

IB 131-2013/33

**Kritische Betrachtung der
Versuchsmöglichkeiten zur Bestimmung der
Elastizitätsgrößen, Festigkeits- und
Reibungswerte für den transversal-isotropen
Werkstoff**

Enno Petersen



**Institut für Faserverbundleichtbau und Adaptronik
Braunschweig**

April / 2016

**Deutsches Zentrum
für Luft- und Raumfahrt e.V.**
in der Helmholtzgemeinschaft
Institut für Faserverbundleichtbau und Adaptronik

IB 131-2013/33

**Kritische Betrachtung der
Versuchsmöglichkeiten zur Bestimmung der
Elastizitätsgrößen, Festigkeits- und
Reibungswerte für den transversal-isotropen
Werkstoff**

Braunschweig, April, 2016

Der Bericht umfasst:

108 Seiten

Institutsleiter:
Prof. Dr.-Ing. M. Wiedemann

Verfasser:
E. Petersen



Leiter der Abteilung:
Prof. Dr.-Ing C. Hühne



Kritische Betrachtung der
Versuchsmöglichkeiten zur Bestimmung der
Elastizitätsgrößen, Festigkeits- und
Reibungswerte für den transversal-isotropen
Werkstoff

Autor:

Enno Petersen

Inhaltsverzeichnis

I	Abbildungsverzeichnis	III
II	Tabellenverzeichnis	VII
III	Symbolverzeichnis	VIII
1	Einleitung	1
2	Mikromechanische Bestimmung der Materialparameter	3
3	Experimentelle Bestimmung der Grundgrößen der transversal isotropen Einzelschicht	6
3.1	Zugeigenschaften	6
3.1.1	Beschreibung des Versuchs	6
3.1.2	Ergebnisse und Bewertung	9
3.2	Druckeigenschaften	12
3.2.1	Beschreibung des Versuchs	13
3.2.2	Ergebnisse und Bewertung von 0°-Druckversuchen	15
3.2.3	Ergebnisse und Bewertung von 90°-Druckversuchen	23
3.2.4	Bemerkungen zum Ausmessen des Bruchwinkels	24
3.3	Schubeigenschaften	27
3.3.1	±45°-Zugversuch	27
3.3.1.1	Beschreibung des Versuchs	27
3.3.1.2	Ergebnisse und Bewertung	29
3.3.2	10°-off-axis-Zugversuch	31
3.3.3	Iosipescu-Schubversuch	32
3.3.3.1	Beschreibung der Versuchsdurchführung	32
3.3.3.2	Ergebnisse und Bewertung	37
3.3.4	Abscherversuche	50
3.3.5	Versuche mit Schubrahmen	52

3.3.6	Interlaminare Schubeigenschaften	54
3.3.7	Weitere Schubversuche	55
3.3.8	Zusammenfassung der Schubversuche	56
3.4	Erfassung nichtlinearen Werkstoffverhaltens: Hardening	56
4	Weiterführende Versuche mit der Möglichkeit zur Erzeugung biaxialer Beanspruchungszustände	59
4.1	Biege-Versuche	59
4.1.1	Drei-Punkt-Biegeversuch	60
4.1.2	Vier-Punkt-Biegeversuch	62
4.1.3	Unfolding-Versuch	65
4.2	Rotationssymmetrische Prüfkörper	66
4.3	Kreuzförmige Prüfkörper	69
4.4	ARCAN-Versuch	70
4.4.1	Beschreibung des Versuchs	70
4.4.2	Ergebnisse und Bewertung	75
5	Ermittlung der Parameter der inneren Reibung	99
6	Zusammenfassung	101
7	Literatur	103
A	Anhang	110
A.1	Finite Elemente Modell, Iosipescu-Versuch	110
A.2	ARCAN-Versuch, Probekörperzeichnungen	111
A.3	ARCAN-Versuch, Lichtmikroskopieaufnahmen	113
A.4	Bestimmung der Einträge der Steifigkeitsmatrix der unidirektionalen Lage nach Tsai und Melo	117

I Abbildungsverzeichnis

3.1	Skizze des Keil-Schraub-Probenhalters für Zugversuche	7
3.2	Kraft-Verschiebungsdiagramme; UD-Material im Zugversuch	10
3.3	Spannungs-Dehnungsdiagramme; UD-Material im Zugversuch	10
3.4	Querkontraktionszahl $\nu_{\perp\parallel}$ aus 0°-Zugprobe	11
3.5	HCCF-Vorrichtung	13
3.6	Akzeptierte Versagensarten aus [28]	14
3.7	Messdaten der 0°-Druckprobe	15
3.8	Bruchformen der 0°-Druckprobe, 40-fache Vergrößerung	16
3.9	Spannungen in Längsrichtung bei 1.0 mm Verschiebung, untaillierter Pro- bekörper	17
3.10	Seitenansicht eines taillierten Probekörpers	17
3.11	Mikroskopieaufnahme seidl. taillierter Druckprobekörper mit Dickenmes- sung der Klebschicht	18
3.12	Spannungen in Längsrichtung aus FE-Simulation bei 1.0 mm Stauchung, taillierter Probekörper	18
3.13	Vergleich der faserparallelen Spannung des dickentaillierten Druckprobe- körpers aus FE-Simulation über Probendicke	19
3.14	Spannungs-Dehnungskurve aus FE-Simulation; taillierter Probekörper mit Degradation	20
3.15	Faserparallele Spannung über Probendicke des dickentaillierten Probekör- pers aus FE-Simulation bei auftretendem Faserversagen	20
3.16	Last-Verschiebungskurven der taillierten 0°-Druckprobe	21
3.17	Bruchformen der taillierten 0°-Druckprobe	22
3.18	Messdatender 90°-Probe unter Druckbelastung	23
3.19	Bruchformen der 90°-Druckprobe	25
3.20	Ausgemessener Winkel an Probekörper Nr. 3	26
3.21	Kraft-Verschiebungskurve beim $\pm 45^\circ$ -Zugversuch	29
3.22	Dehnungen beim $\pm 45^\circ$ -Zugversuch mit markiertem Intervall zur Auswertung	30

3.23	Schema des 10°-off-axis-Zugversuchs	31
3.24	Versuchsaufbau	33
3.25	Abmessungen Iosipescu-Probekörper ([9])	33
3.26	Probekörpervarianten im Iosipescu-Versuch ([9])	35
3.27	Lasteinleitung und -verteilung beim Iosipescu-Versuch	36
3.28	Kraft-Verschiebungskurven beim Iosipescuversuch	37
3.29	Axiale Schädigung beim 0°-Iosipescu-Probekörper vor Erreichen der Maxi- mallast	38
3.30	Schubspannungs-Gleitungskurven beim Iosipescu-Versuch	39
3.31	Normierte Spannungsverteilung τ_{12} über den Kerbquerschnitt von 0°-Iosipescu- Probekörper aus FE Simulation	41
3.32	Normierte Spannungsverteilung τ_{21} über den Kerbquerschnitt von 0°-Iosipescu- Probekörper aus FE Simulation, ideal plastisches Materialverhalten	42
3.33	Aramisaufnahmen der Gleitungsverteilung γ_{XY} auf der Oberfläche von Iosipescu- Probekörpern	43
3.34	Iosipescu-Versuch 0°-Probekörper: aufgezeichnete Gleitungen γ_{12} und zu- gehörige Schubspannung $\tau_{12}(\gamma_{12})$ im Kerbquerschnitt aus nichtlinearer Re- lation kurz vor Einsetzen der Axialschädigung	44
3.35	Aramis-aufgezeichnete Dehnungen γ_{21} , ε_2 und ε_1 im Kerbquerschnitt 90°- Probekörper	45
3.36	Gleitung γ_{21} , qualitativ, 90°-Probekörper	45
3.37	Normalisierte Spannungen über Kerbquerschnitt des 90°-Probekörpers aus linearer FE	46
3.38	FE Simulation Schubspannung τ_{12} , bei 1 mm aufgebrachtem Traversenweg	47
3.39	FE Simulation Dehnungen in Probenlängsrichtung $\varepsilon_1 = \varepsilon_{ }$, bei 1 mm auf- gebrachtem Traversenweg	48
3.40	Verschiebung aus FE-Simulation 0°-Iosipescu-Probekörper	48
3.41	Normierte Spannungsverteilungen über den Kerbquerschnitt, 0°-FE-Modell mit und ohne Schädigungen	49
3.42	Teile der Testvorrichtung für den V-Notched-Rail-Shear-Versuch mit ge- kerbter Probe [10]	51
3.43	V-Notched-Rail-Shear-Versuchsaufbau	52
3.44	Teil des Schubrahmens aus [22]	53
3.45	Teil des Schubrahmens aus [22]	54
3.46	Schubspannung-Dehnungs-Kurven $\tau_{12}(\gamma_{12})$ nach Gleichung 3.17 und 3.18 im Vergleich mit Iosipescu Messdaten	58

4.1	Schnittgrößen und Spannungen beim Drei-Punkt-Biege-Versuch, homogener Balken	60
4.2	Schnittgrößen im Drei-Punkt-Biege-Versuch, inhomogener Balken	61
4.3	ZFB hervorrunder Laminataufbau im Drei-Punkt-Biege-Versuch, inhomogener Balken	61
4.4	Schnittgrößen beim Vier-Punkt-Biege-Versuch	62
4.5	Versuchsaufbau Vier-Punkt-Biege-Versuch	63
4.6	Last-Verschiebungskurven Vier-Punkt-Biege-Versuch	64
4.7	Momentenverlauf bei gewinkelterm Prüfkörper im Vier-Punkt-Biegeversuch	65
4.8	Schematischer Aufbau des Unfolding-Versuchs nach [3] mit Radialspannungsverteilung	66
4.9	Rohrprobekörper mit Belastungen und den hieraus möglichen, resultierenden Spannungen in Fasern und Matrix	68
4.10	Abweichungen von der Faserorientierung bei aufgebrachtter Torsion, aus [33]	68
4.11	Arcan-Probekörper in Kreisform aus [1]	71
4.12	Weiterentwickelte Arcan-Prüfvorrichtung aus [2]	72
4.13	Probekörper bei Zug- und Schubbelastung	73
4.14	Materialorientierung der Prüfkörper	73
4.15	Lasteinleitung unter Winkel φ beim Arcan-Versuch	74
4.16	FE-Modell des Arcan-Versuchs: Schub-dominierte Lastfälle	75
4.17	FE-Modell des Arcan-Versuchs: Druck-dominierte Lastfälle	76
4.18	Normal und Schubspannung für unterschiedliche Lastwinkel bei $u=0,22$ mm, $\perp \parallel$ -Materialorientierung	77
4.19	Normal und Schubspannung für unterschiedliche Lastwinkel, $\perp \perp$ -Materialorientierung	78
4.20	Fehlerindize auf Probekörperoberseite bei $\varphi = 0^\circ$, $\perp \perp$ -Materialorientierung	79
4.21	Einfluss der Querdruckspannung σ_2 bei $\varphi = 0^\circ$, $\perp \perp$ -Materialorientierung	79
4.22	Fehlerindize auf Probekörperoberseite bei $\varphi = 30^\circ$, $\perp \perp$ -Materialorientierung	80
4.23	Einfluss der Querdruckspannung σ_2 bei $\varphi = 30^\circ$, $\perp \perp$ -Materialorientierung	80
4.24	ARCAN-Probekörper mit Triaxial-DMS RY91-1.5/120	81
4.25	Schubspannungs-Gleitungs-Kurven $\perp \parallel$ -Ebene, $\varphi = 90^\circ$	82
4.26	Schubspannungs-Gleitungs-Kurven $\perp \perp$ -Ebene, $\varphi = 90^\circ$	83
4.27	Kraft- und Dehnungssignal über der Zeit, Probekörper ARCAN- $\perp \parallel$ -75	84
4.28	Kraft- und Dehnungssignal über der Zeit, Probekörper ARCAN- $\perp \perp$ -30	85
4.29	Bruchbild der ARCAN-Probe bei $\perp \parallel$ -Materialorientierung	86
4.30	Aramis-Verformungen γ_{31} und ε_3 , $\perp \parallel$ -Materialorientierung, Winkel $\varphi = 90^\circ$	88

4.31	Aramis-Verformungen flächig, $\perp\perp$ -Materialorientierung, Winkel $\varphi = 90^\circ$. .	89
4.32	Aramis-Verformungen γ_{32} und ε_3 über Kerbquerschnitt, $\perp\perp$ -Materialorientierung, Winkel $\varphi = 90^\circ$	89
4.33	Aramis-Verformungen ε_3 über Kerbquerschnitt, $\perp\perp$ -Materialorientierung, Winkel $\varphi = 0^\circ$	90
4.34	Aramis-Verformungen ε_2 , ε_3 und τ_{23} über Kerbquerschnitt, $\perp\perp$ -Materialorientierung, Winkel $\varphi = 0^\circ$	91
4.35	Aramis-Verformungen flächig, $\perp\perp$ -Materialorientierung, Winkel $\varphi = 90^\circ$. .	92
4.36	Aramis-Verformungen ε_2 , ε_3 und γ_{23} über Kerbquerschnitt, $\perp\perp$ -Materialorientierung, Winkel $\varphi = 0^\circ$	93
4.37	Kraft und ARAMIS-Verformungen ε_3 , γ_{23} in Kerbquerschnittsmitte über der Laststufe, $\perp\perp$ -Materialorientierung, Winkel $\varphi = 30^\circ$	94
4.38	Aramis-Verformungen flächig, $\perp\parallel$ -Materialorientierung, Winkel $\varphi = 75^\circ$. .	95
4.39	Aramis-Verformungen ε_3 und γ_{31} über Kerbquerschnitt, $\perp\parallel$ -Materialorientierung, Winkel $\varphi = 75^\circ$	95
4.40	Aramis-Verformungen ε_3 und γ_{31} über Kerbquerschnitt, $\perp\parallel$ -Materialorientierung, Winkel $\varphi = 75^\circ$	96
5.1	IFF-Bruchkurve; $m = 2.6$, $\mu_{\perp\parallel} = 0.22$; ARCAN angle $\varphi = 75^\circ$	99
5.2	Bruchkurve der quasi-isotropen Ebene; $m = 2.6$, $\mu_{\perp\perp} = 0,21$; $\varphi = 30^\circ$. . .	100
A.1	Konvergenzverhalten des Iosipescu-FE-Modells	110
A.2	Zeichnung für Schub-Druckprobekörper	111
A.3	Zeichnung für Schub-Zugprobekörper	112
A.4	Lichtmikroskopie vor Versuch: ARCAN Probekörper der beiden untersuch- ten Materialorientierungen	113
A.5	Bruchbild $\varphi = 90^\circ$ $\perp\perp$ -Materialorientierung	114
A.6	Bruchbild $\varphi = 60^\circ$ $\perp\perp$ -Materialorientierung	114
A.7	Bruchbild erstes Randversagen $\varphi = 30^\circ$ $\perp\perp$ -Materialorientierung	115
A.8	Bruchbild Totalversagen $\varphi = 30^\circ$ $\perp\perp$ -Materialorientierung	115
A.9	Bruchbild $\varphi = 00^\circ$ $\perp\perp$ -Materialorientierung	116

