casi.ntrs.nasa.gov/20040166149_2004159047.pdf. Version: 2004. – NASA Langley Research Center Hampton
- [41] R&G FASERVERBUNDWERKSTOFFE: *Faserverbundwerkstoffe Handbuch*. R&G Faserverbundwerkstoffe GmbH, Juni 2009
- [42] R&G FASERVERBUNDWERKSTOFFE GMBH: *Technisches Datenblatt Epoxydharz L 385 und Härter*. http://shop.r-g.de/out/media/td_de_110150.pdf. Version: November 2008
- [43] R&G FASERVERBUNDWERKSTOFFE GMBH: *Härter 385 (Aero)*. <http://shop.r-g.de/Epoxydharze/EP-Laminierharze/Haerter-385-Aero.html>. Version: November 2012
- [44] R&G FASERVERBUNDWERKSTOFFE GMBH: *Kohlegelege UHM 250 g/m unidirektional*. <http://shop.r-g.de/Verstaerkungsfasern/Kohlegelege/Kohlegelege-UHM-250-g/m-unidirektional.html>. Version: November 2012
- [45] SCHÜRMAN, H.: *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. Springer, 2008 (VDI-Buch). http://books.google.at/books?id=GVN_V1oFxREC. – ISBN 9783540721895
- [46] SUTER KUNSTSTOFFE AG: *i-Carbon-Fasertabelle*. <http://www.swiss-composite.ch/pdf/i-Carbon-Fasertabelle.pdf>. Version: August 2011

Literaturverzeichnis

- [47] THE ENGINEERING TOOLBOX: *Frictional Coefficients for some Common Materials and Materials Combinations*. http://www.engineeringtoolbox.com/friction-coefficients-d_778.html. Version: Februar 2013
- [48] TURON, A. ; DAVILA, C.G. ; CAMANHO, P.P. ; COSTA, J.: An engineering solution for mesh size effects in the simulation of delamination using cohesive zone models. In: *Engineering Fracture Mechanics* 74 (2007), Nr. 10, 1665 - 1682. <http://dx.doi.org/10.1016/j.engfracmech.2006.08.025>. – DOI 10.1016/j.engfracmech.2006.08.025. – ISSN 0013–7944
- [49] UMECO: *A5000 Release film*. http://www.umeco.com/~media/Products/Datasheets/Process/Release%20films/A5000_TDS.pdf. Version: 2012
- [50] WEN-XUE, Wang ; MIKO, Nakata ; YOSHIHIRO, Takao ; TERUTAKE, Matsubara: Experimental investigation on test methods for mode II interlaminar fracture testing of carbon fiber reinforced composites. In: *Composites: Part A* 40 (2009), S. 1447–1455
- [51] WILLIAMS, J.G.: Introduction to linear elastic fracture mechanics. Version: 2001. [http://dx.doi.org/10.1016/S1566-1369\(01\)80024-8](http://dx.doi.org/10.1016/S1566-1369(01)80024-8). In: D.R. MOORE, A. P. (Hrsg.) ; WILLIAMS, J.G. (Hrsg.): *Fracture Mechanics Testing Methods for Polymers, Adhesives and Composites* Bd. 28. Elsevier, 2001. – DOI 10.1016/S1566-1369(01)80024-8. – ISSN 1566–1369, 3 - 10
- [52] WÖRNDLE, Rudolf: *Verbundwerkstoffe I+II: Skriptum zu Vorlesung und Übung*. Jänner 2010
- [53] ZHANG, Chi. C.: *Geometric and Scale Effects on Energy Absorption of Structural Composites*, School of Engineering and Materials Science, University of London, Diss.

Anhang

Anhang

A. Versuchsprotokoll Zugversuch 90° zur Faser

Prüfbericht Zugversuch 90°

Norm	ISO 527-5/B/1		Versuchsort	Montanuniversität Leoben
Geprüfte Prüflinge	5		Versuchspersonal	Christoph Gradwohl
Messung der Dehnung	Extensometer		Versuchsdatum	30.08.2012
Prüfanlage	400 kN Batterieprüfanlage		Kraftmessdose	5kN
Hersteller Harz	Momentive		Hersteller Faser	R&G Faserverbundwerkstoffe GmbH
Bezeichnung Harz	Epoxidharz L 385 + Härter 385		Bezeichnung Faser	Ultrahochmodul (UHM) Dialead K 63712
Faserorientierung	90° unidirektional		Anzahl Laminatschichten	10
Max. Härtetemperatur	[°C]	80	Anmerkungen Prüflinge C1, C6 und C7 verworfen	
Härtedauer	[h]	24		
Versuchstemperatur	[°C]	25		
Vorschub	[mm/min]	1,0		

Abbildung A.1.: Prüfbericht Zugversuch 90° zur Faser

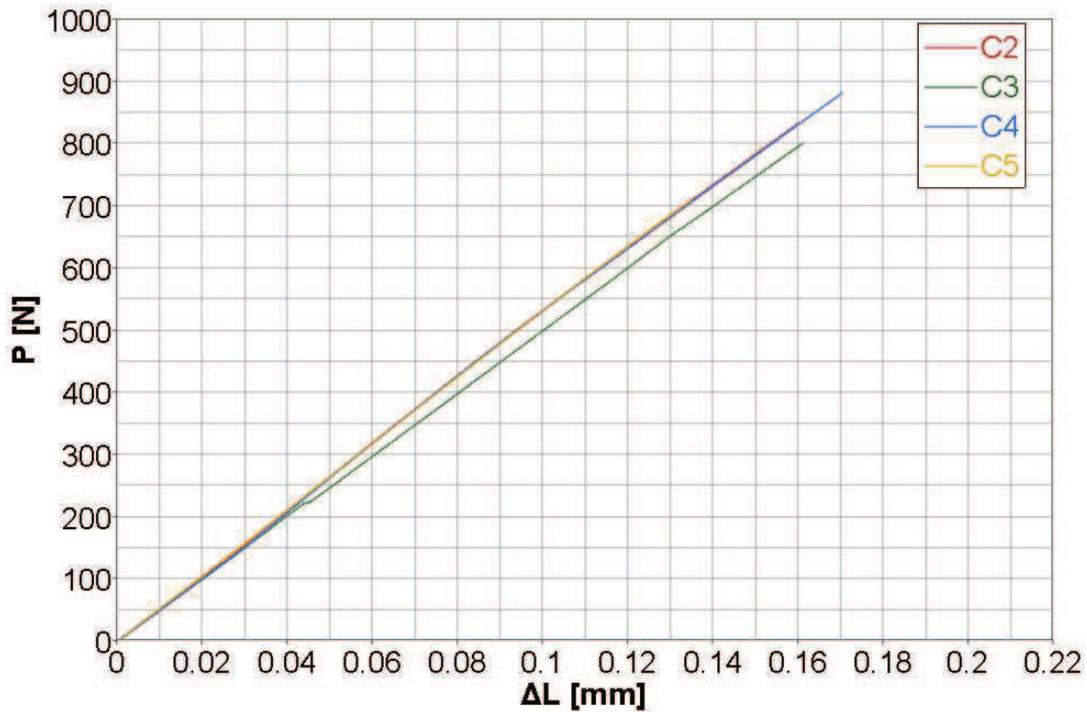


Abbildung A.2.: Kraft-Verlängerungs-Diagramm Zugversuch 90° zur Faser

Anhang

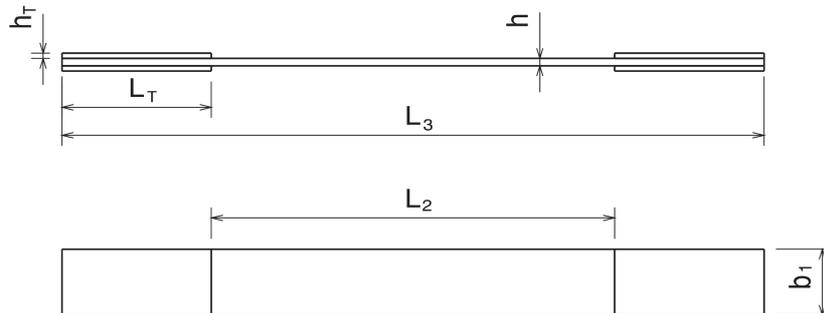


Abbildung A.3.: Geometrische Abmessungen Zugversuch 90° zur Faser

Prüfling C2

Geometrische Abmessungen			Zwischenergebnisse		
Anfangsmesslänge L_0	[mm]	50,00	Querschnittsfläche A	[mm ²]	78,178
Abstand L_2	[mm]	133,50	Maximalkraft	[N]	835
Gesamtlänge L_3	[mm]	234,50	Dehnung bei Maximalkraft	[%]	0,32
Breite b_1 Mitte	[mm]	24,74	σ_1 ($\epsilon=0,05\%$)	[N/mm ²]	1,655
Breite b_1 Mindestwert	[mm]	24,74	σ_2 ($\epsilon=0,25\%$)	[N/mm ²]	8,447
Breite b_1 Maximalwert	[mm]	24,74			
Dicke h Mitte	[mm]	3,16			
Dicke h Minimalwert	[mm]	3,00	Endergebnisse		
Dicke h Maximalwert	[mm]	3,16	Zugfestigkeit R_2	[N/mm ²]	10,68
Länge der Kraftereinleitungselemente L_T	[mm]	50,00	Dehnung der Zugfestigkeit	[%]	0,32
Dicke der Kraftereinleitungselemente h_T	[mm]	2,00	Zugmodul E_2	[N/mm ²]	3396

Abbildung A.4.: Versuchsprotokoll Prüfling C2

Prüfling C3

Geometrische Abmessungen			Zwischenergebnisse		
Anfangsmesslänge L_0	[mm]	50,00	Querschnittsfläche A	[mm ²]	77,189
Abstand L_2	[mm]	134,50	Maximalkraft	[N]	802
Gesamtlänge L_3	[mm]	235,00	Dehnung bei Maximalkraft	[%]	0,32
Breite b_1 Mitte	[mm]	24,74	σ_1 ($\epsilon=0,05\%$)	[N/mm ²]	1,635
Breite b_1 Mindestwert	[mm]	24,74	σ_2 ($\epsilon=0,25\%$)	[N/mm ²]	8,129
Breite b_1 Maximalwert	[mm]	24,81			
Dicke h Mitte	[mm]	3,12			
Dicke h Minimalwert	[mm]	3,01	Endergebnisse		
Dicke h Maximalwert	[mm]	3,12	Zugfestigkeit R_2	[N/mm ²]	10,39
Länge der Kraftereinleitungselemente L_T	[mm]	50,00	Dehnung der Zugfestigkeit	[%]	0,32
Dicke der Kraftereinleitungselemente h_T	[mm]	2,00	Zugmodul E_2	[N/mm ²]	3247

Abbildung A.5.: Versuchsprotokoll Prüfling C3

Anhang

Prüfling C4

Geometrische Abmessungen			Zwischenergebnisse		
Anfangsmesslänge L_0	[mm]	50,00	Querschnittsfläche A	[mm ²]	75,643
Abstand L_2	[mm]	134,00	Maximalkraft	[N]	884
Gesamtlänge L_3	[mm]	234,50	Dehnung bei Maximalkraft	[%]	0,34
Breite b, Mitte	[mm]	24,72	σ_1 ($\epsilon=0,05\%$)	[N/mm ²]	1,662
Breite b, Mindestwert	[mm]	24,72	σ_2 ($\epsilon=0,25\%$)	[N/mm ²]	8,695
Breite b, Maximalwert	[mm]	24,74			
Dicke h Mitte	[mm]	3,06			
Dicke h Minimalwert	[mm]	2,98	Endergebnisse		
Dicke h Maximalwert	[mm]	3,12	Zugfestigkeit R_2	[N/mm ²]	11,69
Länge der Krafteinleitungselemente L_T	[mm]	50,00	Dehnung der Zugfestigkeit	[%]	0,34
Dicke der Krafteinleitungselemente h_T	[mm]	2,00	Zugmodul E_2	[N/mm ²]	3517

Abbildung A.6.: Versuchsprotokoll Prüfling C4

Prüfling C5

Geometrische Abmessungen			Zwischenergebnisse		
Anfangsmesslänge L_0	[mm]	50,00	Querschnittsfläche A	[mm ²]	76,138
Abstand L_2	[mm]	134,00	Maximalkraft	[N]	711
Gesamtlänge L_3	[mm]	234,50	Dehnung bei Maximalkraft	[%]	0,27
Breite b, Mitte	[mm]	24,72	σ_1 ($\epsilon=0,05\%$)	[N/mm ²]	1,789
Breite b, Mindestwert	[mm]	24,67	σ_2 ($\epsilon=0,25\%$)	[N/mm ²]	8,961
Breite b, Maximalwert	[mm]	24,74			
Dicke h Mitte	[mm]	3,08			
Dicke h Minimalwert	[mm]	2,90	Endergebnisse		
Dicke h Maximalwert	[mm]	3,08	Zugfestigkeit R_2	[N/mm ²]	9,34
Länge der Krafteinleitungselemente L_T	[mm]	50,00	Dehnung der Zugfestigkeit	[%]	0,27
Dicke der Krafteinleitungselemente h_T	[mm]	2,00	Zugmodul E_2	[N/mm ²]	3586