II Tabellenverzeichnis

3.1	Dimensionen Zugprobekörper	8
3.2	Ergebnisse der Zugprobe (jeweils n=6)	11
3.3	Querkontraktionszahl aus 0°-Zugprobe (n=6)	12
3.4	Dimensionen UD-Druckprobekörper	14
3.5	Ergebnisse der 0°-Druckprobe (n=9)	15
3.6	Ergebnisse der dickentaillierten 0°-Druckprobe (n=10)	21
3.7	Ergebnisse der 90°-Druckprobe (n=10)	23
3.8	Kleine Querkontraktionszahl aus 90°-Druckprobekörpern (n=10)	24
3.9	Schubprobekörper ($\pm 45^\circ$ -Zugversuch) Dimensionen	28
3.10	Ergebnisse der $\pm 45^\circ$ -Schubprobe (n=5)	30
3.11	Iosipescu-Probekörperabmessungen	34
3.12	Ergebnisse der Iosipescu-Probe	40
3.13	Probekörperdimensionen ILSS Prüfung	55
4.1	Ergebnisse der Vier-Punkt-Biegeprobe (n=6)	64
4.2	Ergebnisse der ARCAN Versuche mit $\perp \parallel$ -Materialorientierung, jeweils n=6	82
4.3	Ergebnisse der ARCAN Versuche mit $\perp \perp$ -Materialorientierung, jeweils n=6	83
4.4	Ergebnisse der ARCAN-Versuche nach Bestimmung der ersten Schädigung, sowie Berücksichtigung der Horizontalkraft	87
5.1	Hauptspannungen der der quasi-isotropen Ebene unter $\varphi = 30^\circ$	100
A.1	Zusammenfassung von Elastizitätskennwerten	117
A.2	Ermittelte Einträge nach Tsai und Melo; Zuglastfall	118
A.3	Ermittelte Einträge nach Tsai und Melo; Drucklastfall	118

III Symbolverzeichnis

Abkürzungen

CFK	(Carbon) Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
DMS	Dehnmessstreifen
FA	Institut für Faserverbundleichtbau und Adaptronik
FB	Faserbruch
FI	Fehlerindex
FEM	Finite Elemente Methode
FF	Fibre Failure, (FB) Faserbruch
FF1, FF2	Faserversagen unter Zug- bzw Druck
FKV	Faser-Kunststoff-Verbund
FMC	Failure Mode Concept
FPF	First Ply Failure
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
HCCF	Hydraulic Composite Compression Fixture
IFF	Inter Fibre Failure, (ZFB) Zwischenfaserbruch
IFF1 - IFF3	Zwischenfaserbruch dominiert durch Zug-, Druck- oder Schubbeanspruchung
LPF	Last Ply Failure
NF	Normal Failure
RF	Reservefaktor
SF	Shear Failure
UD	unidirektional
WWFE	World Wide Failure Exercise
ZFB	Zwischenfaserbruch

Lateinische Buchstaben

Symbol	Einheit	Bedeutung
E	$[N/mm^2]$	Elastizitätsmodul
F	$[N]$	Kraft
G	$[N/mm^2]$	Schubmodul
I		Spannungsinvarianten
Q	$[N/mm^2]$	Reduzierte Steifigkeit nach Laminattheorie
$S = R_{\perp\parallel}$	$[N/mm^2]$	Schubfestigkeit
\bar{X}	$[-]$	Mittelwert
$X_C = R_{\parallel}^c,$ $X_T = R_{\parallel}^t$	$[N/mm^2]$	Druck-, bzw. Zugfestigkeit in faserparalleler Richtung
$Y_C = R_{\perp}^c,$ $Y_T = R_{\perp}^t$	$[N/mm^2]$	Druck-, bzw. Zugfestigkeit senkrecht zur Faser
b	$[-]$	Modellparameter für innere Reibung (FMC)
m	$[-]$	Interaktionsexponent (FMC)
n	$[-]$	Exponent für Hardening-Formulierung
w	$[mm]$	Probekörperbreite

Griechische Buchstaben

Symbol	Einheit	Bedeutung
Θ_{fp}	$[^\circ]$	Bruchwinkel
ϵ	$[\%]$	Dehnung
φ	$[\%]$	Lastwinkel
γ	$[-]$	Verzerrung, Gleitung
$\mu_{\parallel\perp}, \mu_{\perp\perp}$	$[-]$	Innere Reibung des Werkstoffs
ν	$[-]$	Querkontraktionszahl
ν_X	$[\%]$	Variationskoeffizient
σ	$[N/mm^2]$	Normalspannung
σ_x	$[\%]$	Standardabweichung
τ	$[N/mm^2]$	Schubspannung
V_f	$[\%]$	Faservolumengehalt

Indizes

Symbol	Bedeutung
A, B, C, D	Schranken für festgelegte Bereiche
b	Wert eines Parameters bei einsetzen des Bruches
x	Probenlängsrichtung
y	Probenquerrichtung
$(\dots)_{\parallel}$	Faserrichtung
$(\dots)_{\perp}$	senkrecht zur Faserrichtung
$(\dots)_{\perp\parallel}$	Schubrichtung nach deutscher Vereinbarung
$(\dots)_{1,2,3}$	Lagenrichtungen / Nummerierung der Invarianten nach [20]
$(\dots)_c$	Druckeigenschaft
$(\dots)_f$	Eigenschaft der Faser
$(\dots)_m$	Eigenschaft der Matrix
$(\dots)_{max}$	Maximalwert
$(\dots)_t$	Zugeigenschaft
$(\dots)_{x,y,z}$	Laminatrichtungen, kartesisch

1 Einleitung

Das Failure Mode Concept von Cuntze für die Versagensanalyse des unidirektionalen Werkstoffs, wie es bereits in [55] von seiner Wirkweise betrachtet wurde, bedarf einiger statischer Versuche, um die benötigten Parameter zu bestimmen. Grundlegend ist die Bestimmung der 5 Festigkeiten und 5 Elastizitätsgrößen, wobei letztere wiederum eine Abhängigkeit vom Belastungszustand aufweisen können. Darüber hinaus werden Parameter der inneren Reibung benötigt, dessen Bestimmung besondere Schwierigkeiten bereitet. Zudem ist es von Interesse, komplexere Versuche mit kombinierten Beanspruchungen durchzuführen, um eine Validierung auch für Bereiche mit interagierenden Spannungen der Bruchflächen oder Bruchkörper zu gewährleisten.

Die Durchführung von Versuchen nach Norm mag auf den ersten Blick trivial erscheinen, genaueres Hinsehen eröffnet dem Betrachter jedoch eine Vielzahl an kleineren und größeren Parametern, deren Variation zu teils sehr unterschiedlichen Ergebnissen führt. Darüber hinaus ist nicht jeder standardisierte Versuch geeignet, die wirklichen mechanischen Materialeigenschaften zu bestimmen. Viele, auch etablierte Versuche, dienen mehr einer Art Qualitätskontrolle und können lediglich zum Vergleich herangezogen werden.

Zur Bestimmung der Kenngrößen der unidirektionalen Einzelschicht finden sich einige Ansätze in der Literatur. In [21] bspw. ist bereits sehr grundlegend auf die einzelnen Versuche eingegangen worden. Desweiteren findet sich ein ASTM Standard [11] der eine Auflistung vieler Versuche samt den zugehörigen ASTM-Standards beinhaltet.

Die von Cuntze verwendeten b-Parameter, welche modellmäßig die innere Reibung beschreiben, werden nunmehr mit μ bezeichnet. Dies verdeutlicht den Schritt vom Modellparameter hin zur physikalischen Größe.

Dieser Bericht beinhaltet eine Bewertung der Versuche zur Bestimmung der benötigten Parameter unter der Berücksichtigung des aktuellen Stands der Technik und den beim DLR Institut für Faserverbundleichtbau und Adaptronik in Braunschweig (FA) vorhandenen Möglichkeiten zur Umsetzung. Hierzu wurden, wenn möglich, Versuche samt opti-

scher Deformationsmessung durchgeführt und teils ergänzend mit Hilfe der finite Elemente Methode simuliert.

2 Mikromechanische Bestimmung der Materialparameter

Rein rechnerisch besteht die Möglichkeit aus gegebenen Grundgrößen der Einzelkomponenten, die Eigenschaften des Verbundes zu berechnen. Hierbei werden die Einzelkomponenten meist als isotrop angesehen, was besonders bei Kohlenstofffasern nicht ohne Weiteres zutrifft. Auch weitere Charakteristiken, wie bspw. die Faseranordnung werden nur vereinfacht berücksichtigt. Je nachdem welche Kenngröße betrachtet wird, kann dies zu kleineren oder größeren Abweichungen zum realen Materialverhalten führen. Um die faserparallelen elastischen Eigenschaften besonders unter Zugbelastung abzuschätzen, werden Mischungsregeln angewendet.

Die VDI 2014 [65] bietet folgende Mischungsregeln zur Berechnung der Grundgrößen des Verbundes aus den Daten der Fasern und Matrix:

$$E_{\parallel} = E_f \cdot V_f + E_m(1 - V_f) \cong E_f \quad (2.1)$$

$$E_{\perp} = \frac{E_m}{1 - \nu_m^2} \left(\frac{1 + 0,85 V_f^2}{(1 - V_f^{1,25}) + V_f \cdot E_m / (E_{f\perp} \cdot (1 - \nu_m^2))} \right) \quad (2.2)$$

$$G_{\perp\parallel} = G_m \cdot \left(\frac{1 + 0,4V_f^{0,5}}{(1 - V_f)^{1,45} + V_f \cdot G_m / G_{f\perp\parallel}} \right) \quad (2.3)$$

bzw.

$$\nu_{\perp\parallel} = \nu_{f\perp} \cdot V_f + \nu_m(1 - V_f) \quad (2.4)$$

mit

$$G_m = E_m / (2 + 2\nu_m). \quad (2.5)$$

Für den Schubmodul $G_{\perp\perp}$ gilt

$$G_{\perp\perp} = \frac{E_{\perp}}{2 \cdot (1 + \nu_{\perp\perp})} \quad (2.6)$$

mit

$$\nu_{\perp\perp} = V_f \cdot \nu_{f\perp\perp} + (1 - V_f) \cdot \nu_m \left[\frac{1 + \nu_m - \nu_{\perp\parallel} \cdot \frac{E_m}{E_{\parallel}}}{1 - \nu_m^2 + \nu_m \cdot \nu_{\perp\parallel} \cdot \frac{E_m}{E_{\parallel}}} \right]. \quad (2.7)$$

Zusätzlich wird zur Umrechnung gemäß Maxwell-Betti -

$$\nu_{\perp\parallel} E_{\perp} = \nu_{\parallel\perp} E_{\parallel} \quad (2.8)$$

verwendet.

Obige Formulierungen finden sich ähnlich auch bei Schürmann [60], wo ihr Ursprung näher erläutert wird. So wurden die auf einer Reihenschaltung der Komponenten basierenden Gleichungen mit empirischen Faktoren versehen, welche auf Basis vorliegender Versuchsdaten bestimmt wurden. Gründe hierfür sind die Abweichungen von der idealisiert angenommenen Faserverteilung in der Matrix, sowie die querversteifende Wirkung der Fasern.

Die Formeln ohne empirische Faktoren lauten:

$$E_{\perp} = \frac{E_m}{1 - \nu_m^2} \cdot \frac{1}{(1 - V_f) + \frac{E_m}{(1 - \nu_m^2) \cdot E_{f\perp} \cdot V_f}} \quad (2.9)$$

Für die Schubmoduli werden Gleichung 2.10 und 2.11 angegeben.

$$G_{\perp\parallel} = G_m + \frac{V_f}{\frac{1}{G_{f,\perp\parallel} - G_m} + \frac{1 - V_f}{2G_m}} \quad (2.10)$$

und wiederum

$$G_{\perp\perp} = \frac{E_{\perp}}{2(1 + \nu_{\perp\perp})}. \quad (2.11)$$

Es existieren eine Reihe weiterer Mischungsregeln, wie bspw. nach Chamis, Geier oder Schneider. Derartige Mischungsregeln basieren jeweils auf der Homogenisierung der Matrix- und Fasereigenschaften und nehmen eine gewisse homogene Verteilung der Fasern an. Sie berücksichtigen daher Faktoren aus dem Fertigungsverfahren nicht in ausreichender Weise. Defekte durch Einschlüsse etc., sowie die inhomogene Verteilung der Fasern führen zu Abweichungen, die durch die Mischungsregeln in situ nicht berücksichtigt werden können.

Zudem müssen die korrekten, isolierten Eigenschaften von Fasern und Harzsystem für diese Herangehensweise vorliegen. Um alle Einflüsse zu berücksichtigen kann nur eine Versuchsdurchführung mit Probekörpern, die die selbe Fertigung durchlaufen haben, wie das zu berechnende Bauteil, zu adäquaten Materialkennwerten führen.

Einzig die faserparallelen Eigenschaften, lassen sich durch die starke Dominanz der Fasern, per Mischungsregel adäquat bestimmen. Dies auch nur unter der Voraussetzung, dass die korrekten Materialdaten der Einzelkomponenten vorliegen.

Zur Beachtung:

Da man nicht alle Parameter in Gleichung 2.1 - 2.7 messen kann, gehören die an Verbunddaten ermittelten Werte der Komponenten fest mit dem benutzten Satz an mikromechanischen Gleichungen zusammen.

Verwendet man mikromechanische Kennwerte zur Ermittlung der UD-Kennwerte, so ist dies genau mit denjenigen mikromechanischen Gleichungen zu tun mit denen zuvor solche mikromechanischen Kennwerte berechnet wurden.

3 Experimentelle Bestimmung der Grundgrößen der transversal isotropen Einzelschicht

Zur Bestimmung von elastischen, Festigkeits- und Reibungskennwerten bieten sich Versuche mit reinen UD-Aufbauten an, um die Eigenschaften der einzelnen, unidirektionalen Lagen zu bestimmen. Hierbei wird ein homogener, möglichst nur aus der zu untersuchenden Spannung bestehender Belastungszustand als Optimum für die Kennwertbestimmung angesehen.