Abbildung A.7.: Versuchsprotokoll Prüfling C5

Anhang

B. Versuchsprotokoll Zugversuch 45° zur Faser

Prüfbericht Zugversuch 45°

Norm	ISO 14129		Versuchsort	Montanuniversität Leoben
Geprüfte Prüflinge	7		Versuchspersonal	Christoph Gradwohl
Messung der Dehnung	Extensometer		Versuchsdatum	30.08.2012
Prüfanlage	UTS 250kN/inspekt retrofit		Kraftmessdose	U2A-2kN
Hersteller Harz	Momentive		Hersteller Faser	R&G Faserverbundwerkstoffe GmbH
Bezeichnung Harz	Epoxidharz L 385 + Härter 385		Bezeichnung Faser	Ultrahochmodul (UHM) Dialead K 63712
Faserorientierung	45° unidirektional		Anzahl Laminatschichten	10
Max. Härtetemperatur	[°C]	80	Anmerkungen Messung der Verlängerung durch das Extensometer nur in Zugrichtung	
Härtedauer	[h]	24		
Versuchstemperatur	[°C]	25		
Vorschub	[mm/min]	1,0		

Abbildung B.1.: Prüfbericht Zugversuch 45° zur Faser

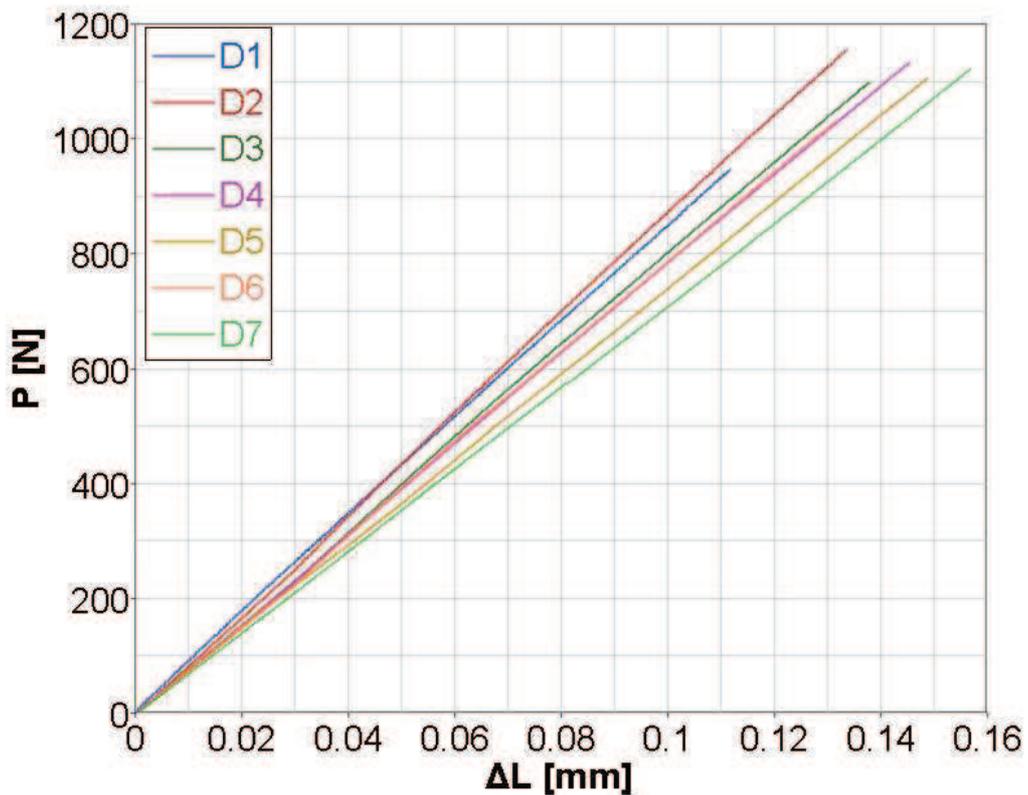


Abbildung B.2.: Kraft-Verlängerungs-Diagramm Zugversuch 45° zur Faser

Anhang

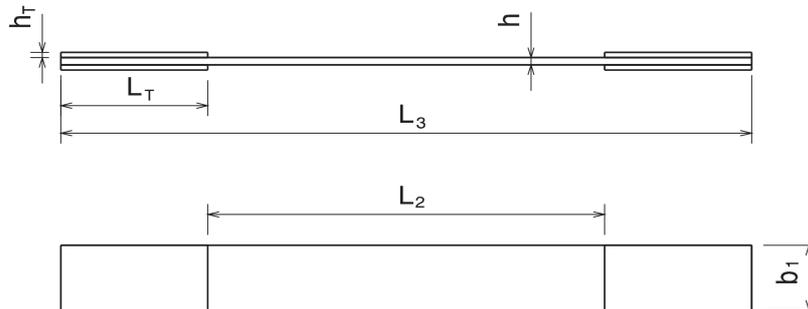


Abbildung B.3.: Geometrische Abmessungen Zugversuch 45° zur Faser

Prüfling D1

Geometrische Abmessungen			Zwischenergebnisse		
Anfangsmesslänge L_0	[mm]	50,0	Querschnittsfläche A	[mm ²]	73,51
Abstand L_2	[mm]	149,0	Maximalkraft	[N]	949
Gesamtlänge L_3	[mm]	250,0	ϵ_x bei Maximalkraft	[%]	0,22
Breite b_1 Mitte	[mm]	24,75			
Breite b_1 Mindestwert	[mm]	24,72			
Breite b_1 Maximalwert	[mm]	24,75			
Dicke h Mitte	[mm]	2,97			
Dicke h Minimalwert	[mm]	2,93			
Dicke h Maximalwert	[mm]	3,00	Endergebnisse		
Länge der Kraftereinleitungselemente L_T	[mm]	50,00	Schubfestigkeit R_{12}	[N/mm ²]	6,45
Dicke der Kraftereinleitungselemente h_T	[mm]	2,00	ϵ_x bei Maximalkraft	[%]	0,223

Abbildung B.4.: Versuchsprotokoll Prüfling D1

Prüfling D2

Geometrische Abmessungen			Zwischenergebnisse		
Anfangsmesslänge L_0	[mm]	50,0	Querschnittsfläche A	[mm ²]	70,08
Abstand L_2	[mm]	149,0	Maximalkraft	[N]	1164
Gesamtlänge L_3	[mm]	249,5	ϵ_x bei Maximalkraft	[%]	0,27
Breite b_1 Mitte	[mm]	24,85			
Breite b_1 Mindestwert	[mm]	24,82			
Breite b_1 Maximalwert	[mm]	24,88			
Dicke h Mitte	[mm]	2,82			
Dicke h Minimalwert	[mm]	2,82			
Dicke h Maximalwert	[mm]	2,94	Endergebnisse		
Länge der Kraftereinleitungselemente L_T	[mm]	50,00	Schubfestigkeit R_{12}	[N/mm ²]	8,31
Dicke der Kraftereinleitungselemente h_T	[mm]	2,00	ϵ_x bei Maximalkraft	[%]	0,269

Abbildung B.5.: Versuchsprotokoll Prüfling D2

Anhang

Prüfling D3

Geometrische Abmessungen			Zwischenergebnisse		
Anfangsmesslänge L_0	[mm]	50,0	Querschnittsfläche A	[mm ²]	69,77
Abstand L_2	[mm]	149,0	Maximalkraft	[N]	1101
Gesamtlänge L_3	[mm]	249,5	ϵ_x bei Maximalkraft	[%]	0,28
Breite b_1 Mitte	[mm]	24,74			
Breite b_1 Mindestwert	[mm]	24,74			
Breite b_1 Maximalwert	[mm]	24,76			
Dicke h Mitte	[mm]	2,82			
Dicke h Minimalwert	[mm]	2,81			
Dicke h Maximalwert	[mm]	2,94	Endergebnisse		
Länge der Krafteinleitungselemente L_T	[mm]	50,00	Schubfestigkeit R_{12}	[N/mm ²]	7,89
Dicke der Krafteinleitungselemente h_T	[mm]	2,00	ϵ_x bei Maximalkraft	[%]	0,276

Abbildung B.6.: Versuchsprotokoll Prüfling D3

Prüfling D4

Geometrische Abmessungen			Zwischenergebnisse		
Anfangsmesslänge L_0	[mm]	50,0	Querschnittsfläche A	[mm ²]	69,58
Abstand L_2	[mm]	149,0	Maximalkraft	[N]	1134
Gesamtlänge L_3	[mm]	249,5	ϵ_x bei Maximalkraft	[%]	0,29
Breite b_1 Mitte	[mm]	24,76			
Breite b_1 Mindestwert	[mm]	24,75			
Breite b_1 Maximalwert	[mm]	24,76			
Dicke h Mitte	[mm]	2,81			
Dicke h Minimalwert	[mm]	2,81			
Dicke h Maximalwert	[mm]	2,90	Endergebnisse		
Länge der Krafteinleitungselemente L_T	[mm]	50,00	Schubfestigkeit R_{12}	[N/mm ²]	8,15
Dicke der Krafteinleitungselemente h_T	[mm]	2,00	ϵ_x bei Maximalkraft	[%]	0,291

Abbildung B.7.: Versuchsprotokoll Prüfling D4

Prüfling D5

Geometrische Abmessungen			Zwischenergebnisse		
Anfangsmesslänge L_0	[mm]	50,0	Querschnittsfläche A	[mm ²]	74,71
Abstand L_2	[mm]	149,0	Maximalkraft	[N]	1108
Gesamtlänge L_3	[mm]	249,5	ϵ_x bei Maximalkraft	[%]	0,30
Breite b_1 Mitte	[mm]	24,74			
Breite b_1 Mindestwert	[mm]	24,74			
Breite b_1 Maximalwert	[mm]	24,76			
Dicke h Mitte	[mm]	3,02			
Dicke h Minimalwert	[mm]	2,87			
Dicke h Maximalwert	[mm]	2,95	Endergebnisse		
Länge der Krafteinleitungselemente L_T	[mm]	50,00	Schubfestigkeit R_{12}	[N/mm ²]	7,41
Dicke der Krafteinleitungselemente h_T	[mm]	2,00	ϵ_x bei Maximalkraft	[%]	0,297

Abbildung B.8.: Versuchsprotokoll Prüfling D5

Anhang

Prüfling D6

Geometrische Abmessungen			Zwischenergebnisse		
Anfangsmesslänge L_0	[mm]	50,0	Querschnittsfläche A	[mm ²]	73,91
Abstand L_2	[mm]	148,0	Maximalkraft	[N]	1039
Gesamtlänge L_3	[mm]	249,5	ϵ_x bei Maximalkraft	[%]	0,26
Breite b_1 Mitte	[mm]	24,72			
Breite b_1 Mindestwert	[mm]	24,72			
Breite b_1 Maximalwert	[mm]	24,76			
Dicke h Mitte	[mm]	2,99			
Dicke h Minimalwert	[mm]	2,93			
Dicke h Maximalwert	[mm]	2,99	Endergebnisse		
Länge der Kräfteinleitungselemente L_T	[mm]	50,00	Schubfestigkeit R_{12}	[N/mm ²]	7,03
Dicke der Kräfteinleitungselemente h_T	[mm]	2,00	ϵ_x bei Maximalkraft	[%]	0,265

Abbildung B.9.: Versuchsprotokoll Prüfling D6

Prüfling D7

Geometrische Abmessungen			Zwischenergebnisse		
Anfangsmesslänge L_0	[mm]	50,0	Querschnittsfläche A	[mm ²]	75,24
Abstand L_2	[mm]	147,0	Maximalkraft	[N]	1124
Gesamtlänge L_3	[mm]	250,0	ϵ_x bei Maximalkraft	[%]	0,31
Breite b_1 Mitte	[mm]	24,75			
Breite b_1 Mindestwert	[mm]	24,75			
Breite b_1 Maximalwert	[mm]	24,75			
Dicke h Mitte	[mm]	3,04			
Dicke h Minimalwert	[mm]	2,86			
Dicke h Maximalwert	[mm]	3,04	Endergebnisse		
Länge der Kräfteinleitungselemente L_T	[mm]	50,00	Schubfestigkeit R_{12}	[N/mm ²]	7,47
Dicke der Kräfteinleitungselemente h_T	[mm]	2,00	ϵ_x bei Maximalkraft	[%]	0,314

Abbildung B.10.: Versuchsprotokoll Prüfling D7

Anhang

C. Versuchsprotokoll 3-Punkt-Biegeversuch mit kurzem Balken

Versuchsbericht 3-Punkt-Biegeversuch mit kurzem Balken				
Norm	EN ISO 14130 : 1997	Versuchsort	VSI - TU Graz	
Anzahl der Prüflinge	7	Versuchspersonal	Christoph Gradwohl	
Prüfanlage	400 kN Batterieprüfanlage	Versuchsdatum	24.09.2012	
		Kraftmessdose	5kN	
Hersteller Harz	Momentive	Hersteller Faser	R&G Faserverbundwerkstoffe GmbH	
Bezeichnung Harz	Epoxidharz L 385 + Härter 385	Bezeichnung Faser	Ultrahochmodul (UHM) Dialead K 63712	
Faserorientierung	0° unidirektional	Anzahl Laminatschichten	10	
Max. Härtetemperatur	[°C]	Anmerkungen Prüflinge E3, E4 und E6 verworfen		
Härtedauer	[h]			80
Versuchstemperatur	[°C]			24
Vorschubgeschwindigkeit	[mm/s]			0,02