3.1 Zugeigenschaften

$(\sigma_1^t, 0, 0, 0, 0, 0)^T$ bzw. $(0, \sigma_2^t, 0, 0, 0, 0)^T$

Die Bestimmung der Zugeigenschaften erfolgt über das in der EN ISO 527-5 [32] angegebene Verfahren. Quer zur Faser kann die DIN EN 2597 [25] in Faserrichtung die DIN EN 2561 [23] angewendet werden. Das amerikanische Pendant die ASTM D 3039 [4] behandelt ebenfalls die Thematik. Das Vorgehen und der Prüfaufbau sind hierbei nahezu analog.

Die Bestimmung dieser Festigkeitsgrößen ist relativ einfach durchzuführen, da nicht auf seitliches Ausweichen der Probekörper geachtet werden muss. Lediglich ein Versagen in gewissem Abstand von der Lasteinleitung ist sicherzustellen.

3.1.1 Beschreibung des Versuchs

Die Lasteinleitung wird über GFK-Aufleimer ausgeführt, die als fertige Lamine auf die Lasteinleitungsbereiche des zu prüfenden Laminats geklebt werden. Ein Lagenaufbau von $\pm 45^\circ$ wird verwendet, um thermische Dehnungen während des Verbindens gering zu halten. Aufleimer und zu prüfender Werkstoff werden dann zur Geometrie der einzelnen Probekörper zugesägt.

Im Bereich der Aufleimer werden die Proben geklemmt, so dass die eigentliche axiale Zuglast über Reibung und Schub in die Probe eingeleitet wird. Verwendet wird bei FA für 0° ein Keil-Schraub-Probenhalter, der über die Keilwirkung den Anpressdruck bei steigender Zuglast erhöht. Diese Vorrichtung ist in Abbildung 3.1 dargestellt.



Abbildung 3.1: Skizze des Keil-Schraub-Probenhalters für Zugversuche

Für 90° wird ein einfacheres Werkzeug verwendet, bei dem der Anpressdruck über das Anziehen eines Schraubmechanismus auf den Probekörper aufgebracht wird. Zu beachten ist, dass ein ausreichender Anpressdruck gewährleistet wird, um ein Rutschen zu verhindern. Der Klemmbereich muss hierfür ausreichend groß gewählt werden. Außer durch das Klemmen und die maximal übertragbare Last der Prüfeinrichtung werden keine großen

Anforderungen an die Dimensionen der Probekörper gestellt. Die Norm [32] schlägt Abmessungen folgender Größenordnungen vor:

Tabelle 3.1: Dimensionen Zugrobekörper

Dimensionen Probekörper 0°	
Länge	$\geq 250 \text{ mm}$
Breite	$15 \text{ mmn} \pm 0,5$
Dicke	$1 \text{ mm} \pm 0,2$
Dimensionen Probekörper 90°	
Länge	$\geq 250 \text{ mm}$
Breite	$25 \text{ mmn} \pm 0,5$
Dicke	$2 \text{ mm} \pm 0,2$
Dimensionen Aufleimer	
Länge	$\geq 50 \text{ mm}$ (60 - 75mm bei FA)
Breite	Gesamte Breite der Probe

Die [25] bietet zusätzlich eine Möglichkeit, Aufleimer mit einer Länge von 120 mm aufzubringen, so dass der freie Prüfbereich lediglich 10 mm beträgt. Bewertend stellt dies bei der Zugprüfung keine Verbesserung dar.

Zur Bestimmung der Zugeigenschaften quer zur Faser erfolgt der Probekörperaufbau entsprechend um 90° gedreht. Da die Kenngrößen in dieser Richtung, um einige Größenordnungen kleiner ausfallen, ist es hilfreich, den Querschnitt größer zu wählen als in Faserrichtung. Zur Bestimmung des Elastizitätsmoduls, sowie der Querkontraktion ν_{21} ist die zusätzliche Anbringung von Dehnmessstreifen (DMS) notwendig. Auch kann zur Aufnahme der Dehnungen ein Extensiometer verwendet werden, welches die Dehnungen der gesamten freien Prüflänge aufnimmt. Von einer Bestimmung der Dehnungen aus dem aufgezeichneten Verfahrensweg ist abzuraten, da hierin die gesamten Dehnungen, sowohl der Prüfmaschine, als auch des Aufleimerbereichs beinhaltet sind. Dies gilt für alle Prüfungen.

Die Bruchfestigkeit wird aus der maximalen Last F und der Querschnittsfläche $A = wt$ errechnet:

$$R_{\parallel}^t = \frac{F_{max}}{wt} \quad (3.1)$$

bzw.

$$R_{\perp}^t = \frac{F_{max}}{wt}. \quad (3.2)$$

Für die Aufzeichnung der Dehnungen werden DMS in Längsrichtung aufgebracht. Eine

Auswertung des E-Moduls, gemäß Norm, findet im Bereich zwischen 10% und 50% der Bruchlast statt. Die Schranken dieses Bereichs werden in der Norm mit A und B bezeichnet, so dass sich für den Elastizitätsmodul ergibt:

$$E_{\parallel}^t = \frac{0,4 \cdot F_{max}}{wt \cdot (\varepsilon_B - \varepsilon_A)} \quad (3.3)$$

bzw.

$$E_{\perp}^t = \frac{0,4 \cdot F_{max}}{wt \cdot (\varepsilon_B - \varepsilon_A)} \quad (3.4)$$

Werden zusätzlich DMS zur Aufnahme der Dehnung quer zur Faser verwendet, kann die größere Querkontraktionszahl zu

$$\nu_{\perp\parallel} = \left| \frac{\varepsilon_{\perp,B} - \varepsilon_{\perp,A}}{\varepsilon_{\parallel,B} - \varepsilon_{\parallel,A}} \right| \quad (3.5)$$

bestimmt werden.

Die kleinere Querkontraktionszahl $\nu_{\parallel\perp}$ wird mit Gleichung 2.8 berechnet, da eine messtechnische Bestimmung aufgrund der Messungenauigkeiten in dieser Größenordnung nicht sinnvoll ist.

3.1.2 Ergebnisse und Bewertung

Es wurden zwei Versuchsserien mit Zugproben in 0°- und 90°-Orientierung durchgeführt. Beide Serien umfassten 6 Probekörper. Gefertigt wurden die Proben bei FA. Verwendet wurde das Prepregmaterial M21/T700GC mit 0,131 mm Lagendicke und 35% Harzgehaltsanteil.

Die Abbildung 3.2 zeigt beispielhaft die Last-Verschiebungskurven von Zugversuchen mit 0°- und 90°-Orientierung. Vor Schädigungseintritt verhalten sich die Proben weitestgehend linear. A und B geben hierbei den Bereich wieder, der für die Auswertungen des E-Moduls herangezogen wird.

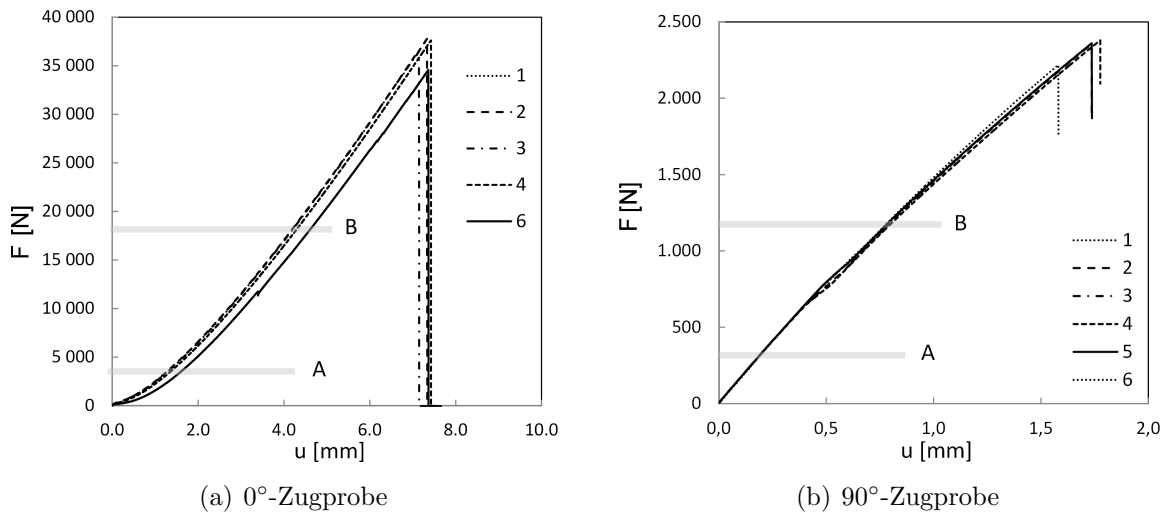


Abbildung 3.2: Kraft-Verschiebungsdiagramme; UD-Material im Zugversuch

Abbildung 3.3 zeigt die Dehnungen in Längs- und Querrichtung der Proben bei 0° bzw. 90°-Orientierung. Hierbei ist die x-Richtung links gleichzusetzen mit der Faserrichtung, rechts hingegen gibt sie die Richtung quer zur Faser wieder.

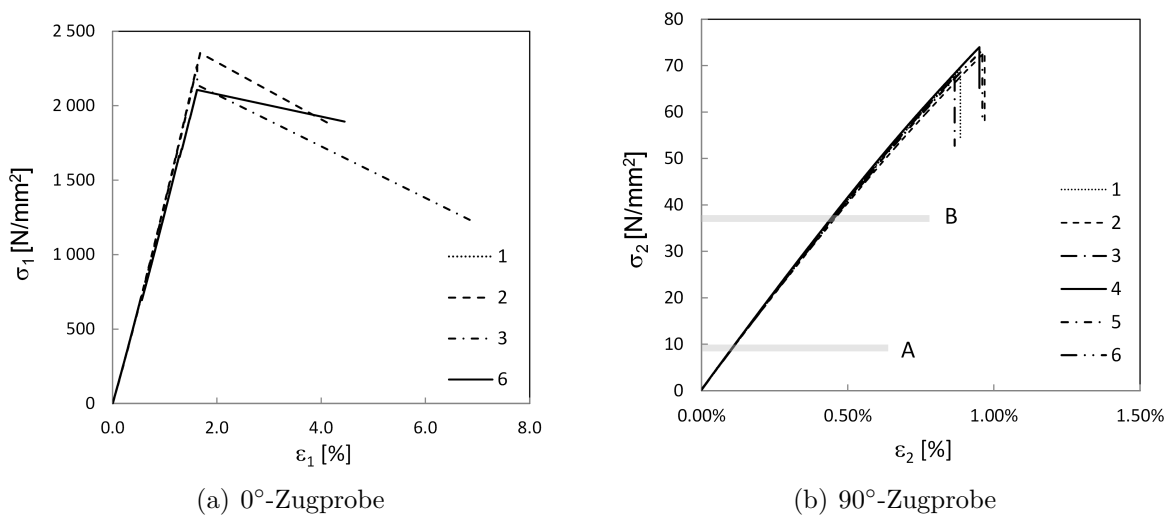


Abbildung 3.3: Spannungs-Dehnungsdiagramme; UD-Material im Zugversuch

Die Versuchsreihen zeigten statistisch die Werte der Tabelle 3.2, ausgewertet mit Hilfe der

Formeln 3.3 und 3.4.

Tabelle 3.2: Ergebnisse der Zugprobe (jeweils n=6)

0°-Orientierung		R_{\parallel}^t	E_{\parallel}^t
\bar{X}	$[N/mm^2]$	2230	125490
σ_x	$[N/mm^2]$	116	12.700
μ_x	$[\%]$	5,19	2,16
90°-Orientierung		R_{\perp}^t	E_{\perp}^t
\bar{X}	$[N/mm^2]$	71	8330
σ_x	$[N/mm^2]$	3	81
μ_x	$[\%]$	4,75	0,98

Die Querkontraktion $\nu_{\perp\parallel}$, berechnet mit Formel 3.5, ist in folgender Tabelle 3.3 zu finden. In Abbildung 3.4 ist zu erkennen, dass auch die Querkontraktion vom Belastungszustand abhängt.

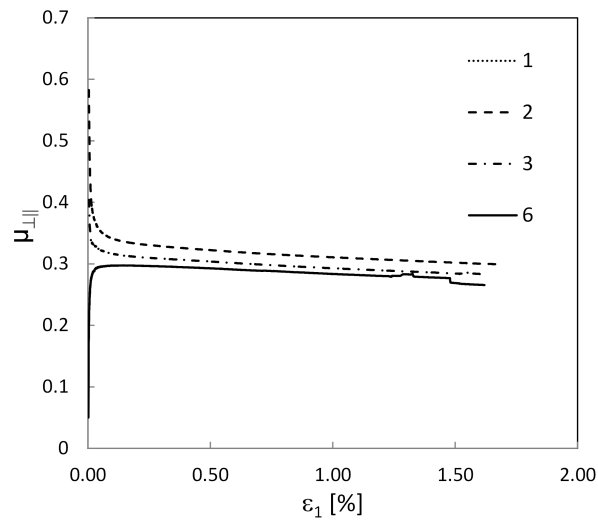


Abbildung 3.4: Querkontraktionszahl $\nu_{\perp\parallel}$ aus 0°-Zugprobe

Tabelle 3.3: Querkontraktionszahl aus 0°-Zugprobe (n=6)

0°-Orientierung		$\nu_{\perp\parallel}^t$
\bar{X}	[-]	0,294
σ_x	[-]	0,0123
μ_x	[%]	4,19

Gleichung 2.8 kann verwendet werden, falls die kleinere Querkontraktionszahl

$$\nu_{\parallel\perp}^t = 0,0195$$

zahlenmäßig gewünscht ist.

Insgesamt fällt der Variationskoeffizient (Normalverteilung angenommen) der ermittelten E-Moduln, sowohl bei der 0°- als auch der 90°-Probe sehr gering aus, wobei 0° mit $\mu_x = 2\%$ den höheren Wert aufweist. Die ermittelten Festigkeiten zeigen statistisch höhere Schwankungen von um die $\mu_x = 5\%$ bei beiden Serien. Mit ähnlichen Schwankungen von $\mu_x = 4\%$ lässt sich die Querkontraktion bestimmen. Es kann abschließend festgestellt werden, dass der Versuch auch mit geringer Stichprobengröße zu verlässlichen Ergebnissen führt.

Fazit für die Kennwertermittlung:

Prüfkörper und Prüfeinrichtung erlauben, die folgenden Werkstoffeigenschaften verlässlich zu bestimmen: E_{\parallel}^t , E_{\perp}^t , R_{\perp}^t , R_{\parallel}^t und $\nu_{\perp\parallel}^t$.

3.2 Druckeigenschaften

$$(\sigma_1^c, 0, 0, 0, 0, 0)^T \text{ bzw. } (0, \sigma_2^c, 0, 0, 0, 0)^T$$

Druckeigenschaften können mit Hilfe der DIN EN ISO 14126 [28] bestimmt werden. Auch kann die DIN EN 2850 [26] verwendet werden, die jedoch nur für die faserparallele Richtung gültig ist. Ein weiterer Unterschied in den Normen ist die Besonderheit, dass die DIN EN 2850 Aufleimer aus dem selben Material, wie die zu prüfenden Probekörper vorschreibt. Das Vorgehen ist ansonsten analog zu dem bei Zugproben. Es müssen für Druck typische Schwierigkeiten umgangen werden, die zur Instabilität des Probekörpers führen können. Das Versagen tritt auf mikromechanischer Ebene durch ein seitliches Ausweichen der Fasern mit resultierendem Materialversagen ein. Damit stellt der ermittelte Wert keine Werkstoffgröße, sondern einen Mikroinstabilitätswert dar. Dieses Verhalten wird unter dem Begriff „Kinking“ in der Literatur behandelt (bspw. bei Kabiri Ataabadi et al. [45]).

Auf Ebene der homogenisierten Lagenfestigkeiten, kann dieser jedoch als Grenze der Festigkeit verwendet werden, da der zuvor beschriebene Versagenstyp auch hier eintritt.

3.2.1 Beschreibung des Versuchs

Es müssen die freie Prüflänge, sowie die Breite im zu untersuchenden Bereich, so gewählt werden, dass einem Stabilitätsverlust entgegengewirkt werden kann. Die Verwendung von DMS auf Vorder- und Rückseite dient hier, neben der Bestimmung des E-Moduls und der Querkontraktionszahl, ebenso zur Beurteilung der Verformungen aus der Ebene. Angeraten ist den freien Prüfbereich hierzu mindestens quadratisch auszuführen, so dass $w \geq l$ (siehe Tabelle 3.4).

Durch Aufleimer wird entsprechend viel Fläche auf den Probekörpern benötigt, um die Kräfte in den freien Prüfbereich übertragen zu können. Die bei FA verwendete Hydraulic Composite Compression Fixture (HCCF-Vorrichtung) überträgt die Lasten zusätzlich stirnseitig, so dass die geklemmte Fläche exakt der der Aufleimer entspricht und jeweils oben und unten ein Druckteller ansetzt (Abbildung 3.5). Außerhalb des Prüfbereichs ist also der gesamte Probekörper eingefasst. Lediglich seitlich werden die Ränder freigelassen.

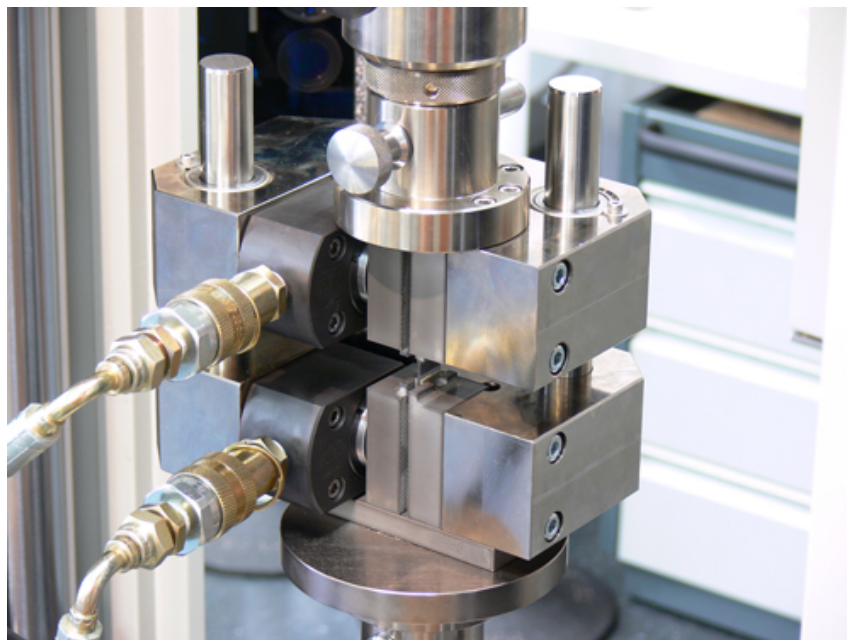


Abbildung 3.5: HCCF-Vorrichtung

Nach Norm werden folgende Dimensionen aus Tabelle 3.4 vorgegeben. Zur Bestimmung

der Eigenschaften quer zur Faser erfolgt der Lagenaufbau entsprechend um 90° gedreht.

Tabelle 3.4: Dimensionen UD-Druckprobekörper

Dimensionen Probekörper	
Länge	≥ 110 mm
Breite	6,35-10 mm
Dicke	2 mm
freie Prüflänge	5-10mm
Dimensionen Aufleimer	
Länge	entsprechend 50-51,8 mm
Breite	Gesamte Breite der Probe

Die Versagensart unter Druck kann stark variieren. Akzeptierte Versagensarten nach DIN EN ISO 14126 [28] sind in Abbildung 3.6 skizziert.

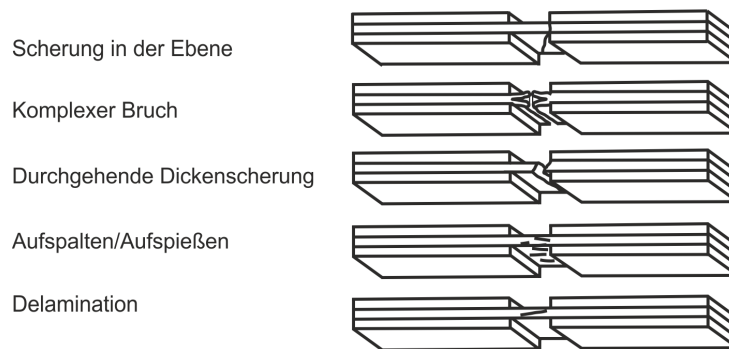


Abbildung 3.6: Akzeptierte Versagensarten aus [28]

Die Materialfestigkeit unter Druck wird analog der Zugfestigkeit mit Gleichung 3.1 bzw. 3.2 bestimmt. Selbiges gilt für den E-Modul. Hier kann ebenfalls die Berechnungsmöglichkeit aus dem Zuglastfall verwendet werden. Siehe Gleichung 3.3 bzw. 3.4!

Die Verwendung von DMS zur Ermittlung der Querkontraktion ist ähnlich zum Zuglastfall. Da ein Ausknicken des Probekörpers unter allen Umständen zu vermeiden ist, kann durch den Dehnungsunterschied auf beiden Seiten durch applizierte DMS auf Ober- und Unterseite eine Beurteilung vorgenommen werden. Als Indikator wird in der Norm folgendes Kriterium angegeben

$$\left| \frac{Seite1[\varepsilon_B - \varepsilon_A]}{Seite2[\varepsilon_B - \varepsilon_A]} \right| \leq 0,05. \quad (3.6)$$

Denkbar wäre eine Taillierung der Probekörper, um die höchsten Spannungen und das Versagen lokal besser konzentrieren zu können. Die Norm sieht dies für die hier betrachteten Probekörper allerdings nicht vor. Bei sehr inhomogenen Bruchbildern und Versagen im Bereich der Lasteinleitung, wäre durch die oben beschriebenen Maßnahmen eine Verbesserung zu erwarten.

3.2.2 Ergebnisse und Bewertung von 0°-Druckversuchen

In Abbildung 3.7 ist das Materialverhalten einer 0°-Druckprobe anhand der Kraft-Verschiebungs-, als auch Spannungs-Dehnungskurve abgebildet. Die Verläufe sind relativ konstant mit einer leichten Steifigkeitsdegression.

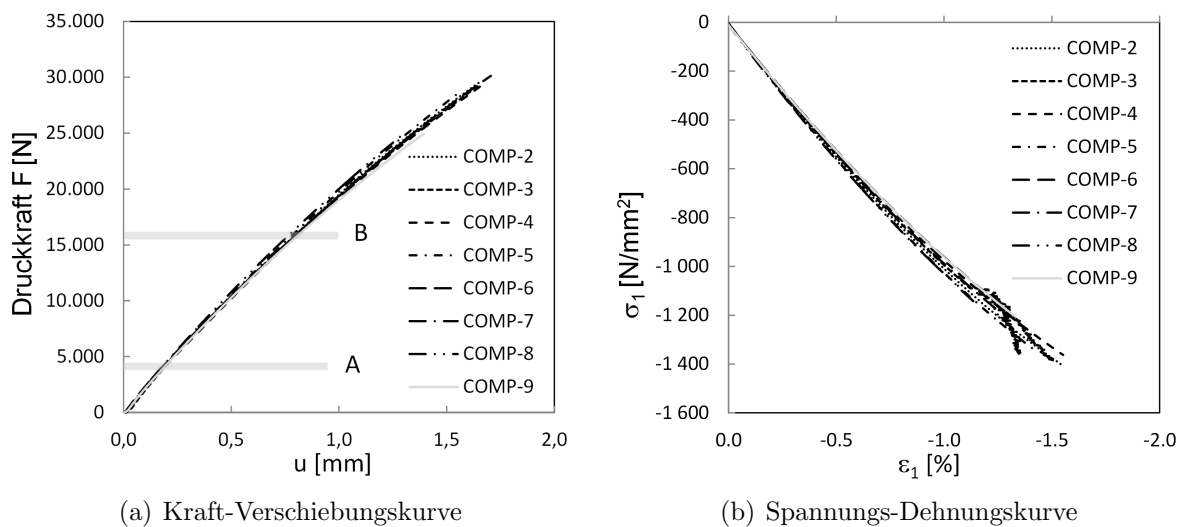


Abbildung 3.7: Messdaten der 0°-Druckprobe

Tabelle 3.5 zeigt die Ergebnisse einer Versuchsreihe mit 0°-Druckprobekörpern. Getestet wurden 9 Probekörper, da erwartungsgemäß die Streuung höher ausfallen als im Zuglastfall.

Tabelle 3.5: Ergebnisse der 0°-Druckprobe (n=9)

		$R_{ }^c$	$E_{ }^c$
\bar{X}	$[N/mm^2]$	1327	102.800
σ_x	$[N/mm^2]$	100	3,6
μ_X	$[\%]$	7,54	3,5

Auffallend ist der sehr geringe Festigkeitswert $R_{\parallel}^c = 1327 \text{ MPa}$, wobei der Variationskoeffizient mit $\mu_X = 7,5\%$ etwa $2,2\%$ über den $\mu_X = 5,2\%$ des Zuglastfalls liegt. Im Vergleich mit der Zugfestigkeit $R_{\parallel}^t = 2230 \text{ MPa}$ beträgt die Druckfestigkeit nur ca. 40% .

Der E-modul E_{\parallel}^c liegt ca. 18% unter dem Zuglastfall, was in etwa zu erwarten war. Betrachtet man die aufgetretenen Bruchformen in Abbildung 3.8 fällt auf, dass Versagen meist im Bereich der Aufleimer aufgetreten ist. Insgesamt liegt der sehr niedrige Mittelwert von R_{\parallel}^c in einem Versagen ausserhalb des Testquerschnitts, vermutlich durch frühzeitigen Stabilitätsverlust begründet.

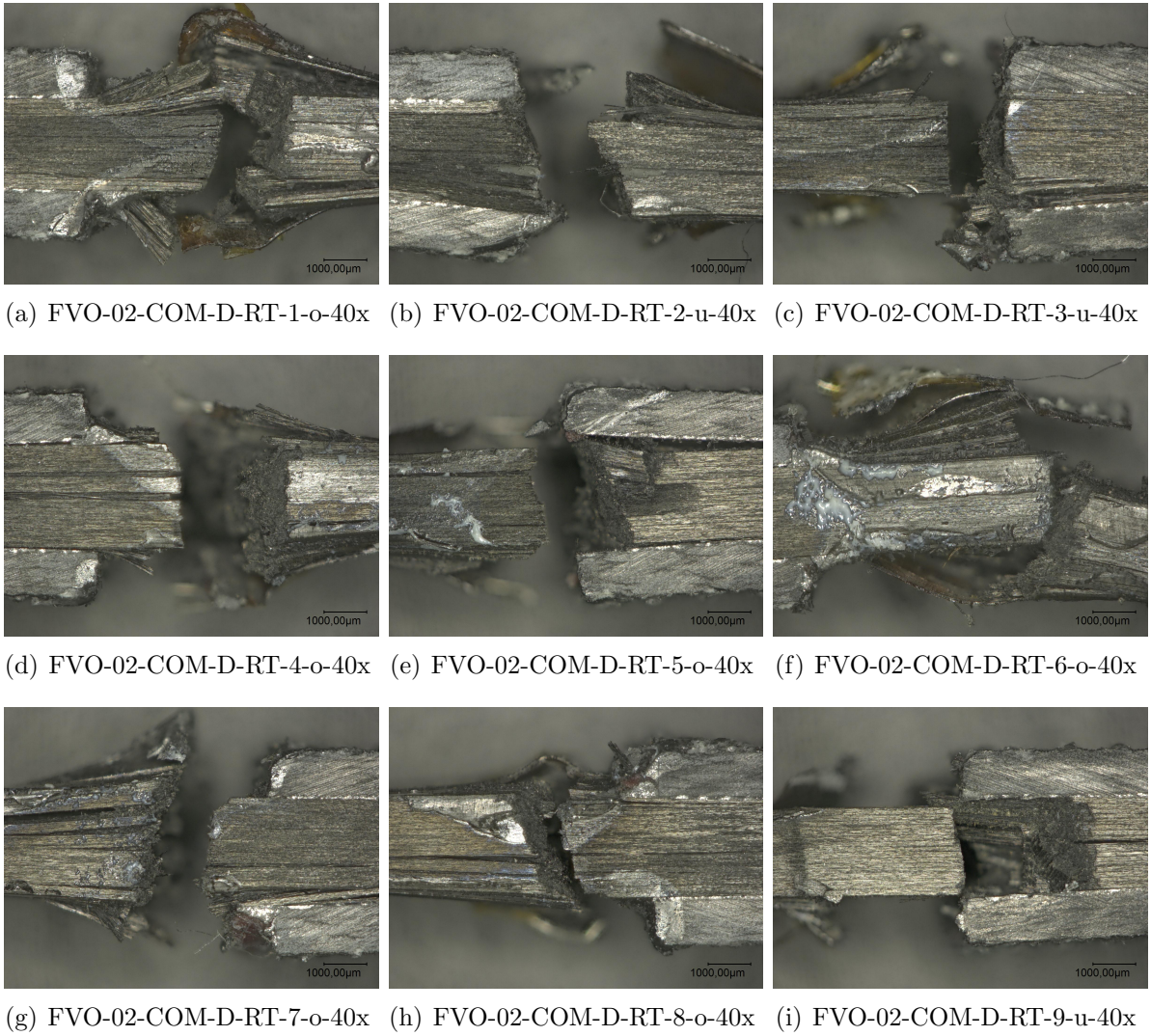


Abbildung 3.8: Bruchformen der 0° -Druckprobe, 40-fache Vergrößerung

Zur Bestimmung eines Materialkennwerts werden weitere Untersuchungen durchgeführt. Eine numerische Betrachtung der Spannungen in x-Richtung ist in Abbildung 3.9 dar-

gestellt. Die Spannungskonzentrationen im Bereich der Aufleimer stimmen grob mit den beobachteten Versagensarten aus Abbildung 3.8 überein.