Abbildung C.1.: Prüfbericht 3-Punkt-Biegeversuch mit kurzem Balken

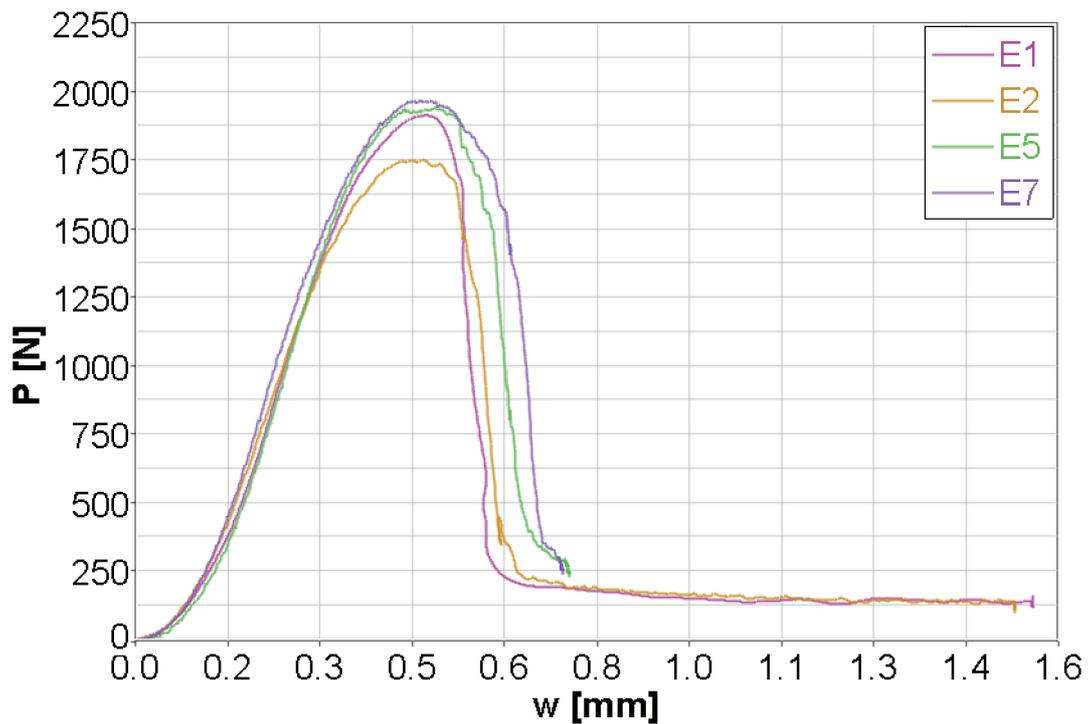


Abbildung C.2.: Kraft-Weg-Diagramm 3-Punkt-Biegeversuch mit kurzem Balken

Anhang

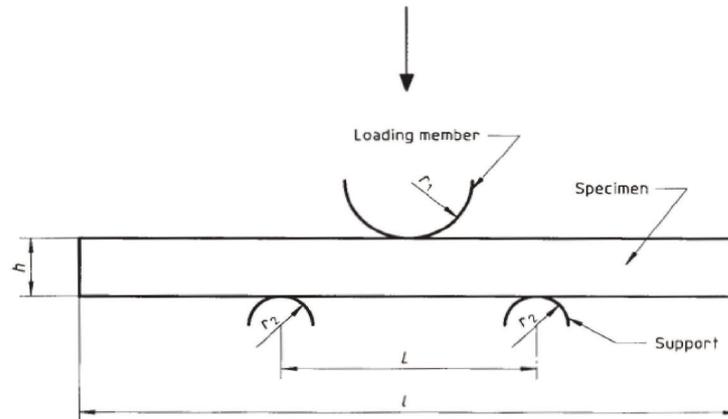


Abbildung C.3.: Geometrische Abmessungen 3-Punkt-Biegeversuch mit kurzem Balken [23, S. 4]

Prüfling E1

Geometrische Abmessungen			Zwischenergebnisse		
Länge Prüfling l	[mm]	27,84	Fläche b·h	[mm ²]	38,09
Durchschnittliche Dicke h	[mm]	2,77	Maximalkraft	[N]	1900
Breite b	[mm]	13,75			
Radius Auflager oben r ₁	[mm]	10			
Radius Auflager unten r ₂	[mm]	4	Endergebnis		
Auflagerabstand L	[mm]	14	R ₁₃	[N/mm ²]	37,41

Abbildung C.4.: Versuchsprotokoll Prüfling E1

Prüfling E2

Geometrische Abmessungen			Zwischenergebnisse		
Länge Prüfling l	[mm]	27,78	Fläche b·h	[mm ²]	37,84
Durchschnittliche Dicke h	[mm]	2,75	Maximalkraft	[N]	1745
Breite b	[mm]	13,76			
Radius Auflager oben r ₁	[mm]	10			
Radius Auflager unten r ₂	[mm]	4	Endergebnis		
Auflagerabstand L	[mm]	14	R ₁₃	[N/mm ²]	34,59

Abbildung C.5.: Versuchsprotokoll Prüfling E2

Anhang

Prüfling E5

Geometrische Abmessungen			Zwischenergebnisse		
Länge Prüfling l	[mm]	27,78	Fläche b·h	[mm ²]	39,00
Durchschnittliche Dicke h	[mm]	2,84	Maximalkraft	[N]	1925
Breite b	[mm]	13,75			
Radius Auflager oben r ₁	[mm]	20			
Radius Auflager unten r ₂	[mm]	4	Endergebnis		
Auflagerabstand L	[mm]	14	R ₁₃	[N/mm ²]	37,02

Abbildung C.6.: Versuchsprotokoll Prüfling E5

Prüfling E7

Geometrische Abmessungen			Endergebnis		
Länge Prüfling l	[mm]	27,75	Fläche b·h	[mm ²]	38,04
Durchschnittliche Dicke h	[mm]	2,76	Maximalkraft	[N]	1950
Breite b	[mm]	13,77			
Radius Auflager oben r ₁	[mm]	20			
Radius Auflager unten r ₂	[mm]	4	Endergebnisse		
Auflagerabstand L	[mm]	14	R ₁₃	[N/mm ²]	38,44

Abbildung C.7.: Versuchsprotokoll Prüfling E7

D. Versuchsprotokoll Mode I DCB-Versuch

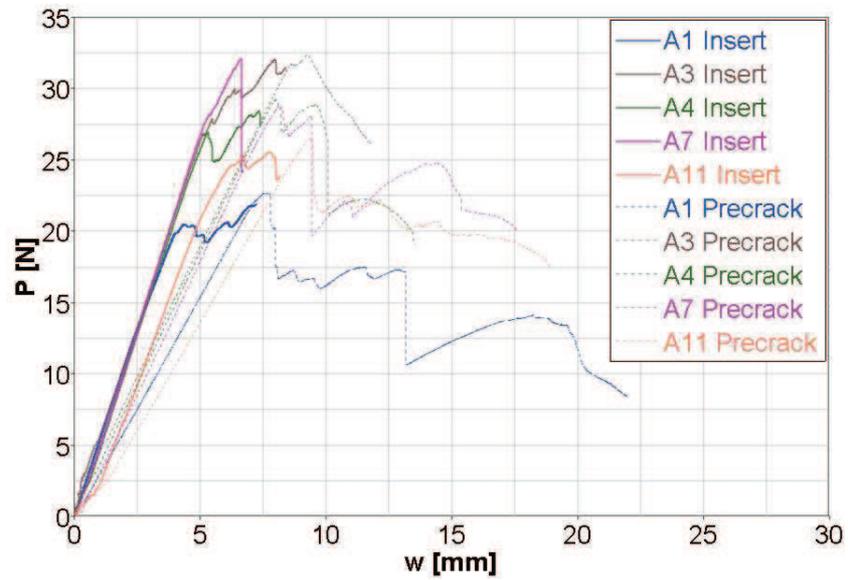


Abbildung D.1.: Kraft-Weg-Diagramm Mode I DCB-Versuch

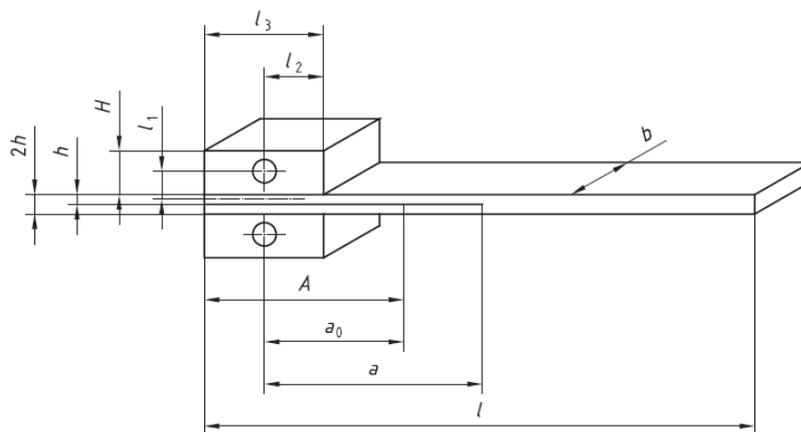


Abbildung D.2.: Geometrische Abmessungen Mode I DCB-Versuch [26, S. 3]

Anhang

Versuchsauswertung für DCB Mode I, Seite 1

Bezeichnung Prüfling		A1	Versuchsort	VSI - TU Graz		
Anzahl der Prüflinge		11	Versuchspersonal	Christoph Gradwohl		
Hersteller Harz		Momentive		14.08.2012		
Bezeichnung Harz		Epoxidharz L 385 + Härter 385		R&G Faserverbundwerkstoffe GmbH		
Länge Prüfling (l)		[mm]	174,50	Ultrahochmodul (UHM) Dialead K 63712		
Durchschnittliche Dicke (2h)		[mm]	2,75	[mm]		
Max. Dickenänderung ($\Delta 2h$)		[mm]	0,10	[mm]		
Breite (b)		[mm]	19,76	Schleifpapier		
Insert - Material		ETFE/Fluoropolymer		Harz		
Insert - Dicke		[μ m]	25	[°C]		
Insert - Länge (A)		[mm]	62	[mm/min]		
Precrack - Länge (a_0)		[mm]	63	[mm/min]		
Max. Härtezeit (T_{me})		[°C]	80	[mm/min]		
Härtezeit		[h]	24	[mm]		
Max. Delaminationslänge (l_{max})		[mm]	101	[mm]		
Krafteinleitung		Lasteinleitungsblöcke				
Punkt	a [mm]	P [N]	w [mm]	Kommentar	G_c CBT [J/m ²]	G_c MCC [J/m ²]
NL (Insert)	56,0	12,97	2,40		42,34	51,24
5%/MAX (Insert)	56,0	18,91	3,70		95,30	113,05
VIS (Insert)	57,0	19,70	4,87		128,41	143,32
NL (Precrack)	63,0	21,02	6,40		163,02	187,46
5%/MAX (Precrack)	64,0	22,65	7,16		193,45	223,06
VIS (Precrack)	64,0	22,58	7,09		190,85	220,59
PROP1	65,0	17,01	8,08		161,52	165,00
PROP2	66,5	17,15	8,22		162,00	168,83
PROP3	71,0	17,01	8,40		153,52	169,30
PROP4	74,0	16,63	8,99		154,17	171,88
PROP5	79,0	17,33	10,76		180,02	204,51
PROP6	94,0	10,60	12,81		110,11	119,33
PROP7	99,0	13,89	18,04		193,04	214,54
PROP8	101,0	10,14	20,01		153,16	150,93
PROP9						
PROP10						
PROP11						
PROP12						

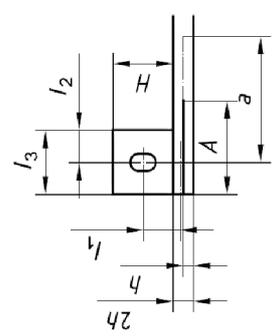


Abbildung D.3.: Versuchsprotokoll Prüfling A1, Seite 1

Anhang

Versuchsauswertung für DCB Mode I, Seite 2

Bezeichnung Prüfling	A1	Versuchsort	VSI - TU Graz					
Anzahl der Prüflinge	11	Versuchspersonal	Christoph Gradwohl					
Hersteller Harz	Momentive	Herstellere Faser	R&G Faserverbundwerkstoffe GmbH					
Bezeichnung Harz	Epoxidharz L 385 + Härter 385	Bezeichnung Faser	Ultrahochmodul (UHM) Dialead K 63712					
CBT								
		Differenz der Insert - Längen auf beiden Seiten <= 1mm	Ja	Kommentare				
Steigung Ausgleichsgerade	0,0123	Differenz der Precrack - Längen auf beiden Seiten <= 2mm	Nein					
Schnittpunkt mit y-Achse	-0,0702	Precrack Spitze 3 - 5 mm von Insert entfernt	Nein					
Δ [mm]	5,7073	Differenz der totalen Delaminationslängen auf beiden Seiten <= 2mm	Ja					
Bestimmtheitsmaß R^2	0,9366	Prüfling nach Preckracking entfernt	Nein					
MCC								
Schnittpunkt mit y-Achse	-0,1899	VIS in Ausgleichsgerade einbezogen	Ja					
m	0,0919	Stabiles Delaminationswachstum während des Versuchs	Ja					
Bestimmtheitsmaß R^2	0,9366	Alle Korrekturfaktoren $F >= 0,9$	Ja					
Punkt								
	F	N	F/N	C/N	(C/N)^{1/3}	(σC/N)^{1/3}	a/2h	w/a
NL (Insert)	0,996	0,9923	1,004	0,1865	0,5713	1,5446	20,34	0,04
5%/MAX (Insert)	0,993	0,9885	1,005	0,1979	0,5828	1,5756	20,34	0,07
VIS (Insert)	0,991	0,9853	1,006	0,2507	0,6305	1,7046	20,70	0,09
NL (Preckrack)	0,989	0,9839	1,006	0,3094	0,6764	1,8286	22,88	0,10
5%/MAX (Preckrack)	0,988	0,9823	1,006	0,3218	0,6853	1,8526	23,24	0,11
VIS (Preckrack)	0,988	0,9825	1,006	0,3195	0,6836	1,8482	23,24	0,11
PROP1	0,986	0,9803	1,006	0,4848	0,7856	2,1238	23,61	0,12
PROP2	0,987	0,9808	1,006	0,4889	0,7878	2,1298	24,15	0,12
PROP3	0,988	0,9828	1,005	0,5021	0,7948	2,1488	25,79	0,12
PROP4	0,988	0,9828	1,005	0,5504	0,8195	2,2155	26,88	0,12
PROP5	0,986	0,9813	1,005	0,6328	0,8585	2,3210	28,69	0,14
PROP6	0,988	0,9836	1,004	1,2280	1,0708	2,8951	34,14	0,14
PROP7	0,981	0,9768	1,005	1,3301	1,0998	2,9732	35,96	0,18
PROP8	0,979	0,9743	1,005	2,0259	1,2653	3,4208	36,68	0,20
PROP9								
PROP10								
PROP11								
PROP12								