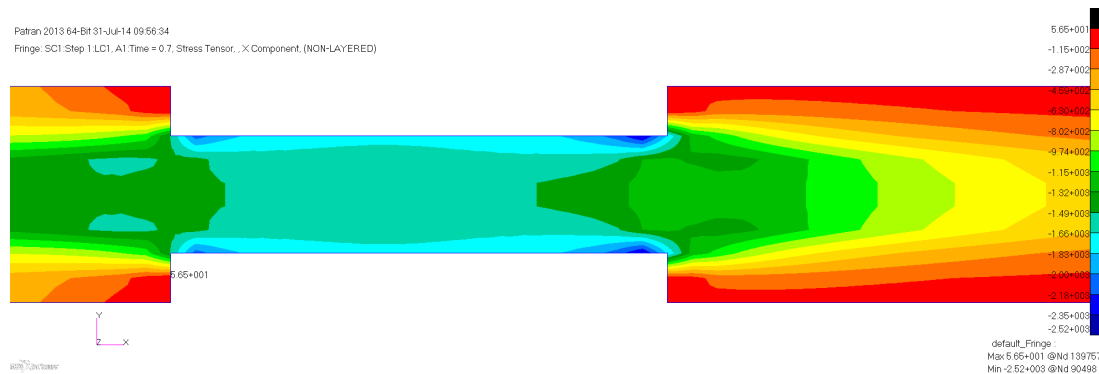


Abbildung 3.9: Spannungen in Längsrichtung bei 1.0 mm Verschiebung, untaillierter Probekörper

Zur Bestimmung der faserparallelen Druckfestigkeit werden in [13] Versuche mit taillierten Probekörpern durchgeführt. Hierbei konnte eine Verbesserung der maximal zu erzielenden Spannung in Längsrichtung erzielt werden. Eine Skizze der Seitenansicht von taillierten Probekörpern ist in Abbildung 3.10 dargestellt. Die Taillierung wird über einen

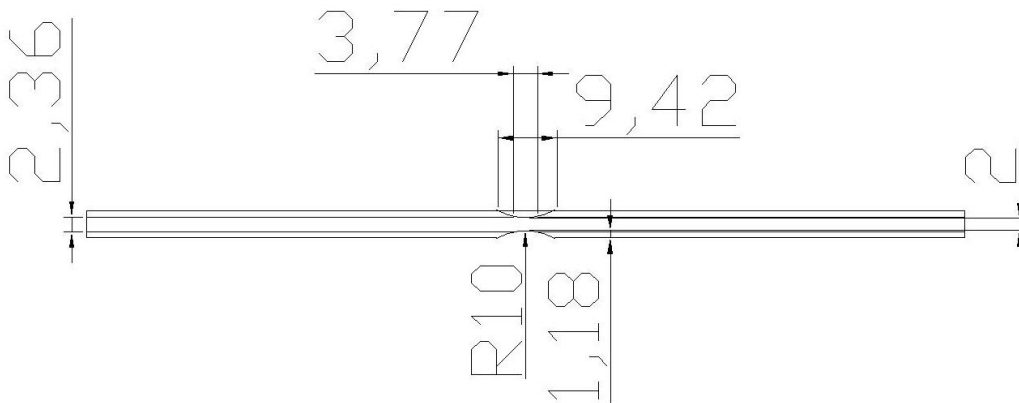


Abbildung 3.10: Seitenansicht eines taillierten Probekörpers

kreisrunden Fräser mit einem Radius von 10 mm eingebracht. Ein Materialabtrag erfolgt sowohl durch die Glasfaseraufleimer, als auch durch die äußersten Lagen des zu testenden CFK-Materials, so dass die Dicke des zu prüfenden Querschnitts, wie bei untaillierten Pro-

bekörpers $t=2\text{ mm}$ beträgt. Hierbei gilt es die Dicke der Klebschicht zu berücksichtigen (siehe Abbildung 3.11).

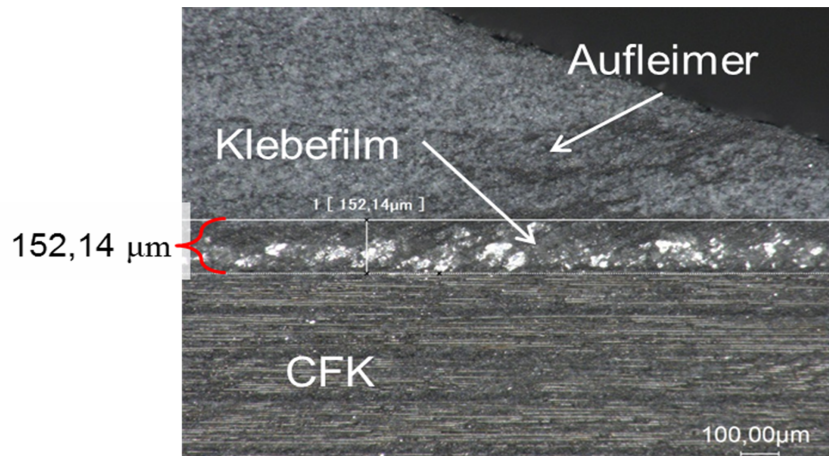


Abbildung 3.11: Mikroskopieaufnahme seidl. taillierter Druckprobekörper mit Dickenmessung der Klebschicht

Die Simulation mit obigen Geometrieparametern zeigt die Spannungskonzentration in Mitte der Taillierung (Abb. 3.12). Prognostiziert wird die Versagensposition mit den taillierten Probekörpern in Mitte der freien Länge. Zu erkennen ist jedoch eine weniger homogene Verteilung der Längsspannung über die Dicke des Prüfquerschnitts.

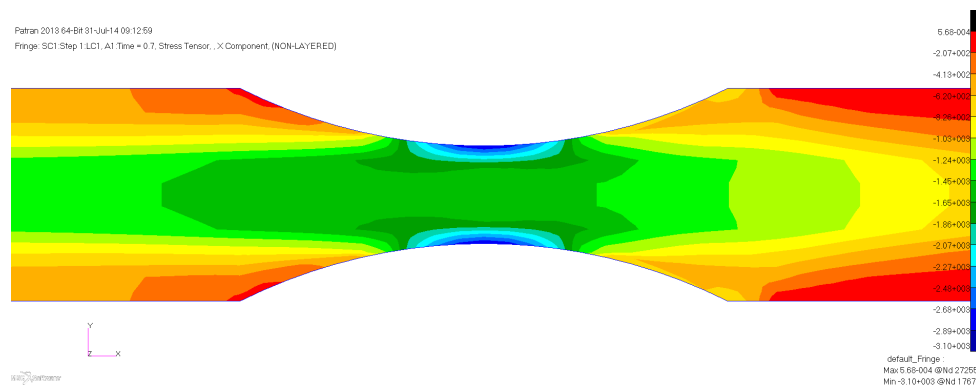


Abbildung 3.12: Spannungen in Längsrichtung aus FE-Simulation bei 1.0 mm Stauchung, taillierter Probekörper

Stellt man die Spannungsverteilungen der taillierten und untaillierten Probekörpern gegenüber, siehe Abbildung 3.13, ist dies deutlich zu erkennen.

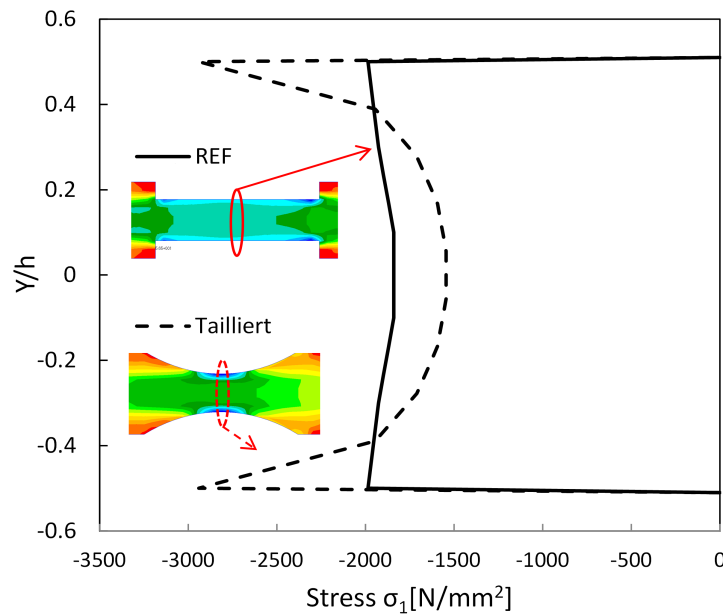


Abbildung 3.13: Vergleich der faserparallelen Spannung des dickentaillierten Druckprobekörpers aus FE-Simulation über Probendicke

Durch die Taillierung tritt eine Spannungskonzentration ähnlich der bei Kerben auf. Erstes Versagen findet folglich in den Randbereichen statt. Bei einer nichtlinearen Berechnung wird Faserversagen über das Maximalspannungskriterium bei angenommenem $R_{\parallel}^c = 1800$ MPa initiiert. Die Steifigkeit wird bei Versagen auf 10% der ursprünglichen Steifigkeit degradiert und erneut nach einem Gleichgewicht gesucht. Betrachtet man die Ingenieurspannung über der Dehnung der freien Prüflänge ergibt sich der Graph in Abbildung 3.14. Zu erkennen ist ein leichtes Absinken der globalen Steifigkeit kurz vor Eintritt des Lastabfalls. Die maximale Ingenieurspannung übersteigt hierbei sogar die Materialfestigkeit, was durch eine feinere Schrittweite behoben werden könnte. Zu beachten gilt, dass das FE Modell geometrisch perfekt ist und daher keine Effekte aus Stabilitätsversagen auftreten. Betrachtet man die Spannungsverteilung über die Dicke des Querschnitts (Abbildung 3.15) für unterschiedliche Stufen der Ingenieurspannung, erkennt man eine Homogenisierung der Spannungen. Bei Steigerung der Last über die Festigkeit hinaus werden die Spitzen im Randbereich abgebaut. An dieser Position (1916 N/mm^2) liegt eine relativ große Schrittweite vor, was zum Überschreiten der globalen Festigkeit führt.

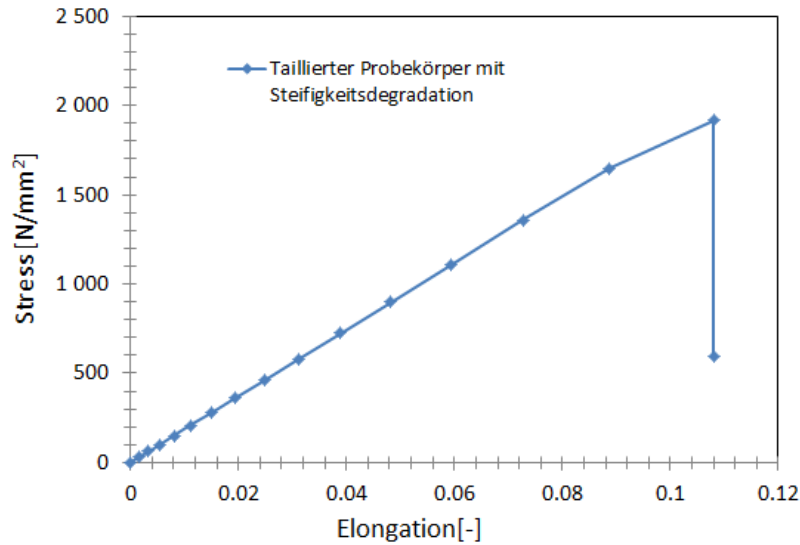


Abbildung 3.14: Spannungs-Dehnungskurve aus FE-Simulation; taillierter Probekörper mit Degradation

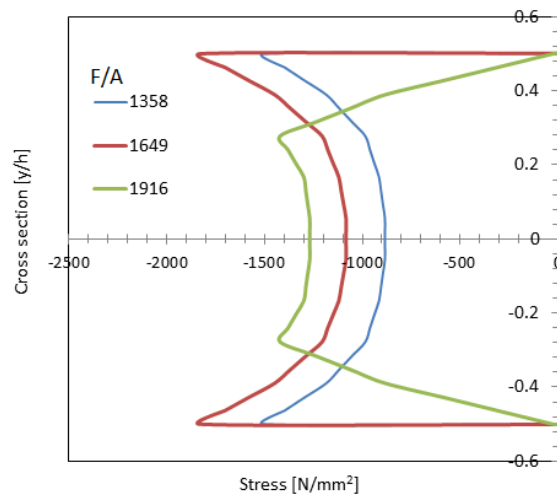


Abbildung 3.15: Faserparallele Spannung über Probendicke des dickentaillierten Probekörpers aus FE-Simulation bei auftretendem Faserversagen

Es wurden entsprechende Versuche durchgeführt. Die Last-Verschiebungskurven sind in Abbildung 3.16 dargestellt. Hierbei ist eine etwas ausgeprägtere Steifigkeitsdegradation kurz vor Versagen im Vergleich mit der untailierten Probe in Abbildung 3.7(a) zu erkennen. Dies wird ähnlich der numerischen Untersuchung auf eine eintretende Vorschädigung zurückgeführt.