Abbildung D.4.: Versuchsprotokoll Prüfling A1, Seite 2

Anhang

Versuchsauswertung für DCB Mode I, Seite 1

Bezeichnung Prüfling	A3	Versuchsort	VSI - TU Graz
Anzahl der Prüflinge	11	Versuchspersonal	Christoph Gradwohl
Hersteller Harz	Momentive	Versuchsdatum	06.08.2012
Bezeichnung Harz	Epoxidharz L 385 + Härter 385	Hersteller Faser	R&G Faserverbundwerkstoffe GmbH
Länge Prüfling (l)	[mm]	Bezeichnung Faser	Ultrahochmodul (UHM) Dialead K 63712
Duchschnittliche Dicke (2h)	174,50	Blockdicke (H)	[mm]
Max. Dickenänderung ($\Delta 2h$)	2,95	Blocklänge (l_3)	[mm]
Breite (b)	0,30	Blockbreite	[mm]
Insert - Material	ETFE/Fluoropolymer	Oberflächenbehandlung	Schleifpapier
Insert - Dicke	25	Kleber	Harz
Insert - Länge (A)	62	Versuchstemperatur	[°C]
Pre-crack - Länge (a_0)	59	Relative Luftfeuchtigkeit	[%]
Max. Härtetemperatur (T_{mc})	80	Belastungsgeschwindigkeit	[mm/min]
Härte-dauer	24	Entlastungsgeschwindigkeit	[mm/min]
Max. Delaminationslänge (a_{max})	62	l_1	[mm]
Krafteinleitung	Lasteinleitungsblöcke	l_2	[mm]
Punkt	a	P	G_{IC} CBT
NL (Insert)	56,0	[N]	[J/m ²]
5%/MAX (Insert)	56,0	22,36	92,76
VIS (Insert)	57,0	26,96	136,49
NL (Pre-crack)	59,0	29,53	193,74
5%/MAX (Pre-crack)	59,5	28,18	202,72
VIS (Pre-crack)	59,5	31,74	260,60
PROP1	60,0	31,39	253,05
PROP2	62,0	31,64	259,42
PROP3		31,66	276,57
PROP4			
PROP5			
PROP6			
PROP7			
PROP8			
PROP9			
PROP10			
PROP11			
PROP12			

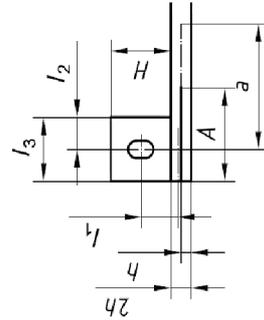


Abbildung D.5.: Versuchsprotokoll Prüfling A3, Seite 1

Anhang

Versuchsauswertung für DCB Mode I, Seite 2

Bezeichnung Prüfling		A3		Versuchsort		VSI - TU Graz	
Anzahl der Prüflinge		11		Versuchspersonal		Christoph Gradwohl	
Hersteller Harz		Momentive		Versuchsdatum		14.08.2012	
Bezeichnung Harz		Epoxidharz L 385 + Härter 385		Hersteller Faser		R&G Faserverbundwerkstoffe GmbH	
Bezeichnung Faser		Bezeichnung Faser		Ultrahochmodul (UHM) Dialead K 63712		Kommentare	
CBT							
Steigung Ausgleichsgerade	0,0081			Differenz der Insert - Längen auf beiden Seiten <= 1mm	Ja		
Schnittpunkt mit y-Achse	0,1723			Differenz der Precrack - Längen auf beiden Seiten <= 2mm	Ja		
Δ [mm]	-21,2716			Precrack Spitze 3 - 5 mm von Insert entfernt	Ja		
Bestimmtheitsmaß R ²	0,9704			Differenz der totalen Delaminationslängen auf beiden Seiten <= 2mm	Nein		
MCC				Prüfung nach Precracking entfernt	Ja		
Schnittpunkt mit y-Achse	0,4659			VIS in Ausgleichsgerade einbezogen	Ja		
m	0,0647			Stabiles Delaminationswachstum während des Versuchs	Ja		
Bestimmtheitsmaß R ²	0,9704			Alle Korrekturfaktoren F >= 0,9	Ja		
Punkt	F	N	FIN	C/N	(C/N) ^{1/3}	(bC/N) ^{1/3}	w/a
NL (Insert)	0,992	0,9869	1,005	0,1904	0,5753	1,5553	18,96
5%/MAX (Insert)	0,990	0,9839	1,006	0,1931	0,5780	1,5626	18,96
VIS (Insert)	0,986	0,9792	1,007	0,2323	0,6147	1,6618	19,30
NL (Precrack)	0,985	0,9778	1,007	0,2740	0,6495	1,7558	19,98
5%/MAX (Precrack)	0,982	0,9744	1,008	0,2802	0,6544	1,7690	20,15
VIS (Precrack)	0,983	0,9750	1,008	0,2780	0,6527	1,7644	20,15
PROP1	0,982	0,9747	1,008	0,2824	0,6561	1,7736	20,32
PROP2	0,981	0,9738	1,008	0,3083	0,6755	1,8262	20,99
PROP3							
PROP4							
PROP5							
PROP6							
PROP7							
PROP8							
PROP9							
PROP10							
PROP11							
PROP12							

Abbildung D.6.: Versuchsprotokoll Prüfling A3, Seite 2

Anhang

Versuchsauswertung für DCB Mode I, Seite 2

Bezeichnung Prüfling		A4		Versuchsort		VSI - TU Graz	
Anzahl der Prüflinge		11		Versuchspersonal		Christoph Gradwohl	
Hersteller Harz		Momentive		Hersteller Faser		R&G Faserverbundwerkstoffe GmbH	
Bezeichnung Harz		Epoxidharz L 385 + Härter 385		Bezeichnung Faser		Ultrahochmodul (UHM) Dialead K 63712	
CBT		Differenz der Insert - Längen auf beiden Seiten <= 1mm		a/2h		w/a	
Steigung Ausgleichsgerade		0,0099		19,09		0,07	
Schnittpunkt mit y-Achse		0,0493		19,09		0,09	
Δ [mm]		-4,9798		19,43		0,10	
Bestimmtheitsmaß R ²		0,9576		21,14		0,12	
MCC		Prüfung nach Precracking entfernt		21,14		0,13	
Schnittpunkt mit y-Achse		VIS in Ausgleichsgerade einbezogen		21,48		0,13	
m		Stabiles Delaminationswachstum während des Versuchs		22,50		0,14	
Bestimmtheitsmaß R ²		Alle Korrekturfaktoren F >= 0,9		22,84		0,15	
Punkt		Verschiebung w / Delaminationslänge a < 0,4					
NL (Insert)		F	N	F/N	C/N	(C/N) ^{1/3}	(bc/N) ^{1/3}
5%MAX (Insert)		0,993	0,9882	1,005	0,1938	0,5787	1,5640
VIS (Insert)		0,989	0,9833	1,006	0,1999	0,5847	1,5803
NL (Precrack)		0,989	0,9828	1,006	0,2288	0,6116	1,6530
5%MAX (Precrack)		0,987	0,9804	1,006	0,2795	0,6539	1,7672
VIS (Precrack)		0,985	0,9786	1,007	0,2833	0,6568	1,7750
PROP1		0,985	0,9789	1,007	0,2936	0,6646	1,7963
PROP2		0,984	0,9770	1,007	0,3419	0,6862	1,8546
PROP3		0,983	0,9766	1,007	0,3670	0,6993	1,8900
PROP4						0,7160	1,9351
PROP5							
PROP6							
PROP7							
PROP8							
PROP9							
PROP10							
PROP11							
PROP12							

Abbildung D.8.: Versuchsprotokoll Prüfling A4, Seite 2

Anhang

Versuchsauswertung für DCB Mode I, Seite 1

Bezeichnung Prüfling		A7 Versuchsort		VSI - TU Graz		
Anzahl der Prüflinge		11 Versuchspersonal		Christoph Gradwohl		
		Versuchsdatum		14.08.2012		
Hersteller Harz		Momentive		R&G Faserverbundwerkstoffe GmbH		
Bezeichnung Harz		Epoxidharz L 385 + Härter 385		Ultrahochmodul (UHM) Dialead K 63712		
Länge Prüfling (l)		174,50 [mm]		[mm]		
Duchschnittliche Dicke (2h)		3,02 [mm]		[mm]		
Max. Dickenänderung ($\Delta 2h$)		0,28 [mm]		[mm]		
Breite (b)		19,80 [mm]		[mm]		
Insert - Material		ETFE/Fluoropolymer		Schleifpapier		
Insert - Dicke		25 [µm]		[°C]		
Insert - Länge (A)		62 [mm]		[°C]		
Pre-crack - Länge (a_0)		63 [mm]		[mm/min]		
Max. Härte-temperatur (T_{mc})		80 [°C]		[mm/min]		
Härte-dauer		24 t_1 [h]		[mm]		
Max. Delaminationslänge (a_{max})		88,5 [mm]		[mm]		
Krafteinleitung		Lasteinleitungsblöcke				
Punkt		a [mm]	P [N]	w [mm]	G _{ic} CBT [J/m ²]	G _{ic} MCC [J/m ²]
NL (Insert)	56,0	24,54	4,56	111,49	117,36	
5%IMAX (Insert)	56,0	28,29	5,37	151,49	158,17	
VIS (Insert)	63,0	24,22	6,66	147,22	148,32	
NL (Pre-crack)	63,0	26,19	7,25	173,41	174,21	
5%IMAX (Pre-crack)	63,0	28,74	8,15	214,07	213,11	
VIS (Pre-crack)	64,0	28,65	8,20	211,95	212,97	
PROP1	79,5	20,01	9,62	146,54	146,81	
PROP2	84,0	21,27	11,21	173,77	176,35	
PROP3	85,0	24,15	13,40	233,76	235,10	
PROP4	86,0	24,63	13,89	244,66	247,05	
PROP5	88,5	22,66	15,23	241,07	234,88	
PROP6						
PROP7						
PROP8						
PROP9						
PROP10						
PROP11						
PROP12						

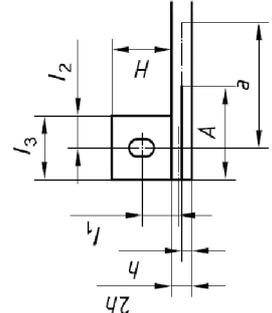


Abbildung D.9.: Versuchsprotokoll Prüfling A7, Seite 1

Anhang

Versuchsauswertung für DCB Mode I, Seite 2

Bezeichnung Prüfling		A7	Versuchsort	VSI - TU Graz					
Anzahl der Prüflinge		11	Versuchspersonal	Christoph Gradwohl					
			Versuchsdatum	14.08.2012					
Hersteller Harz		Momentive	Hersteller Faser	R&G Faserverbundwerkstoffe GmbH					
Bezeichnung Harz		Epoxidharz L 385 + Härter 385	Bezeichnung Faser	Ultrahochmodul (UHM) Dialead K 63712					
CBT			Differenz der Insert - Längen auf beiden Seiten ≤ 1mm	Ja	Kommentare				
Steigung Ausgleichsgerade	0,0079		Differenz der Precrack - Längen auf beiden Seiten ≤ 2mm	Ja					
Schnittpunkt mit y-Achse	0,1616		Prerack Spitze 3 - 5 mm von Insert entfernt	Nein					
Δ [mm]	-20,4557		Differenz der totalen Delaminationslängen auf beiden Seiten ≤ 2mm	Ja					
Bestimmtheitsmaß R ²	0,9723		Prüfung nach PreCracking entfernt	Nein					
MCC			VIS in Ausgleichsgerade einbezogen	Ja					
Schnittpunkt mit y-Achse	0,4371		Stabiles Delaminationswachstum während des Versuchs	Ja					
m	0,0645		Alle Korrekturfaktoren F >= 0,9	Ja					
Bestimmtheitsmaß R ²	0,9723		Verschiebung w / Delaminationslänge a < 0,4	Ja					
Punkt	F	N	F/N	C/N		(C/N) ^{1/3}	(bC/N) ^{1/3}	a/2h	w/a
NL (Insert)	0,991	0,9857	1,006	0,1885		0,5734	1,5512	18,54	0,08
5%MAX (Insert)	0,989	0,9831	1,006	0,1932		0,5781	1,5640	18,54	0,10
VIS (Insert)	0,989	0,9832	1,006	0,2797	0,6540	1,7693	20,86	0,11	
NL (PreCrack)	0,988	0,9815	1,006	0,2820	0,6558	1,7742	20,86	0,12	
5%MAX (PreCrack)	0,985	0,9788	1,007	0,2898	0,6618	1,7904	20,86	0,13	
VIS (PreCrack)	0,986	0,9793	1,007	0,2921	0,6635	1,7952	21,19	0,13	
PROP1	0,989	0,9839	1,005	0,4886	0,7876	2,1309	26,32	0,12	
PROP2	0,987	0,9826	1,005	0,5364	0,8125	2,1983	27,81	0,13	
PROP3	0,984	0,9787	1,005	0,5671	0,8277	2,2394	28,15	0,16	
PROP4	0,983	0,9782	1,005	0,5764	0,8322	2,2516	28,48	0,16	
PROP5	0,982	0,9768	1,005	0,6880	0,8828	2,3884	29,30	0,17	
PROP6									
PROP7									
PROP8									
PROP9									
PROP10									
PROP11									
PROP12									