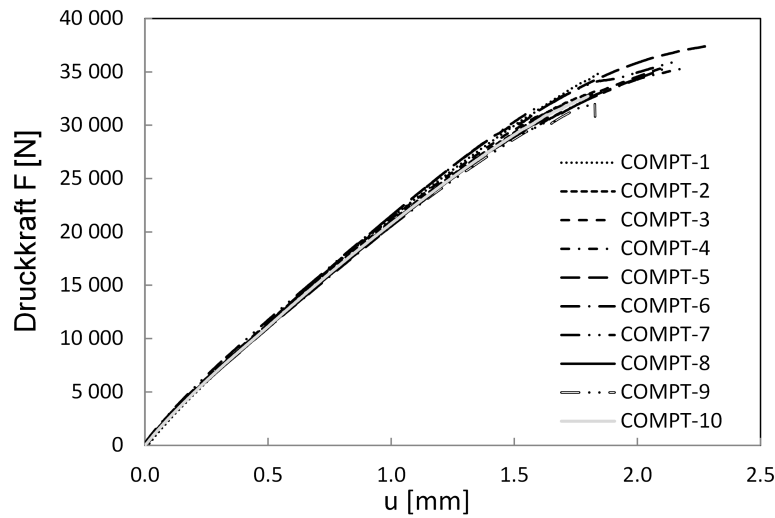


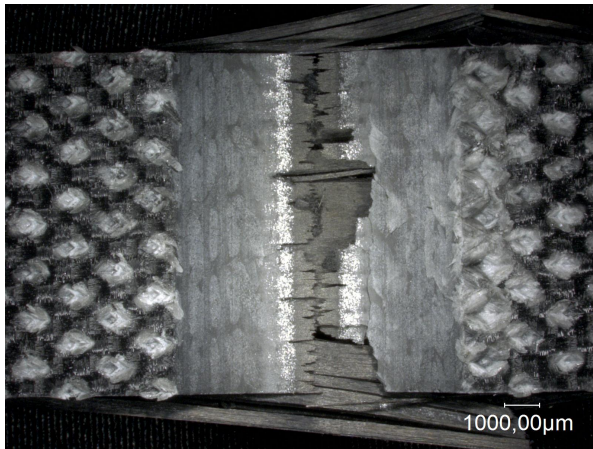
Abbildung 3.16: Last-Verschiebungskurven der taillierten 0°-Druckprobe

Tabelle 3.6 zeigt die Versuchsergebnisse der taillierten Druckprobe. Es kann ein Festigkeitswert $R_{\parallel}^c = 1537 \text{ N/mm}^2$ erzielt werden.

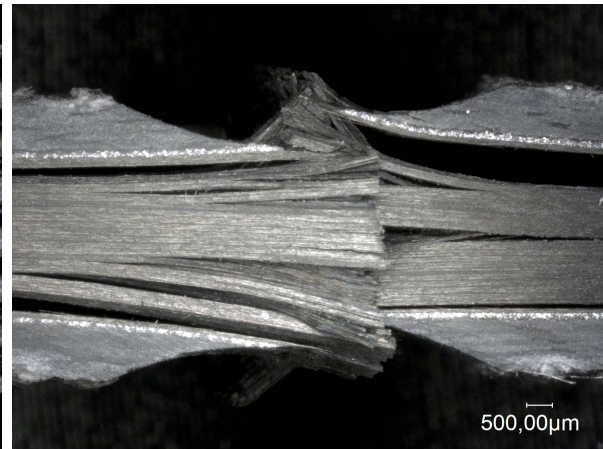
Tabelle 3.6: Ergebnisse der dickentaillierten 0°-Druckprobe (n=10)

		R_{\parallel}^c
\bar{X}	$[\text{N/mm}^2]$	1537
σ_x	$[\text{N/mm}^2]$	77,39
μ_X	$[\%]$	5,03

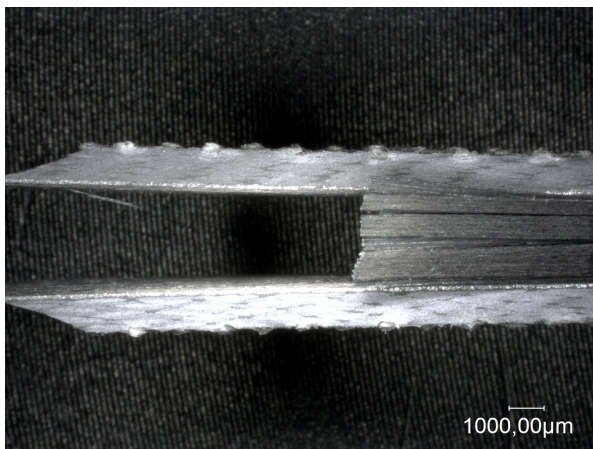
Das Versagensbild kann in den meisten Fällen dahingehend verbessert werden, dass ein Versagen in der Taillierung im definierten Querschnitt auftritt (Siehe Abbildung 3.17). Wie bspw. in Abbildung 3.17(c) oder 3.17(d) zu erkennen, kann dies jedoch ebenfalls zwischen den Aufleimern auftreten, wobei im Nachhinein schwierig ist, die Position der Initiierung zu bestimmen. Für die Auswertung wurden alle Probekörper berücksichtigt.



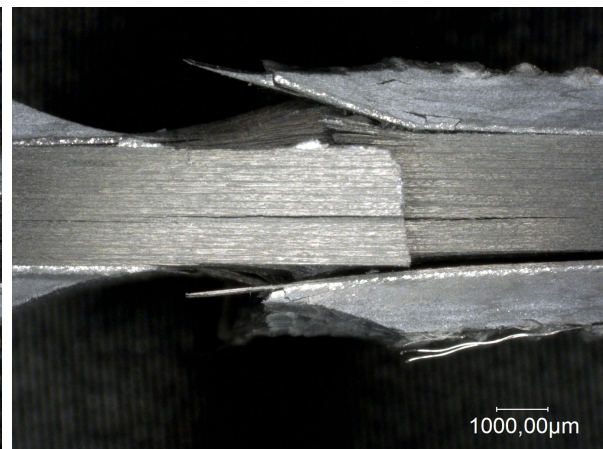
(a) FVO-01-COMT-D-RT-02



(b) FVO-01-COMT-D-RT-06



(c) FVO-01-COMT-D-RT-07



(d) FVO-01-COMT-D-RT-010

Abbildung 3.17: Bruchformen der taillierten 0°-Druckprobe

Als Fazit kann gezogen werden, dass der standardisierte Versuch um Druckeigenschaften zu bestimmen zwar geeignet ist, um die Steifigkeit in faserparalleler Richtung aufzunehmen, es bei der Bestimmung der Festigkeit jedoch zu Schwierigkeiten kommen kann. Hier kann eine Taillierung helfen das Versagensbild zu verbessern und realistischere Festigkeiten zu erzielen. Mit taillierten Probekörpern kann jedoch keine E-Modul-Ermittlung stattfinden.

Bei Druckproben gilt allgemein, dass eine hohe Sorgfalt bei der Fertigung der Proben und somit der Einhaltung von niedrigen Toleranzen insbesondere die Planparallelität betreffend notwendig ist.

Als Ergänzung zum Kontext der Druckkennwertbestimmung werden im Abschnitt 4.1.2 Biegeversuche durchgeführt, um die faserparallele Druckfestigkeit zu bestimmen.

3.2.3 Ergebnisse und Bewertung von 90°-Druckversuchen

Abbildung 3.18(a) zeigt die Kraft-Verschiebungskurven für die 90°-Probe unter Druck. In Abbildung 3.18(b) sind die aufgezeichneten Axialdehnungen dargestellt. Verwendet wurde wieder das Material M21/T700GC mit bereits genannten Randbedingungen die Fertigung betreffend. Aufgrund der auch hier zu erwartenden Streuung wurde eine Serie von 10 Probekörpern getestet. Der Kraft-Weg-Verlauf ist zu Beginn in dem Intervall der für die Auswertung des E-Moduls herangezogen wird, annähernd linear. Im Bereich bevor es zum Versagen kommt, macht sich eine Nichtlinearität bemerkbar. Diese ist ebenfalls im Spannungs-Dehnungs-Verlauf durch einen Abfall der Steifigkeit erkennbar.

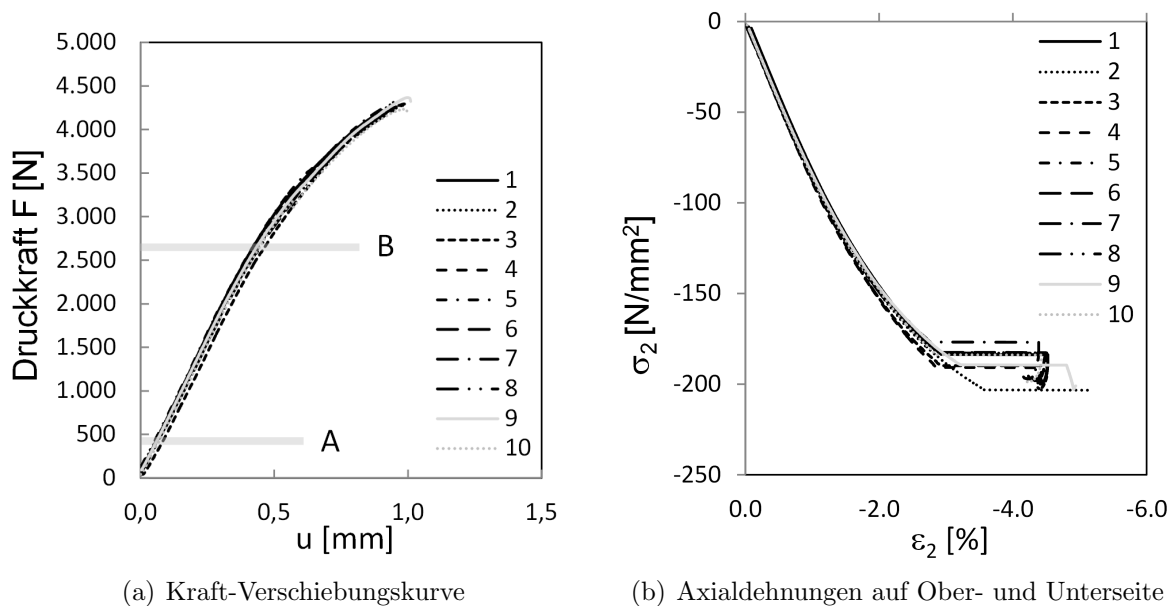


Abbildung 3.18: Messdaten der 90°-Probe unter Druckbelastung

Tabelle 3.7 zeigt die Ergebnisse der Versuchsreihe mit 90°-Probekörpern. Der Probenumfang ist 10.

Tabelle 3.7: Ergebnisse der 90°-Druckprobe (n=10)

		R_{\perp}^c	E_{\perp}^c
\bar{X}	$[N/mm^2]$	202	8260
σ_x	$[N/mm^2]$	6,2	152
μ_X	$[\%]$	3,06	1,84

Zusätzlich wird die Querkontraktion berechnet, was in Tabelle 3.8 aufgeführt ist.

Tabelle 3.8: Kleine Querkontraktionszahl aus 90°-Druckprobekörpern (n=10)

		$\nu_{\perp }^c$
\bar{X}	$[N/mm^2]$	0,015
σ_x	$[N/mm^2]$	0,0022
μ_x	$[\%]$	14,49

Der Variationskoeffizient bei den Steifigkeiten und Festigkeiten fallen mit $\mu_X = 3\%$ und $\mu_X = 2\%$ recht niedrig aus, was trotz des inhomogenen Verhaltens, durch die größere Stichprobe im Vergleich zum Zuglastfall bedingt sein kann. Bei der Querkontraktion fällt der Variationskoeffizient mit 14,5%, wie bekannt, sehr hoch aus. Bewertend kann die Methodik als zielführend angesehen werden, um die Druckkennwerte E_{\perp}^c und R_{\perp}^c zu bestimmen.

3.2.4 Bemerkungen zum Ausmessen des Bruchwinkels

Durch Ausmessen des entstehenden Bruchwinkels θ_{fp} bei 90°-Probekörpern unter σ_{\perp}^c -Beanspruchung kann über die Formel, die bereits näher in [55] Kapitel 4 beschrieben wurde, die innere Reibung

$$\mu_{\perp\perp} = -\cos \frac{2 \cdot \theta_{fp}^{\circ} \cdot \pi}{180^{\circ}} \quad (3.7)$$

abgeschätzt werden.

Aus der Prüfreihe von 10 Probekörpern von obiger Dimension, tritt bei lediglich 4 Probekörpern ein Versagen ein, dass ein Auslesen des Bruchwinkels ermöglicht. Bei den anderen Probekörpern war dieses aufgrund des Bruchbildes nicht möglich (n.m.). Hierzu sind die Bruchformen in Abbildung 3.19 dargestellt. Die Winkel, die bei diesen Proben auftreten schwanken sehr stark. Zudem ist das korrekte Ausmessen schwierig. Die angegebenen Winkel sind die gemittelten aller an einem Probekörper messbaren Winkel. Mit diesen lassen sich über Gleichung 3.7 Werte zwischen $\mu_{\perp\perp} = 0,38$ bis $0,48$ berechnen.

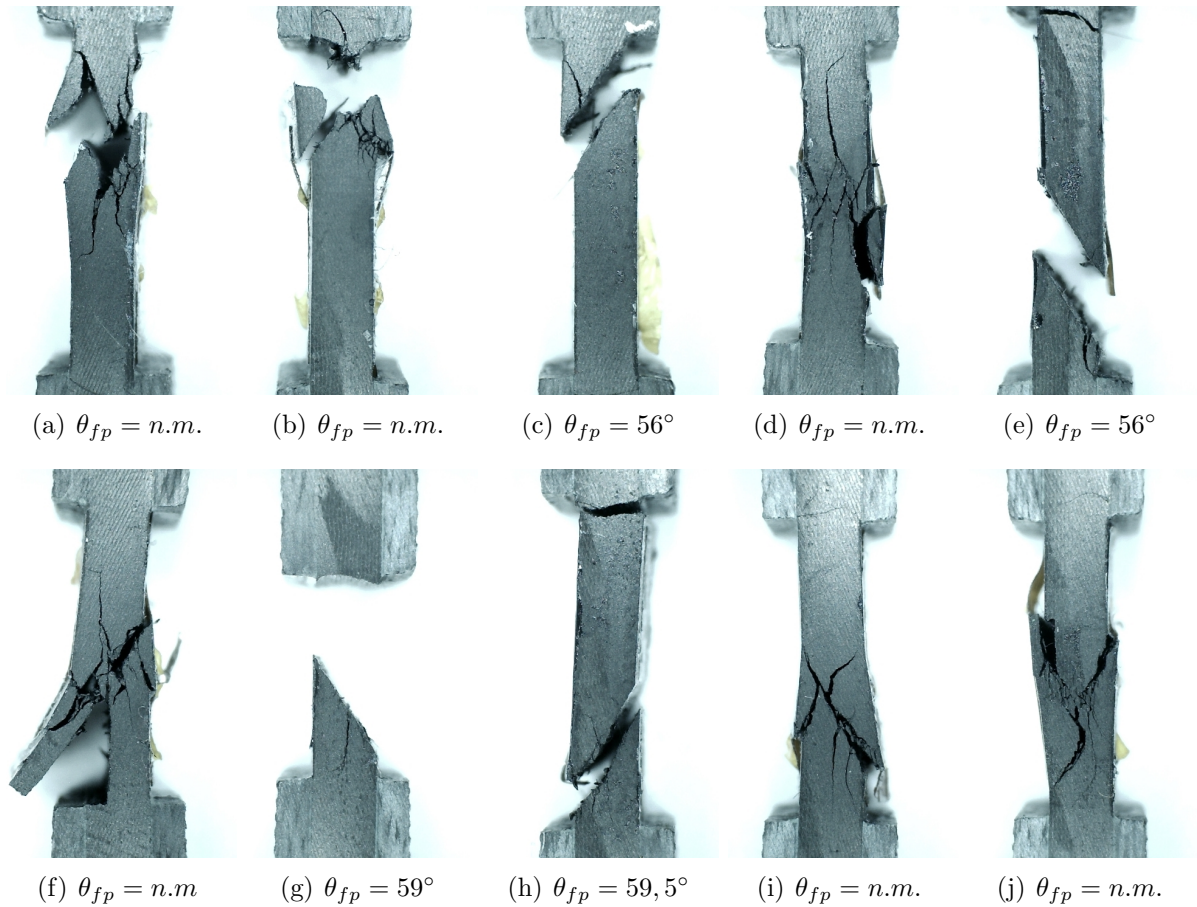
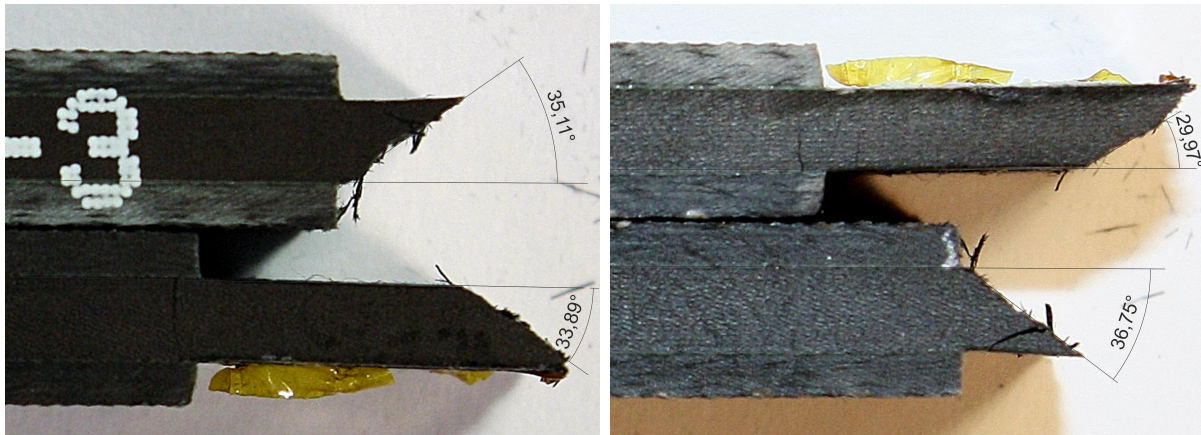


Abbildung 3.19: Bruchformen der 90°-Druckprobe

Um die Ungenauigkeit beim Ausmessen zu verdeutlichen, sind in Abbildung 3.20 die ausgemessenen Winkel an Probe 3 von beiden Seiten dargestellt. Teils durch die Ungenauigkeit beim Ablesen, teils durch unsymmetrischen Bruch treten große Unterschiede auf, obwohl vier Mal in etwa der gleiche Winkel vorliegen müsste. Die in Abbildung 3.19 angegebenen Winkel stellen die Mittelwerte eines Probekörpers dar.



(a) Probekörper 3 (beschriftete Seite)

(b) Probekörper 3 (unbeschriftete Seite)

Abbildung 3.20: Ausgemessener Winkel an Probekörper Nr. 3

In [21] wurde sich bereits intensiv mit dem Ausmessen von Bruchwinkeln befasst. Für Querdruckversuche konnte in mehreren Iterationsschritten die Probekörpergeometrie dahingehend modifiziert werden, dass die Reproduzierbarkeit der Bruchwinkel erhöht werden konnte. Die erzielbare Genauigkeit, ist für eine rechnerische Verwendung der Winkel jedoch weiterhin zu gering. Als Indikator für das vorliegende Bruchverhalten können sie allerdings herangezogen werden.

Da zum Einen die Ermittlung des Bruchwinkels eine gewisse Ungenauigkeit mit sich bringt, sich auf der anderen Seite der Versuchsaufwand des verbesserten Versuchsaufbaus nach [21] vergleichbar mit dem Aufwand zur Durchführung biaxialer Versuche gestaltet, wird hier auf die Berechnung von $\mu_{\perp\perp}$ über den Bruchwinkel abgesehen.

Entsprechend wird eine Rückrechnung von Werten auf der Einhüllenden der Bruchkurve ($\sigma_3^c(\sigma_2^c)$) unter Biaxialversuchen als zielführend angesehen.

Bewertung der Kennwertermittlung:

Die hier durchgeführten Versuche mit der beschriebenen Art Probekörper und Prüfvorrichtung haben gezeigt, dass die folgenden Werkstoffeigenschaften verlässlich bestimmt werden können: E_{\parallel}^c und R_{\parallel}^c , E_{\perp}^c , sowie R_{\perp}^c

Die Bestimmung der inneren Reibung $\mu_{\perp\perp}$ über den Bruchwinkel kann als nicht zielführend bewertet werden.

3.3 Schubeigenschaften

Die korrekte Bestimmung der Schubeigenschaften eines FKV ist ein bis heute viel diskutiertes Thema. Probleme bestehen besonders in der Krafteinleitung als auch in der exakten Definition des belasteten Querschnitts samt Spannungsverteilung. In vielen Versuchsaufbauten kommt es zu ungewollten Spannungskonzentrationen und Querspannungen, die das Versagen maßgeblich beeinflussen können. Auch ungewollte Längsspannungen lassen sich meist nicht verhindern, so dass die Schubspannung nicht allein das Versagen hervorruft.

Im Laufe der Zeit wurde eine Vielzahl unterschiedlicher Versuche entwickelt. Die Konzepte sind sehr differierend. Es werden hierbei gänzlich unterschiedliche Versuchsaufbauten verwendet, um den Schubspannungszustand zu erzeugen. Diese weisen entsprechend ihrer jeweiligen Eigenheiten Vor- und Nachteile auf. Im Folgenden wird erläutert in wie weit sich die Konzepte insbesondere in Bezug auf Komplexität und Ergebnisgüte bewerten lassen.

3.3.1 $\pm 45^\circ$ -Zugversuch

$$(0, 0, 0, 0, 0, \tau_{21})^T$$

Häufig wird, aufgrund seines einfachen Aufbaus, der ($\pm 45^\circ$ -Zugversuch) nach DIN EN 6031 [27] oder DIN EN ISO 14129 [29] zur Bestimmung der Schubeigenschaften in der Laminebene verwendet. Auch steht eine ASTM 3518 [5] zur Verfügung.

3.3.1.1 Beschreibung des Versuchs

Der Versuch ist vergleichbar mit dem oben beschriebenen, unidirektionalen Zugversuch, nur dass die Lagen in $\pm 45^\circ$ -Orientierung ausgerichtet sind. Die Dimensionen nach Norm sind in Tabelle 3.9 aufgeführt.

Tabelle 3.9: Schubprobekörper ($\pm 45^\circ$ -Zugversuch) Dimensionen

Dimensionen Probekörper	
Länge	230 mm
Breite	25 mm
Dicke	Ergibt sich aus 8 Lagen
Aufbau	$[+45^\circ / -45^\circ / +45^\circ / -45^\circ]_s$
freie Prüflänge	130 mm
Dimensionen Aufleimer	
Länge	50 mm
Breite	Gesamte Breite der Probe

Zur Bestimmung des Schubmoduls ist eine DMS-Rosette in x- und y-Richtung des Probekörpers notwendig, um die exakten Dehnungen zu bestimmen.

Der Schubmodul wird nach DIN EN 6031 [27] zwischen $\varepsilon_{x,A} = 0,05\%$ und $\varepsilon_{x,B} = 0,25\%$ ausgewertet. Zugehörig werden die Kraft und ebenso die Dehnungen quer zur Faser zur Auswertung herangezogen. Größen, die sich im Folgenden auf diese beiden Positionen beziehen, werden mit A und B gekennzeichnet.

Der Schubmodul berechnet sich zu

$$G = 0,5 \cdot \frac{\Delta F}{wt(\Delta \varepsilon_x - \Delta \varepsilon_y)}, \quad (3.8)$$

wobei alle Parameter an den Positionen A und B abzulesen sind, so dass zu

$$\Delta \varepsilon_x = \varepsilon_{x,B} - \varepsilon_{x,A} = 0,25\% - 0,05\% = 0,2\%$$

die zugehörigen Lasten

$$\Delta F = F(\varepsilon_{x,B}) - F(\varepsilon_{x,A})$$

, sowie die zugeordneten Querdehnungen

$$\Delta \varepsilon_y = \varepsilon_{y,B}(\varepsilon_{x,B}) - \varepsilon_{y,A}(\varepsilon_{x,A})$$

bestimmt werden können.

Die Festigkeit wird aus der maximalen Last ermittelt

$$R_{\perp\parallel} = 0,5 \cdot \frac{F_{max}}{wt}. \quad (3.9)$$

3.3.1.2 Ergebnisse und Bewertung

In Abbildung 3.21 ist die Kraft-Verschiebungskurve abgebildet. Gut zu erkennen ist die sich ändernde Steifigkeit.

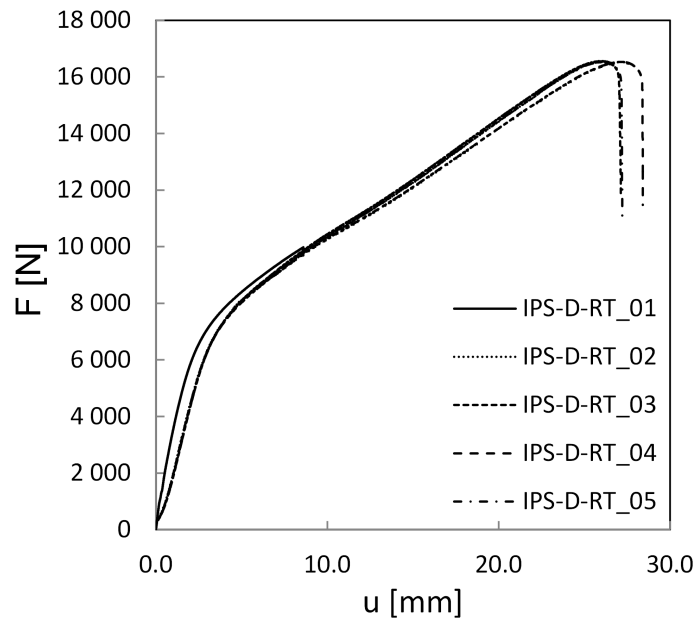


Abbildung 3.21: Kraft-Verschiebungskurve beim $\pm 45^\circ$ -Zugversuch

Durch die Streckung des Probekörpers ändert sich der $\pm 45^\circ$ -Winkel und der Ausgangsspannungszustand wird transformiert zu einem Spannungszustand $(\sigma_{\parallel}, \sigma_{\perp}^t, \tau_{\parallel\perp})$. Zusätzlich entstehen durch die Verwendung von Lagen sich abwechselnder Orientierung Eigenspannungen. Besonders die Querspannung ist hierbei versagensverantwortlich, wie bspw. bei Herakovich et al. [42] untersucht wurde. Nach [14] ist σ_{\perp}^t vom Orthotropiegrad E_{\parallel}/E_{\perp} abhängig. Ein höherer Orthotropiegrad führt demnach zu geringeren Querspannungen.

Abbildung 3.22 zeigt zugehörig die aufgezeichneten Dehnungen eines Versuchs im markierten Intervall, welches zur Auswertung herangezogen wird.

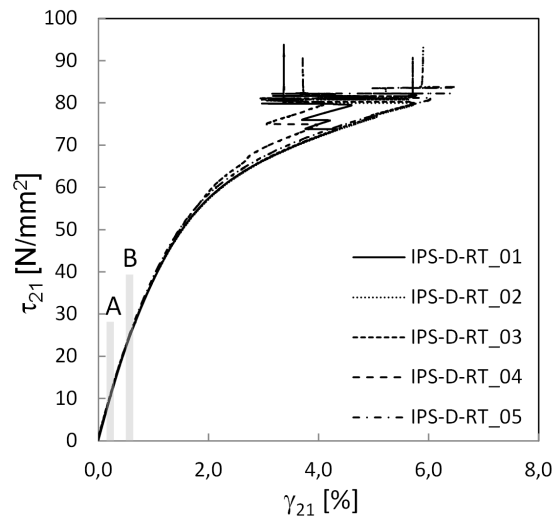


Abbildung 3.22: Dehnungen beim $\pm 45^\circ$ -Zugversuch mit markiertem Intervall zur Auswertung

Im für die Auswertung des Schubmoduls herangezogenen Intervall sollten die Einflüsse aus der Spannungsumlagerung gering ausfallen, so dass eine annähernd korrekte Ermittlung des Schubmoduls möglich sein sollte. Die Tabelle 3.10 zeigt die statistischen Ergebnisse einer Versuchsreihe mit 5 Probekörpern.

Tabelle 3.10: Ergebnisse der $\pm 45^\circ$ -Schubprobe (n=5)

		$R_{\parallel\perp}$	$G_{\parallel\perp}$
\bar{X}	$[N/mm^2]$	155,2	4.355
σ_x	$[N/mm^2]$	0,6	87
μ_x	$[\%]$	0,36	2,01

Auffallend ist die hohe Reproduzierbarkeit besonders bei der Festigkeit. Die Probekörper sind einfach und schnell zu fertigen und der Versuchsaufbau ist vergleichsweise simpel. Der Versuch hat jedoch den Nachteil eines mehrachsigen Spannungszustand auf Lagenebene. Beim Versagensvorgang kommt es zunächst zu interlaminaren ZFB und darauf folgend tritt ein Versagen der Fasern ein, welches die maximale Last bestimmt. Es kommt zu einer Umlagerung der Kräfte in Richtung der Fasern und einer Änderung der Steifigkeit. Als Konsequenz fällt der Wert der Festigkeit zu hoch aus. Da der Schubspannungszustand eher indirekt erzeugt wird und neben der Schubspannung weitere Spannungen auftreten, ist der Versuch zur Gewinnung der Festigkeit ungeeignet. Die Bestimmung des Schubmoduls im Anfangsbereich der Spannungs-Gleitungskurve wird als ausreichend genau angenommen,

da die nichtlinearen Effekte hier gering ausfallen.