Abbildung D.10.: Versuchsprotokoll Prüfling A7, Seite 2

Anhang

Versuchsauswertung für DCB Mode I, Seite 2

Bezeichnung Prüfling		A11	Versuchsort	VSI - TU Graz					
Anzahl der Prüflinge		11	Versuchspersonal	Christoph Gradwohl					
Hersteller Harz		Momentive		14.08.2012					
Bezeichnung Harz		Epoxidharz L 385 + Härter 385		R&G Faserverbundwerkstoffe GmbH					
Bezeichnung Faser		Bezeichnung Faser		Ultrahochmodul (UHM) Dialead K 63712					
CBT		Differenz der Insert - Längen auf beiden Seiten <= 1mm		Ja					
Steigung Ausgleichsgerade		Differenz der Precrack - Längen auf beiden Seiten <= 2mm		Nein					
Schnittpunkt mit y-Achse		Precrack Spitze 3 - 5 mm von Insert entfernt		Ja					
Δ [mm]		Differenz der totalen Delaminationslängen auf beiden Seiten <= 2mm		Ja					
Bestimmtheitsmaß R ²		Prüfling nach Precracking entfernt		Nein					
MCC		VIS in Ausgleichsgerade einbezogen		Ja					
Schnittpunkt mit y-Achse		Stabiles Delaminationswachstum während des Versuchs		Ja					
m		Alle Korrekturfaktoren F >= 0,9		Ja					
Bestimmtheitsmaß R ²		Verschiebung w / Delaminationslänge a < 0,4		Ja					
Punkt		F	N	F/N	C/N	(C/N) ^{1/3}	(bc/N) ^{1/3}	ai/2h	w/a
NL (Insert)	0,992	0,9872	1,005	0,2449	0,6256	1,6877	22,11	0,07	
5%IMAX (Insert)	0,989	0,9822	1,007	0,2488	0,6289	1,6967	22,11	0,10	
VIS (Insert)	0,983	0,9750	1,008	0,3188	0,6831	1,8429	22,50	0,14	
NL (Precrack)	0,983	0,9752	1,008	0,3648	0,7145	1,9276	23,49	0,14	
5%IMAX (Precrack)	0,980	0,9718	1,009	0,3733	0,7200	1,9425	23,49	0,16	
VIS (Precrack)	0,980	0,9718	1,008	0,4540	0,7686	2,0733	23,68	0,16	
PROP1	0,980	0,9724	1,008	0,4676	0,7762	2,0939	24,08	0,16	
PROP2	0,983	0,9764	1,007	0,4721	0,7787	2,1007	26,05	0,15	
PROP3	0,984	0,9776	1,007	0,4882	0,7874	2,1242	27,24	0,14	
PROP4	0,983	0,9769	1,007	0,4989	0,7931	2,1397	27,83	0,15	
PROP5	0,982	0,9759	1,007	0,5610	0,8248	2,2250	28,82	0,16	
PROP6	0,981	0,9751	1,007	0,5922	0,8398	2,2655	29,41	0,17	
PROP7	0,981	0,9747	1,006	0,6549	0,8684	2,3428	30,00	0,17	
PROP8	0,982	0,9756	1,006	0,6964	0,8864	2,3912	31,18	0,17	
PROP9	0,981	0,9752	1,006	0,7211	0,8967	2,4191	31,97	0,17	
PROP10	0,980	0,9736	1,006	0,7998	0,9282	2,5041	32,37	0,18	
PROP11	0,979	0,9733	1,006	0,8410	0,9439	2,5464	33,16	0,19	
PROP12	0,979	0,9733	1,006	0,8841	0,9598	2,5892	34,14	0,19	

Abbildung D.12.: Versuchsprotokoll Prüfling A11, Seite 2

Anhang

Prüfling: A1

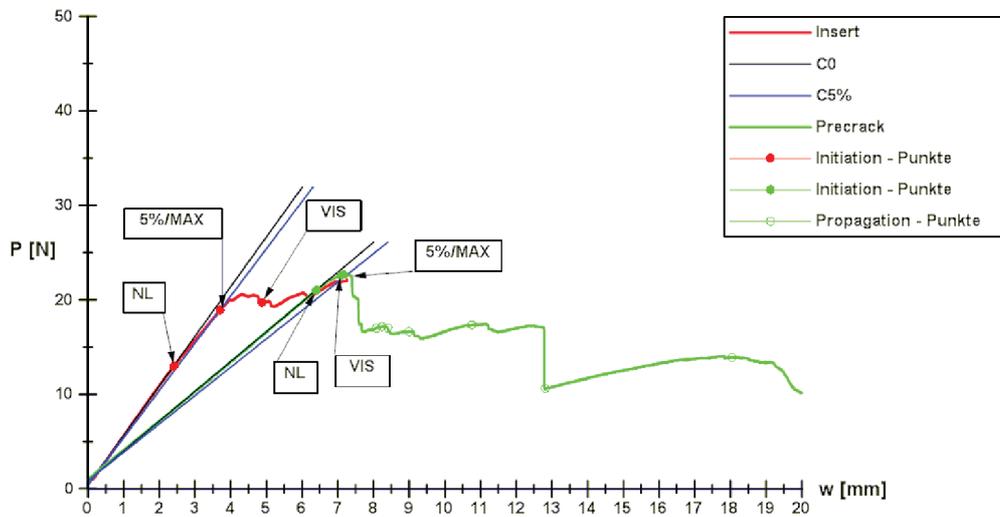


Abbildung D.13.: Kraft-Weg-Diagramm von Insert und Precrack für Prüfling A1

Prüfling: A3

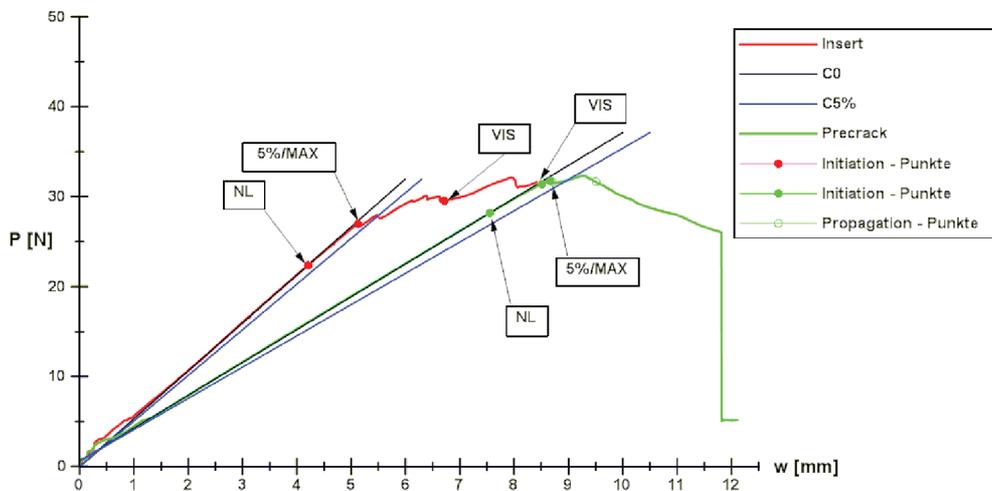


Abbildung D.14.: Kraft-Weg-Diagramm von Insert und Precrack für Prüfling A3

Anhang

Prüfling: A4

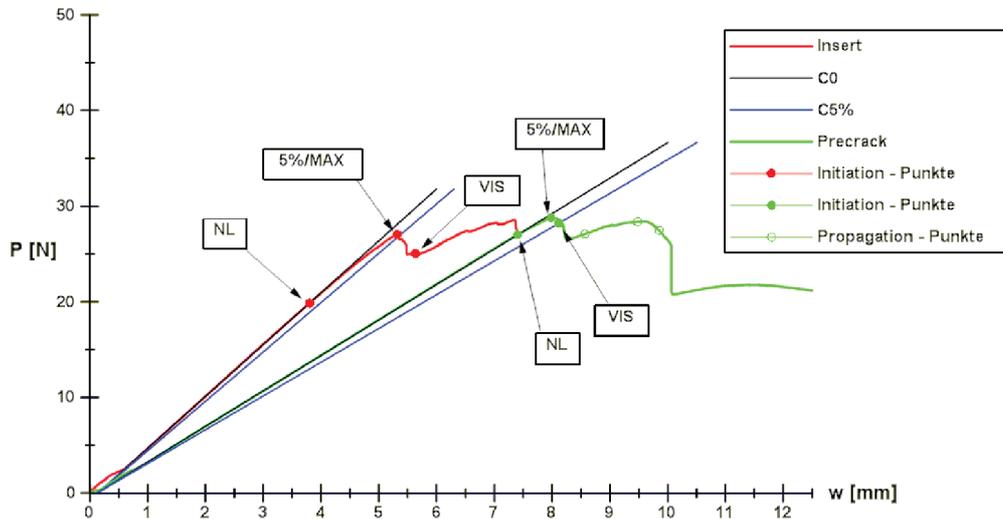


Abbildung D.15.: Kraft-Weg-Diagramm von Insert und Precrack für Prüfling A4

Prüfling: A7

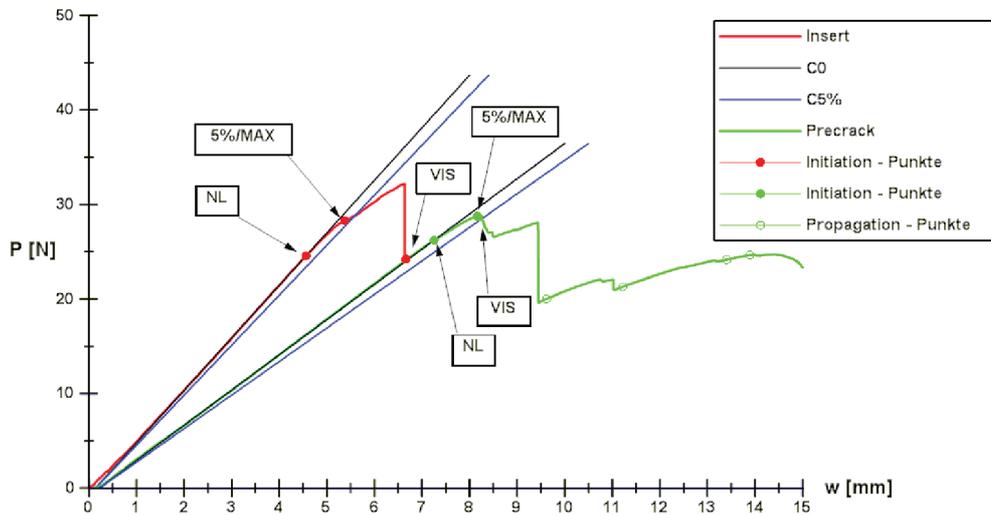


Abbildung D.16.: Kraft-Weg-Diagramm von Insert und Precrack für Prüfling A7

Anhang

Prüfling: A11

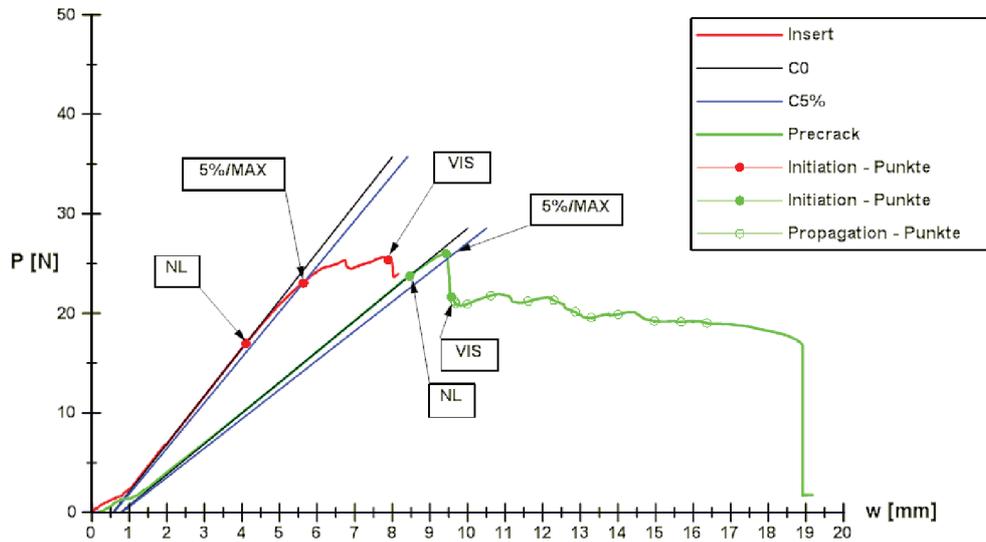


Abbildung D.17.: Kraft-Weg-Diagramm von Insert und Precrack für Prüfling A11

Prüfling A1

R - Kurve

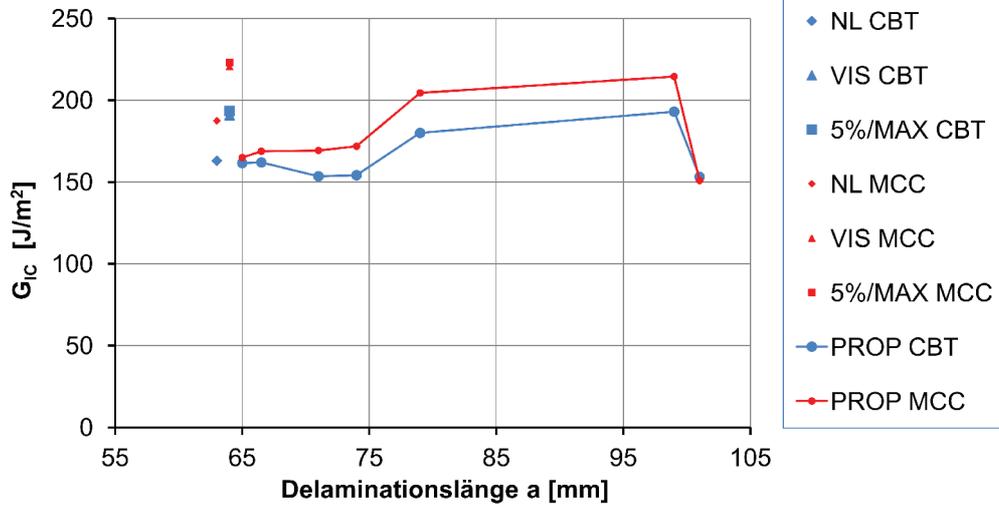


Abbildung D.18.: R-Kurve Prüfling A1

Anhang

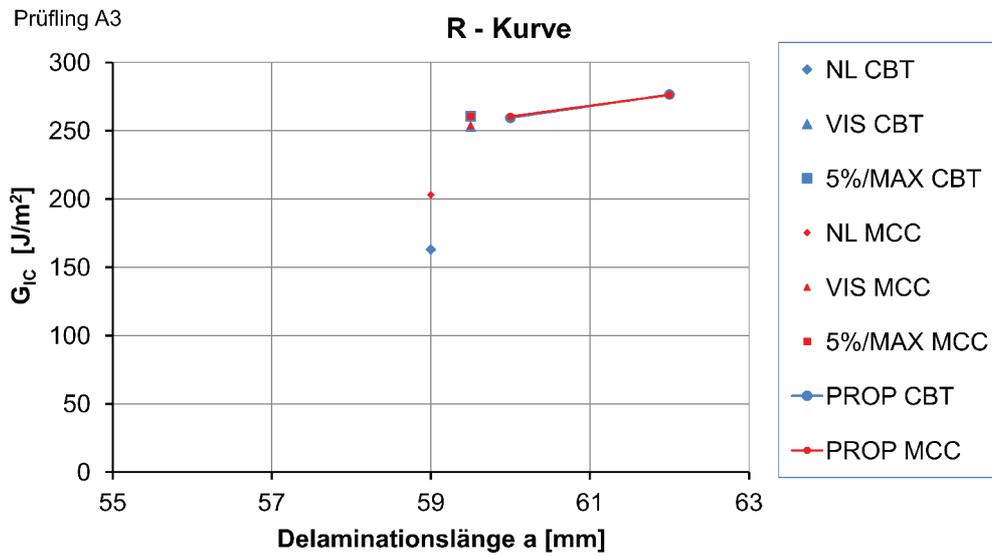


Abbildung D.19.: R-Kurve Prüfling A3

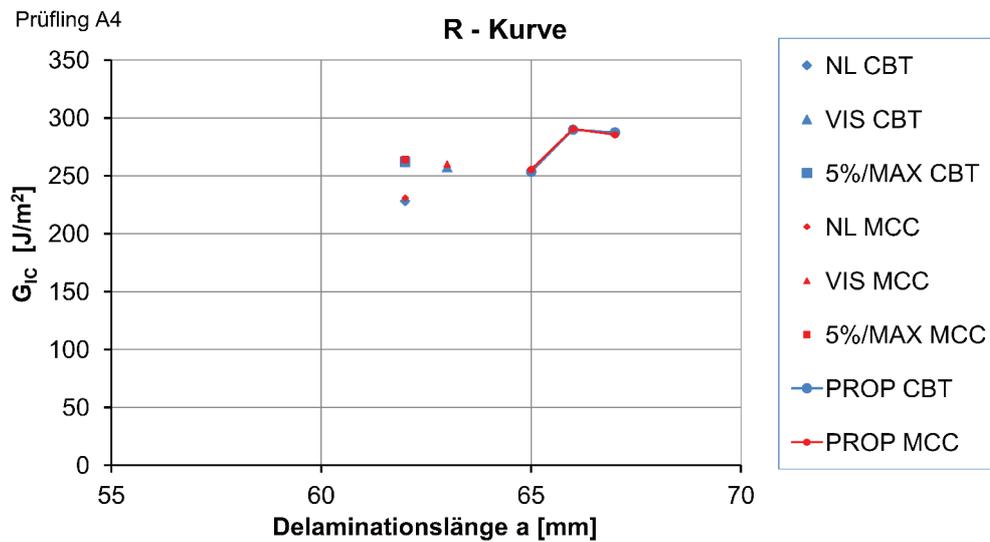


Abbildung D.20.: R-Kurve Prüfling A4

Anhang

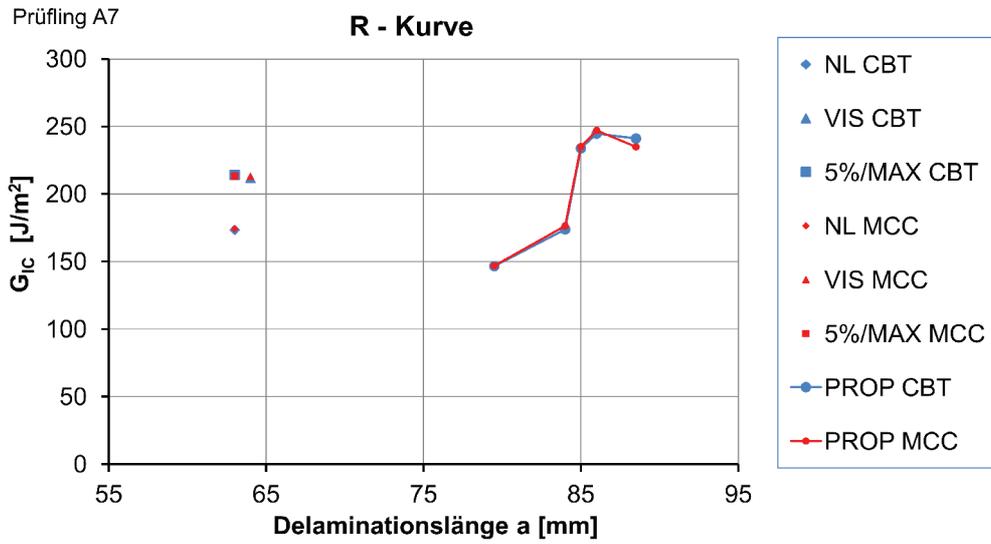


Abbildung D.21.: R-Kurve Prüfling A7

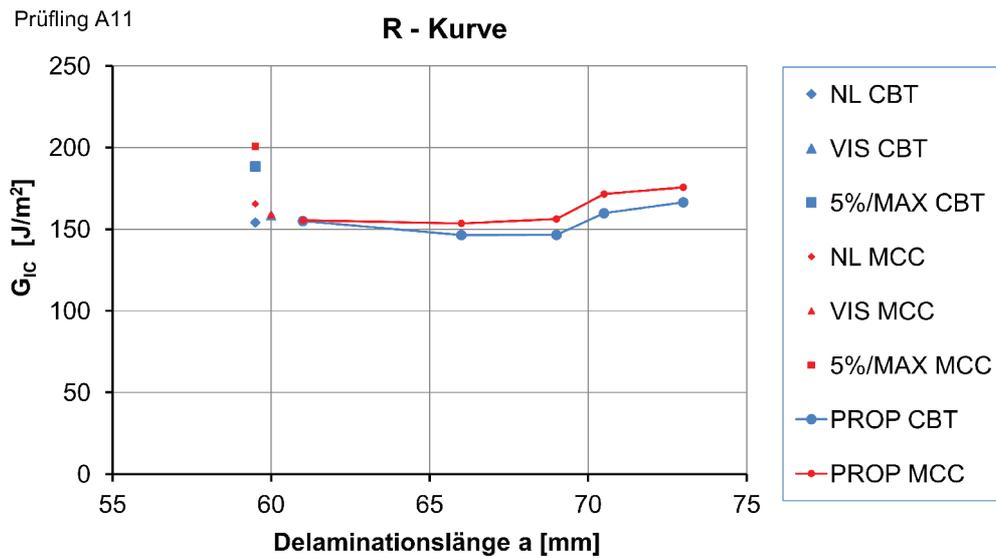


Abbildung D.22.: R-Kurve Prüfling A11

E. Versuchsprotokoll Mode II 4ENF-Versuch

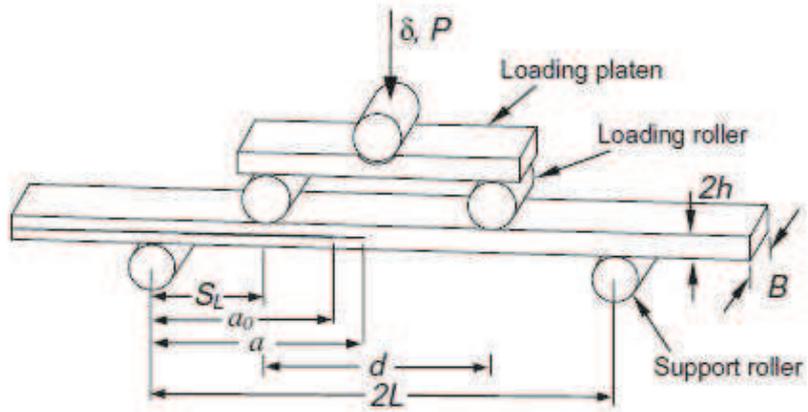


Abbildung E.1.: Geometrische Abmessungen Mode II 4ENF-Versuch [3, S. 477]

E.1. Versuche mit $d=60$ mm

Compliance Calibration

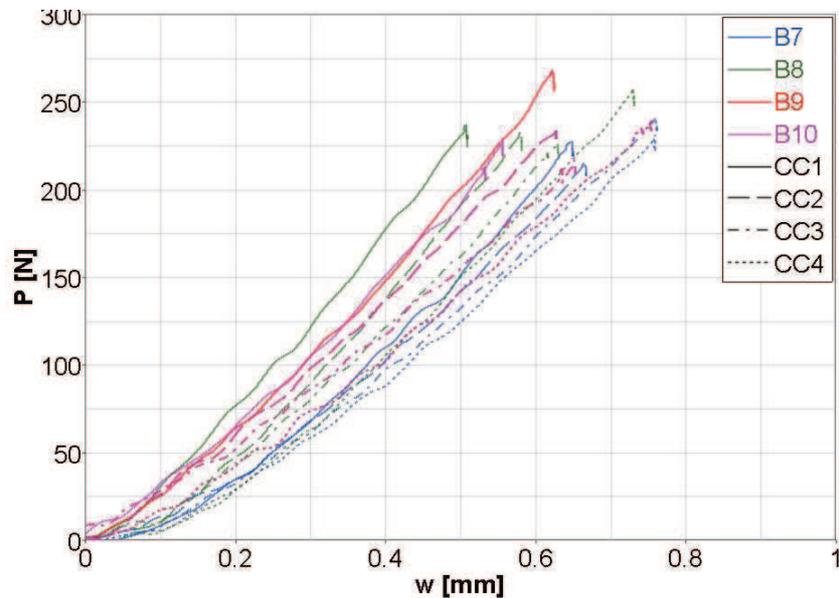


Abbildung E.2.: Kraft-Weg-Diagramm für Compliance Calibration bei $d=60$ mm

Anhang

Prüfling B7

CC1					
a ₁	[mm]	27,0	Steifigkeit k ₁	[kN/mm]	0,4137
Weg1	[mm]	0,220	Nachgiebigkeit C ₁	[mm/kN]	2,4171
Kraft1	[kN]	0,0393			
Weg2	[mm]	0,550			
Kraft2	[kN]	0,1758			
CC2					
a ₂	[mm]	32,0	Steifigkeit k ₂	[kN/mm]	0,3787
Weg1	[mm]	0,219	Nachgiebigkeit C ₂	[mm/kN]	2,6404
Kraft1	[kN]	0,0385			
Weg2	[mm]	0,579			
Kraft2	[kN]	0,1749			
CC3					
a ₃	[mm]	37,0	Steifigkeit k ₃	[kN/mm]	0,3546
Weg1	[mm]	0,220	Nachgiebigkeit C ₃	[mm/kN]	2,8200
Kraft1	[kN]	0,0386			
Weg2	[mm]	0,602			
Kraft2	[kN]	0,1740			
CC4					
a ₄	[mm]	39,5	Steifigkeit k ₄	[kN/mm]	0,3413
Weg1	[mm]	0,220	Nachgiebigkeit C ₄	[mm/kN]	2,9301
Kraft1	[kN]	0,0351			
Weg2	[mm]	0,629			
Kraft2	[kN]	0,1747			
Ausgleichsgerade					
dC/da	[1/kN]	0,0404181	R ²		0,9979

Abbildung E.3.: Compliance Calibration für Prüfling B7

Prüfling B8

CC1					
a ₁	[mm]	27,0	Steifigkeit k ₁	[kN/mm]	0,5019
Weg1	[mm]	0,200	Nachgiebigkeit C ₁	[mm/kN]	1,9926
Kraft1	[kN]	0,0776			
Weg2	[mm]	0,395			
Kraft2	[kN]	0,1755			
CC2					
a ₂	[mm]	32,0	Steifigkeit k ₂	[kN/mm]	0,4759
Weg1	[mm]	0,202	Nachgiebigkeit C ₂	[mm/kN]	2,1013
Kraft1	[kN]	0,0476			
Weg2	[mm]	0,470			
Kraft2	[kN]	0,1751			
CC3					
a ₃	[mm]	37,0	Steifigkeit k ₃	[kN/mm]	0,4052
Weg1	[mm]	0,209	Nachgiebigkeit C ₃	[mm/kN]	2,4678
Kraft1	[kN]	0,0458			
Weg2	[mm]	0,526			
Kraft2	[kN]	0,1743			
CC4					
a ₄	[mm]	39,5	Steifigkeit k ₄	[kN/mm]	0,4151
Weg1	[mm]	0,212	Nachgiebigkeit C ₄	[mm/kN]	2,4089
Kraft1	[kN]	0,0319			
Weg2	[mm]	0,558			
Kraft2	[kN]	0,1755			
Ausgleichsgerade					
dC/da	[1/kN]	0,0392959	R ²		0,8851

Abbildung E.4.: Compliance Calibration für Prüfling B8

Anhang

Prüfling B9

CC1					
a ₁	[mm]	27,0	Steifigkeit k ₁	[kN/mm]	0,4454
Weg1	[mm]	0,202	Nachgiebigkeit C ₁	[mm/kN]	2,2451
Kraft1	[kN]	0,0653			
Weg2	[mm]	0,449			
Kraft2	[kN]	0,1754			
CC2					
a ₂	[mm]	32,0	Steifigkeit k ₂	[kN/mm]	0,3911
Weg1	[mm]	0,203	Nachgiebigkeit C ₂	[mm/kN]	2,5572
Kraft1	[kN]	0,0446			
Weg2	[mm]	0,537			
Kraft2	[kN]	0,1752			
CC3					
a ₃	[mm]	37,0	Steifigkeit k ₃	[kN/mm]	0,3788
Weg1	[mm]	0,222	Nachgiebigkeit C ₃	[mm/kN]	2,6396
Kraft1	[kN]	0,0426			
Weg2	[mm]	0,572			
Kraft2	[kN]	0,1752			
CC4					
a ₄	[mm]	39,5	Steifigkeit k ₄	[kN/mm]	0,3582
Weg1	[mm]	0,204	Nachgiebigkeit C ₄	[mm/kN]	2,7918
Kraft1	[kN]	0,0292			
Weg2	[mm]	0,613			
Kraft2	[kN]	0,1757			
Ausgleichsgerade					
dC/da	[1/kN]	0,0403817	R ²		0,9442

Abbildung E.5.: Compliance Calibration für Prüfling B9

Prüfling B10

CC1					
a ₁	[mm]	27,0	Steifigkeit k ₁	[kN/mm]	0,4398
Weg1	[mm]	0,202	Nachgiebigkeit C ₁	[mm/kN]	2,2739
Kraft1	[kN]	0,0667			
Weg2	[mm]	0,449			
Kraft2	[kN]	0,1754			
CC2					
a ₂	[mm]	32,0	Steifigkeit k ₂	[kN/mm]	0,3969
Weg1	[mm]	0,201	Nachgiebigkeit C ₂	[mm/kN]	2,5194
Kraft1	[kN]	0,0607			
Weg2	[mm]	0,489			
Kraft2	[kN]	0,1750			
CC3					
a ₃	[mm]	37,0	Steifigkeit k ₃	[kN/mm]	0,3488
Weg1	[mm]	0,201	Nachgiebigkeit C ₃	[mm/kN]	2,8670
Kraft1	[kN]	0,0522			
Weg2	[mm]	0,551			
Kraft2	[kN]	0,1743			
CC4					
a ₄	[mm]	39,5	Steifigkeit k ₄	[kN/mm]	0,3440
Weg1	[mm]	0,199	Nachgiebigkeit C ₄	[mm/kN]	2,9072
Kraft1	[kN]	0,0418			
Weg2	[mm]	0,588			
Kraft2	[kN]	0,1756			
Ausgleichsgerade					
dC/da	[1/kN]	0,0537517	R ²		0,9812

Abbildung E.6.: Compliance Calibration für Prüfling B10

Anhang

Delamination

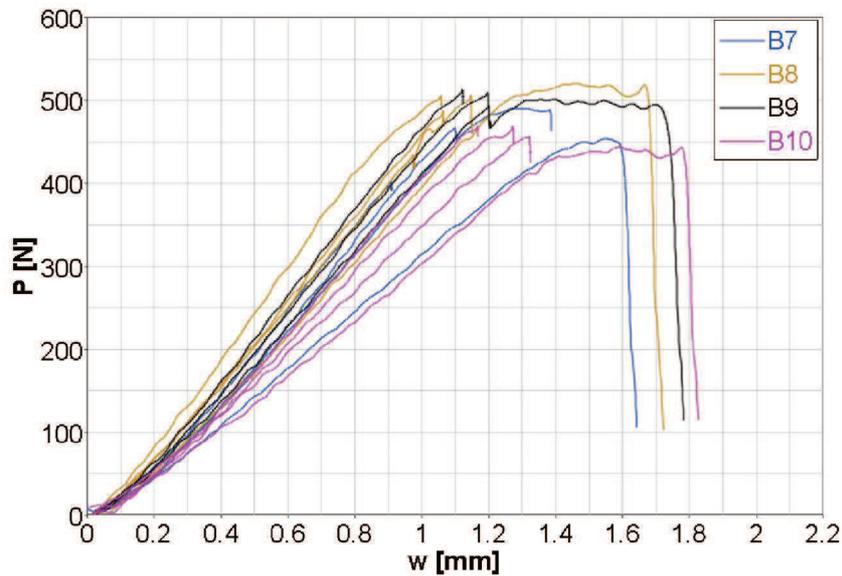


Abbildung E.7.: Kraft-Weg-Diagramm für Delamination der Prüflinge bei $d=60$ mm

Prüfling B7

Bezeichnung Prüfling		B7		Versuchsort		VSI - TU Graz	
Ausgewertete Prüflinge		4		Versuchspersonal		Freistätter, Gradwohl	
				Versuchsdatum		25.10.2012	
Hersteller Harz		Momentive		Hersteller Faser		R&G Faserverbundwerkstoffe	
Bezeichnung Harz		Epoxidharz L 385 + Härter 385		Bezeichnung Faser		UHM Dialead K 63712	
Länge Prüfling (l)	[mm]	150,00		Oberer Auflagerabstand (d)	[mm]	60	
Durchschnittliche Dicke (2h)	[mm]	2,81		Unterer Auflagerabstand (2L)	[mm]	100	
Max. Dickenänderung ($\Delta 2h$)	[mm]	0,46		Anfangsdelaminationslänge a_0	[mm]	27	
Breite (b)	[mm]	19,78		Abstand S_L	[mm]	20	
Insert - Material		ETFE/Fluorpolymer		Belastungsgeschwindigkeit	[mm/s]	0,010	
Insert - Dicke	[μ m]	25					
Insert - Länge (A)	[mm]	52					
Max. Härtetemperatur (T_{mc})	[°C]	80					
Härtedauer	[h]	24					
Belastung	Delamination von	P_c	[kN]	Kommentar		G_{IIC}	[J/m²]
1. Belastung	Insert	0,405		Maximum nicht erreicht		167,58	
2. Belastung		0,469		Maximum nicht erreicht		224,73	
3. Belastung	Precrack	0,492				246,81	
4. Belastung		0,455		Plateau		211,52	

Abbildung E.8.: Berechnung der Bruchzähigkeiten G_{IIC} des Prüflings B7

Anhang

Prüfling B8

Bezeichnung Prüfling	B8		Versuchsort	VSI - TU Graz	
Ausgewertete Prüflinge	4		Versuchspersonal	Freistätter, Gradwohl	
			Versuchsdatum	25.10.2012	
Hersteller Harz	Momentive		Hersteller Faser	R&G Faserverbundwerkstoffe	
Bezeichnung Harz	Epoxidharz L 385 + Härter 385		Bezeichnung Faser	UHM Dialead K 63712	
Länge Prüfling (l)	[mm]	150,00	Oberer Auflagerabstand (d)	[mm]	60
Durchschnittliche Dicke (2h)	[mm]	2,85	Unterer Auflagerabstand (2L)	[mm]	100
Max. Dickenänderung ($\Delta 2h$)	[mm]	0,47	Anfangsdelaminationslänge a_0	[mm]	27
Breite (b)	[mm]	19,78	Abstand S_L	[mm]	20
Insert - Material	ETFE/Fluorpolymer		Belastungsgeschwindigkeit	[mm/s]	0,010
Insert - Dicke	[μ m]	25			
Insert - Länge (A)	[mm]	52			
Max. Härtetemperatur (T_{mc})	[°C]	80			
Härtedauer	[h]	24			
Belastung	Delamination von	P_c [kN]	Kommentar		G_{IIc} [J/m²]
1. Belastung	Insert	0,507			255,33
2. Belastung	Precrack	0,488	Maximum nicht erreicht		236,55
3. Belastung	Precrack	0,508			256,34
4. Belastung		0,520	Plateau		268,59

Abbildung E.9.: Berechnung der Bruchzähigkeiten G_{IIc} des Prüflings B8

Prüfling B9

Bezeichnung Prüfling	B9		Versuchsort	VSI - TU Graz	
Ausgewertete Prüflinge	4		Versuchspersonal	Freistätter, Gradwohl	
			Versuchsdatum	25.10.2012	
Hersteller Harz	Momentive		Hersteller Faser	R&G Faserverbundwerkstoffe	
Bezeichnung Harz	Epoxidharz L 385 + Härter 385		Bezeichnung Faser	UHM Dialead K 63712	
Länge Prüfling (l)	[mm]	150,00	Oberer Auflagerabstand (d)	[mm]	60
Durchschnittliche Dicke (2h)	[mm]	2,79	Unterer Auflagerabstand (2L)	[mm]	100
Max. Dickenänderung ($\Delta 2h$)	[mm]	0,41	Anfangsdelaminationslänge a_0	[mm]	27
Breite (b)	[mm]	19,77	Abstand S_L	[mm]	20
Insert - Material	ETFE/Fluorpolymer		Belastungsgeschwindigkeit	[mm/s]	0,010
Insert - Dicke	[μ m]	25			
Insert - Länge (A)	[mm]	52			
Max. Härtetemperatur (T_{mc})	[°C]	80			
Härtedauer	[h]	24			
Belastung	Delamination von	P_c [kN]	Kommentar		G_{IIc} [J/m²]
1. Belastung	Insert	0,514			269,82
2. Belastung	Precrack	0,510			265,64
3. Belastung		0,495			249,74
4. Belastung		0,500	Plateau		255,32

Abbildung E.10.: Berechnung der Bruchzähigkeiten G_{IIc} des Prüflings B9

Anhang

Prüfling B10

Bezeichnung Prüfling		B10		Versuchsort		VSI - TU Graz	
Ausgewertete Prüflinge		4		Versuchspersonal		Freistätter, Gradwohl	
				Versuchsdatum		25.10.2012	
Hersteller Harz		Momentive		Hersteller Faser		R&G Faserverbundwerkstoffe	
Bezeichnung Harz		Epoxidharz L 385 + Härter 385		Bezeichnung Faser		UHM Dialead K 63712	
Länge Prüfling (l)	[mm]	150,00		Oberer Auflagerabstand (d)	[mm]	60	
Durchschnittliche Dicke (2h)	[mm]	2,71		Unterer Auflagerabstand (2L)	[mm]	100	
Max. Dickenänderung ($\Delta 2h$)	[mm]	0,25		Anfangsdelaminationslänge a_0	[mm]	27	
Breite (b)	[mm]	19,77		Abstand S_L	[mm]	20	
Insert - Material		ETFE/Fluorpolymer		Belastungsgeschwindigkeit	[mm/s]	0,010	
Insert - Dicke	[μ m]	25					
Insert - Länge (A)	[mm]	52					
Max. Härtetemperatur (T_{mc})	[°C]	80					
Härtedauer	[h]	24					
Belastung	Delamination von	P_c [kN]	Kommentar			G_{IIC} [J/m ²]	
1. Belastung	Insert	0,470				300,30	
2. Belastung	Precrack	0,470				300,30	
3. Belastung		0,457				283,91	
4. Belastung		0,445	Plateau			269,20	

Abbildung E.11.: Berechnung der Bruchzähigkeiten G_{IIC} des Prüflings B10

E.2. Versuche mit d=80 mm

Compliance Calibration

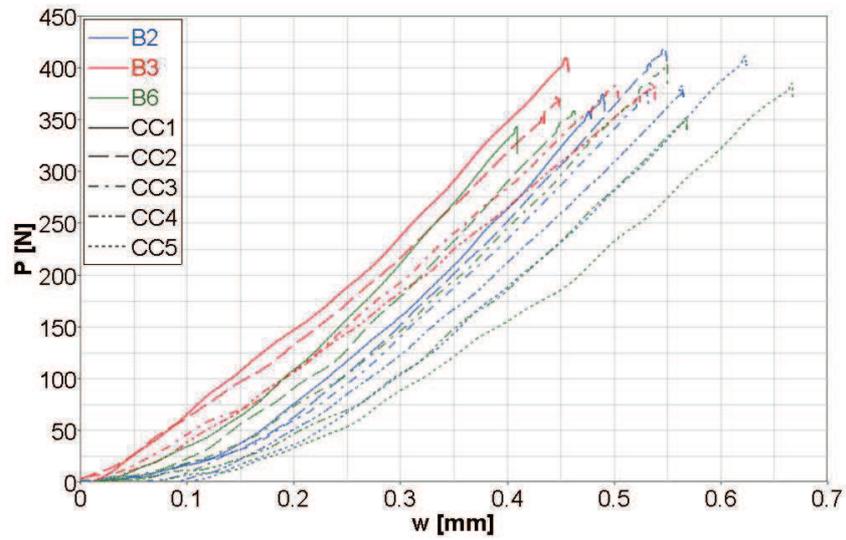


Abbildung E.12.: Kraft-Weg-Diagramm für Compliance Calibration bei d=80 mm

Anhang

Prüfling B2

CC1					
a ₁	[mm]	22,0	Steifigkeit k ₁	[kN/mm]	1,1148
Weg1	[mm]	0,315	Nachgiebigkeit C ₁	[mm/kN]	0,8970
Kraft1	[kN]	0,1750			
Weg2	[mm]	0,462			
Kraft2	[kN]	0,3389			
CC2					
a ₂	[mm]	27,0	Steifigkeit k ₂	[kN/mm]	1,0626
Weg1	[mm]	0,318	Nachgiebigkeit C ₂	[mm/kN]	0,9411
Kraft1	[kN]	0,1744			
Weg2	[mm]	0,483			
Kraft2	[kN]	0,3497			
CC3					
a ₃	[mm]	32,0	Steifigkeit k ₃	[kN/mm]	0,9896
Weg1	[mm]	0,249	Nachgiebigkeit C ₃	[mm/kN]	1,0105
Kraft1	[kN]	0,1818			
Weg2	[mm]	0,399			
Kraft2	[kN]	0,3303			
CC4					
a ₄	[mm]	37,0	Steifigkeit k ₄	[kN/mm]	0,9610
Weg1	[mm]	0,335	Nachgiebigkeit C ₄	[mm/kN]	1,0406
Kraft1	[kN]	0,1751			
Weg2	[mm]	0,492			
Kraft2	[kN]	0,3260			
CC5					
a ₅	[mm]	39,5	Steifigkeit k ₅	[kN/mm]	0,9322
Weg1	[mm]	0,345	Nachgiebigkeit C ₅	[mm/kN]	1,0727
Kraft1	[kN]	0,1759			
Weg2	[mm]	0,505			
Kraft2	[kN]	0,3251			
Ausgleichsgerade					
dC/da	[1/kN]	0,0100182	R ²		0,9876

Abbildung E.13.: Compliance Calibration für Prüfling B2

Prüfling B3

CC1					
a ₁	[mm]	22,0	Steifigkeit k ₁	[kN/mm]	1,0540
Weg1	[mm]	0,234	Nachgiebigkeit C ₁	[mm/kN]	0,9488
Kraft1	[kN]	0,1746			
Weg2	[mm]	0,377			
Kraft2	[kN]	0,3253			
CC2					
a ₂	[mm]	27,0	Steifigkeit k ₂	[kN/mm]	0,9737
Weg1	[mm]	0,252	Nachgiebigkeit C ₂	[mm/kN]	1,0270
Kraft1	[kN]	0,1741			
Weg2	[mm]	0,407			
Kraft2	[kN]	0,3250			
CC3					
a ₃	[mm]	32,0	Steifigkeit k ₃	[kN/mm]	0,9101
Weg1	[mm]	0,276	Nachgiebigkeit C ₃	[mm/kN]	1,0988
Kraft1	[kN]	0,1735			
Weg2	[mm]	0,443			
Kraft2	[kN]	0,3255			
CC4					
a ₄	[mm]	37,0	Steifigkeit k ₄	[kN/mm]	0,8289
Weg1	[mm]	0,300	Nachgiebigkeit C ₄	[mm/kN]	1,2065
Kraft1	[kN]	0,1751			
Weg2	[mm]	0,481			
Kraft2	[kN]	0,3252			
Ausgleichsgerade					
dC/da	[1/kN]	0,0168979	R ²		0,9915

Abbildung E.14.: Compliance Calibration für Prüfling B3

Anhang

Prüfling B6

CC1					
a ₁	[mm]	22,0	Steifigkeit k ₁	[kN/mm]	1,1782
Weg1	[mm]	0,266	Nachgiebigkeit C ₁	[mm/kN]	0,8488
Kraft1	[kN]	0,1747			
Weg2	[mm]	0,390			
Kraft2	[kN]	0,3208			
CC2					
a ₂	[mm]	27,0	Steifigkeit k ₂	[kN/mm]	1,0897
Weg1	[mm]	0,296	Nachgiebigkeit C ₂	[mm/kN]	0,9177
Kraft1	[kN]	0,1750			
Weg2	[mm]	0,430			
Kraft2	[kN]	0,3210			
CC3					
a ₃	[mm]	32,0	Steifigkeit k ₃	[kN/mm]	1,0277
Weg1	[mm]	0,329	Nachgiebigkeit C ₃	[mm/kN]	0,9730
Kraft1	[kN]	0,1750			
Weg2	[mm]	0,475			
Kraft2	[kN]	0,3251			
CC4					
a ₄	[mm]	37,0	Steifigkeit k ₄	[kN/mm]	0,9682
Weg1	[mm]	0,387	Nachgiebigkeit C ₄	[mm/kN]	1,0328
Kraft1	[kN]	0,1742			
Weg2	[mm]	0,540			
Kraft2	[kN]	0,3223			
CC5					
a ₅	[mm]	39,5	Steifigkeit k ₅	[kN/mm]	0,9119
Weg1	[mm]	0,448	Nachgiebigkeit C ₅	[mm/kN]	1,0966
Kraft1	[kN]	0,1837			
Weg2	[mm]	0,606			
Kraft2	[kN]	0,3278			
Ausgleichsgerade					
dC/da	[1/kN]	0,0134007	R ²		0,9856

Abbildung E.15.: Compliance Calibration für Prüfling B6

Anhang

Delamination

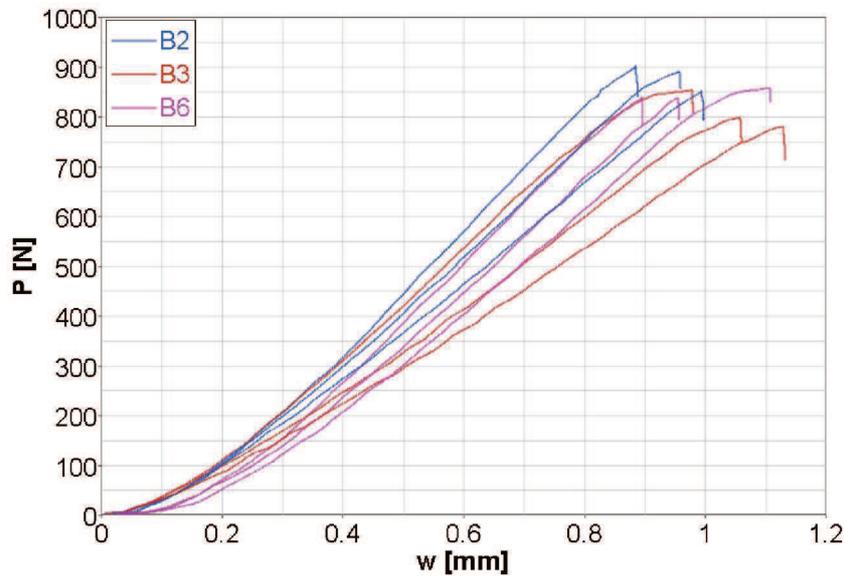


Abbildung E.16.: Kraft-Weg-Diagramm für Delamination der Prüflinge bei $d=80$ mm

Prüfling B2

Bezeichnung Prüfling	B2		Versuchsort	VSI - TU Graz	
Ausgewertete Prüflinge	3		Versuchspersonal	Freistätter, Gradwohl	
			Versuchsdatum	25.10.2012	
Hersteller Harz	Momentive		Hersteller Faser	R&G Faserverbundwerkstoffe	
Bezeichnung Harz	Epoxidharz L 385 + Härter 385		Bezeichnung Faser	UHM Dialead K 63712	
Länge Prüfling (l)	[mm]	150,00	Oberer Auflagerabstand (d)	[mm]	80
Durchschnittliche Dicke (2h)	[mm]	2,74	Unterer Auflagerabstand (2L)	[mm]	100
Max. Dickenänderung ($\Delta 2h$)	[mm]	0,00	Anfangsdelaminationslänge a_0	[mm]	27
Breite (b)	[mm]	19,78	Abstand S_L	[mm]	10
Insert - Material	ETFE/Fluorpolymer		Belastungsgeschwindigkeit	[mm/s]	0,010
Insert - Dicke	[μ m]	25			
Insert - Länge (A)	[mm]	52			
Max. Härtetemperatur (T_{mc})	[°C]	80			
Härtedauer	[h]	24			
Belastung	Delamination von	P_c [kN]	Kommentar		G_{IIC} [J/m²]
1. Belastung	Insert	0,904			206,95
2. Belastung	Precrack	0,893			201,95
3. Belastung		0,854			184,69

Abbildung E.17.: Berechnung der Bruchzähigkeiten G_{IIC} des Prüflings B2

Anhang

Prüfling B3

Bezeichnung Prüfling		B3		Versuchsort		VSI - TU Graz	
Ausgewertete Prüflinge		3		Versuchspersonal		Freistätter, Gradwohl	
				Versuchsdatum		25.10.2012	
Hersteller Harz		Momentive		Hersteller Faser		R&G Faserverbundwerkstoffe	
Bezeichnung Harz		Epoxidharz L 385 + Härter 385		Bezeichnung Faser		UHM Dialead K 63712	
Länge Prüfling (l)	[mm]	150,00		Oberer Auflagerabstand (d)	[mm]	80	
Durchschnittliche Dicke (2h)	[mm]	2,83		Unterer Auflagerabstand (2L)	[mm]	100	
Max. Dickenänderung ($\Delta 2h$)	[mm]	0,26		Anfangsdelaminationslänge a_0	[mm]	27	
Breite (b)	[mm]	19,79		Abstand S_L	[mm]	10	
Insert - Material		ETFE/Fluorpolymer		Belastungsgeschwindigkeit	[mm/s]	0,010	
Insert - Dicke	[μ m]	25					
Insert - Länge (A)	[mm]	52					
Max. Härtetemperatur (T_{mc})	[°C]	80					
Härtedauer	[h]	24					
Belastung		Delamination von	P_c [kN]	Kommentar		G_{IIC} [J/m ²]	
1. Belastung		Insert	0,857			313,56	
2. Belastung		Pre-crack	0,801			273,92	
3. Belastung			0,784			262,42	

Abbildung E.18.: Berechnung der Bruchzähigkeiten G_{IIC} des Prüflings B3

Prüfling B6

Bezeichnung Prüfling		B6		Versuchsort		VSI - TU Graz	
Ausgewertete Prüflinge		3		Versuchspersonal		Freistätter, Gradwohl	
				Versuchsdatum		25.10.2012	
Hersteller Harz		Momentive		Hersteller Faser		R&G Faserverbundwerkstoffe	
Bezeichnung Harz		Epoxidharz L 385 + Härter 385		Bezeichnung Faser		UHM Dialead K 63712	
Länge Prüfling (l)	[mm]	150,00		Oberer Auflagerabstand (d)	[mm]	80	
Durchschnittliche Dicke (2h)	[mm]	2,84		Unterer Auflagerabstand (2L)	[mm]	100	
Max. Dickenänderung ($\Delta 2h$)	[mm]	0,50		Anfangsdelaminationslänge a_0	[mm]	27	
Breite (b)	[mm]	19,78		Abstand S_L	[mm]	10	
Insert - Material		ETFE/Fluorpolymer		Belastungsgeschwindigkeit	[mm/s]	0,010	
Insert - Dicke	[μ m]	25					
Insert - Länge (A)	[mm]	52					
Max. Härtetemperatur (T_{mc})	[°C]	80					
Härtedauer	[h]	24					
Belastung		Delamination von	P_c [kN]	Kommentar		G_{IIC} [J/m ²]	
1. Belastung		Insert	0,841			239,59	
2. Belastung		Pre-crack	0,842			239,87	
3. Belastung			0,860			250,53	

Abbildung E.19.: Berechnung der Bruchzähigkeiten G_{IIC} des Prüflings B6