3.3.2 10°-off-axis-Zugversuch

$$(0, 0, 0, 0, 0, \tau_{21})^T$$

Bei diesem Versuch sind die Fasern unidirektional mit 10° zur Probekörperlängsachse orientiert, was einen biaxialen Zug- und Schubspannungszustand in der 10°-Ebene hervorruft. Das Schema des Versuchsaufbaus ist in Abbildung 3.23 dargestellt.

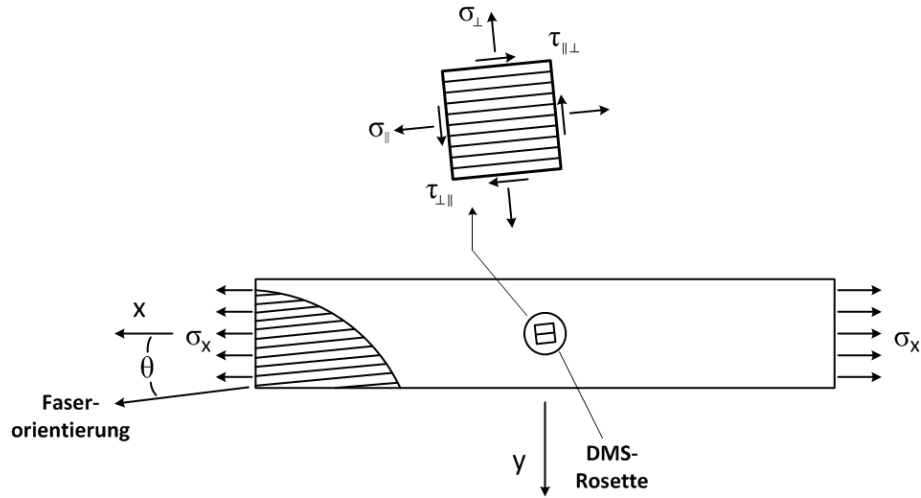


Abbildung 3.23: Schema des 10°-off-axis-Zugversuchs

Der Versuch ist nicht genormt. Empfehlungen diesen in eine Norm zu überführen finden sich bereits in [15] aus dem Jahre 1977. Der Schubmodul wird über eine DMS-Rosette ermittelt, die in Faserorientierung angebracht ist (siehe Abbildung 3.23). Zur Erstellung der Schubspannungs-Gleitungs-Kurve, muss die aufgebrachte Kraft in die Beanspruchungskomponenten umgerechnet werden

$$\sigma_{||} = \frac{F \cos^2 10^\circ}{w * t}, \quad (3.10)$$

$$\sigma_{\perp} = \frac{F \sin^2 10^\circ}{w * t}, \quad (3.11)$$

$$\tau_{\perp||} = \frac{F \cos^2 2 \cdot 10^\circ}{2 \cdot w * t}. \quad (3.12)$$

Bei dem Versuch können große Störeffekte von den Lasteinleitungselementen ausgehen. Um dies zu berücksichtigen, kann wie in [58] gezeigt ein Korrekturfaktor verwendet wer-

den. In [56] wird gezeigt, dass in Faseroorientierung aufgebrachte Aufleimer, zu einer homogenen Verteilung der Schubspannung führen und somit Versagen im Lasteinleitungsbereich vermieden werden kann.

Es kommt analog zum $\pm 45^\circ$ -Zugversuch zu einer Änderung der Faserorientierung durch die Streckung des Probekörpers. Die Winkeländerung fällt durch die lediglich 10° -Anfangsorientierung der Fasern jedoch geringer aus.

Interlaminare Spannungen haben durch die Verwendung gleich orientierter Lagen einen weit geringeren Einfluss, als beim $\pm 45^\circ$ -Versuch. Das selbe gilt für die Eigenspannungen.

Insgesamt dürfte der Versuch ähnlich dem $\pm 45^\circ$ -Versuch zu bewerten sein. Probekörperfertigung und Versuchsdurchführung sind ähnlich schnell durchzuführen. Durch den homogenen Aufbau entfallen jedoch einige der störenden Einflüsse, so dass, ohne auf eigene Versuchsdaten zurückgreifen zu können, eine leichte Verbesserung gegenüber dem genormten $\pm 45^\circ$ -Versuch zu erwarten ist. Die Kritikpunkte der Faserrotation und des nicht homogenen Spannungszustands bestehen jedoch weiterhin, wenn auch etwas abgeschwächt.

3.3.3 Iosipescu-Schubversuch

$(0, 0, 0, 0, 0, \tau_{21} \neq \tau_{12})^T$, $(0, 0, 0, 0, \tau_{31}, 0)^T$ bzw. $(0, 0, 0, \tau_{23}, 0, 0)^T$

3.3.3.1 Beschreibung der Versuchsdurchführung

Beim Iosipescu-Schubversuch nach [8] wird ein eingekerbter Probekörper in einer Rahmenvorrichtung durch Klemmen justiert. Auf einer Seite wird der Probekörper gehalten und auf der anderen Seite vertikal bewegt, so dass sich ein Abscheren in der Kerbe ergibt. Benötigt wird hierfür eine Vorrichtung, welche über die Fa. „Wyoming Test Fixtures“ bezogen werden kann. Diese ist im statischen Prüflabor bei FA vorhanden.

Abbildung 3.24 zeigt den Versuchsaufbau. Der Probekörper wird manuell mit Hilfe der Führung ausgerichtet, so dass sich die Kerbe in der Wirkebene der Traverse befindet. Anschließend wird der Probekörper durch handfestes Anziehen der Klemmen fixiert.

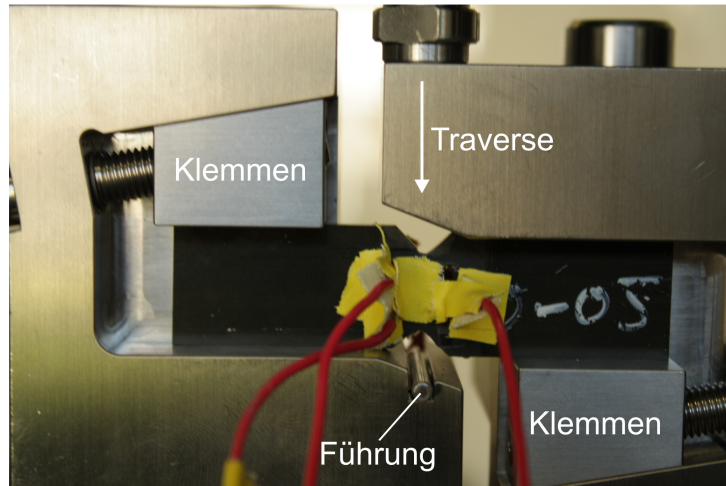


Abbildung 3.24: Versuchsaufbau

Die Form der Probekörper ist in Abbildung 3.25 dargestellt. Die Abmessungen der Probekörper sind, wie in der Norm angegeben und hier in Tabelle 3.11 aufgeführt. Neben der unten aufgeführten Variante ohne Aufleimer, besteht die Möglichkeit, das eigentliche UD-Laminat dünner auszuführen ($t = 1 \text{ mm}$ bis 2 mm). Die restliche Dicke wird dann mit Hilfe von Aufleimern der Dicke $1,5 \text{ mm}$ bis 2 mm erstellt. Vorteil bei der Variante ohne Aufleimer ist, dass die Probekörper samt Kerbe direkt aus einer Platte gefräst werden können. Die Kerbe hat laut Norm einen Winkel von 90° und einen Radius von $1,3 \text{ mm}$. In der Literatur finden sich Ansätze, wie bspw. in Melin et. al [47], einen größeren Winkel zu verwenden, um die Spannungsspitzen im Wurzelbereich der Kerbe zu verringern. Eine alternative Geometrie und detailliertere Untersuchungen finden sich in der Bachelorarbeit von Herrn von Helden [41].

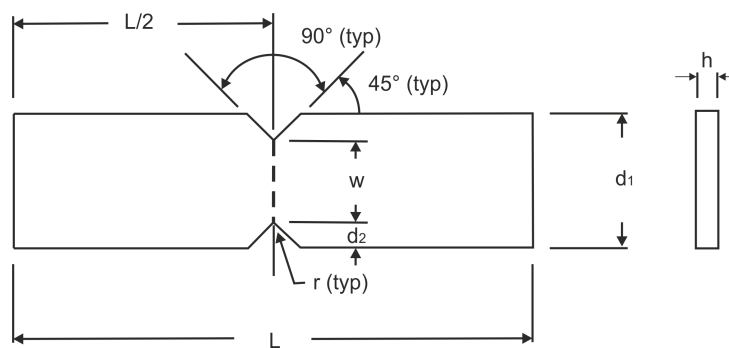


Abbildung 3.25: Abmessungen Iosipescu-Probekörper ([9])

Tabelle 3.11: Iosipescu-Probekörperabmessungen

L	76 mm
d_1	19 mm
d_2	3,8 mm
w	11,4 mm
r	1,5 mm
t	1,5 mm bis 4 mm

Die Verwendung von Dehnmessstreifen mit zwei Messgittern in $\pm 45^\circ$ -Ausrichtung ermöglicht die Aufnahme der Dehnungen parallel und quer zur Faser. Mit diesen wird die Gleitung folgendermaßen ermittelt

$$\gamma_i = |\varepsilon_{+45}| + |\varepsilon_{-45}|. \quad (3.13)$$

Durch Änderung der Lagenaufbauten ist es möglich, die Werkstoffkennwerte der Ebenen 12, 13 und 23 bzw. 21, 31 und 32 zu bestimmen. Es ist mit diesem Versuch also möglich, ebenfalls die interlaminaeren Kennwerte zu ermitteln, siehe Abbildung 3.26!

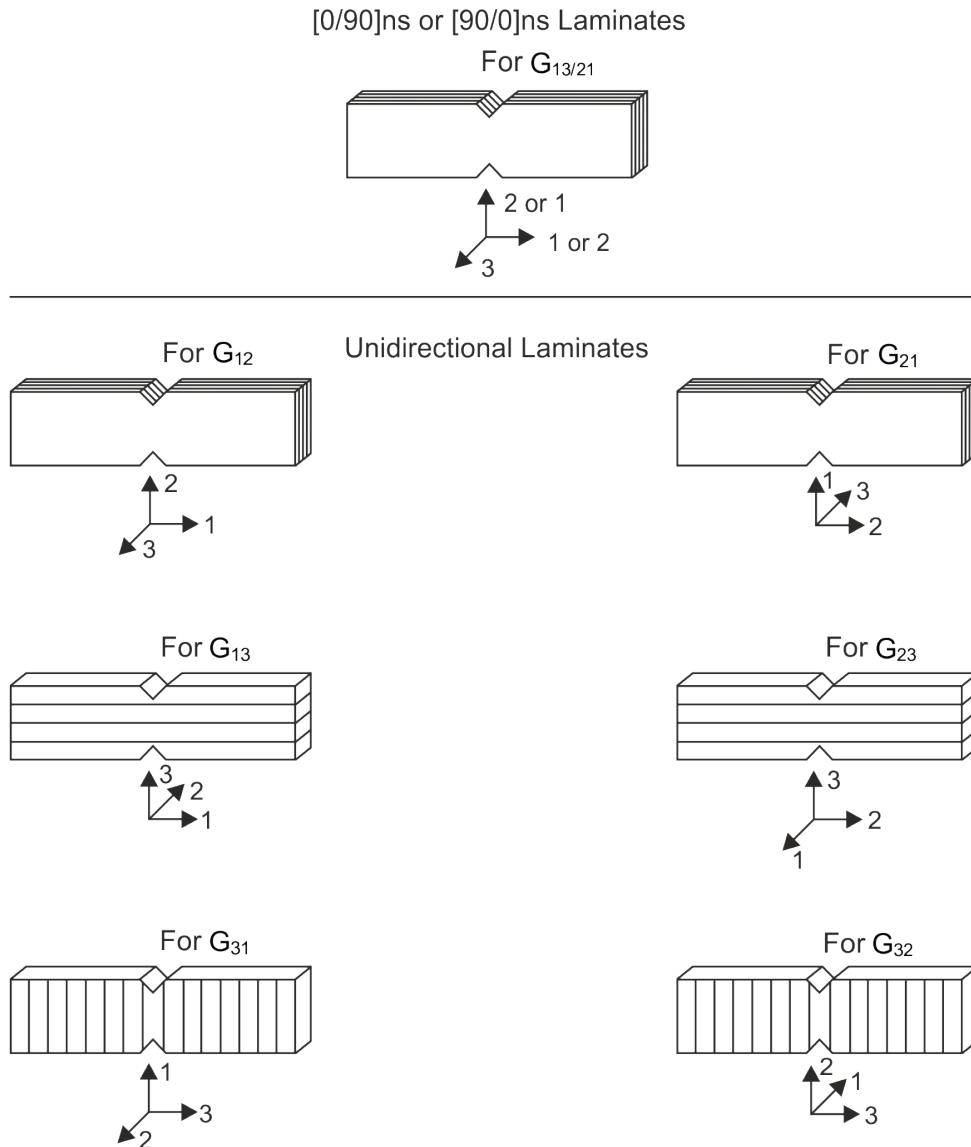


Abbildung 3.26: Probekörpervarianten im Iosipescu-Versuch ([9])

Die Fertigung der Probekörper für die interlaminaren Kennwerte in Richtung 31 und 23, bzw. 13 und 32 ist etwas aufwendiger, da die Laminatdickenrichtung hierbei die Probenlängsrichtung darstellt. Eine Möglichkeit diese Schwierigkeit zu umgehen, ist nur den mittleren Bereich, welcher die Kerbe beinhaltet als Laminat herzustellen. Für die äußeren Bereiche können dann Teile aus einem anderen Material verwendet werden, die mit einem steifen Kleber hoher Festigkeit mit dem Mittelstück verbunden werden.

Lagerung bzw. Lasteinleitungsbedingungen sind im Versuch flächig ausgeführt. Zur Veranschaulichung sind sie hier über Einzelbedingungen idealisiert. Abbildung 3.27 zeigt die zugehörigen Schnittgrößen. Wie man erkennen kann, wirkt idealerweise im eingekerbten

Bereich lediglich die Querkraft, die eine Schubgleitung im eingekerbten Querschnitts bewirkt.

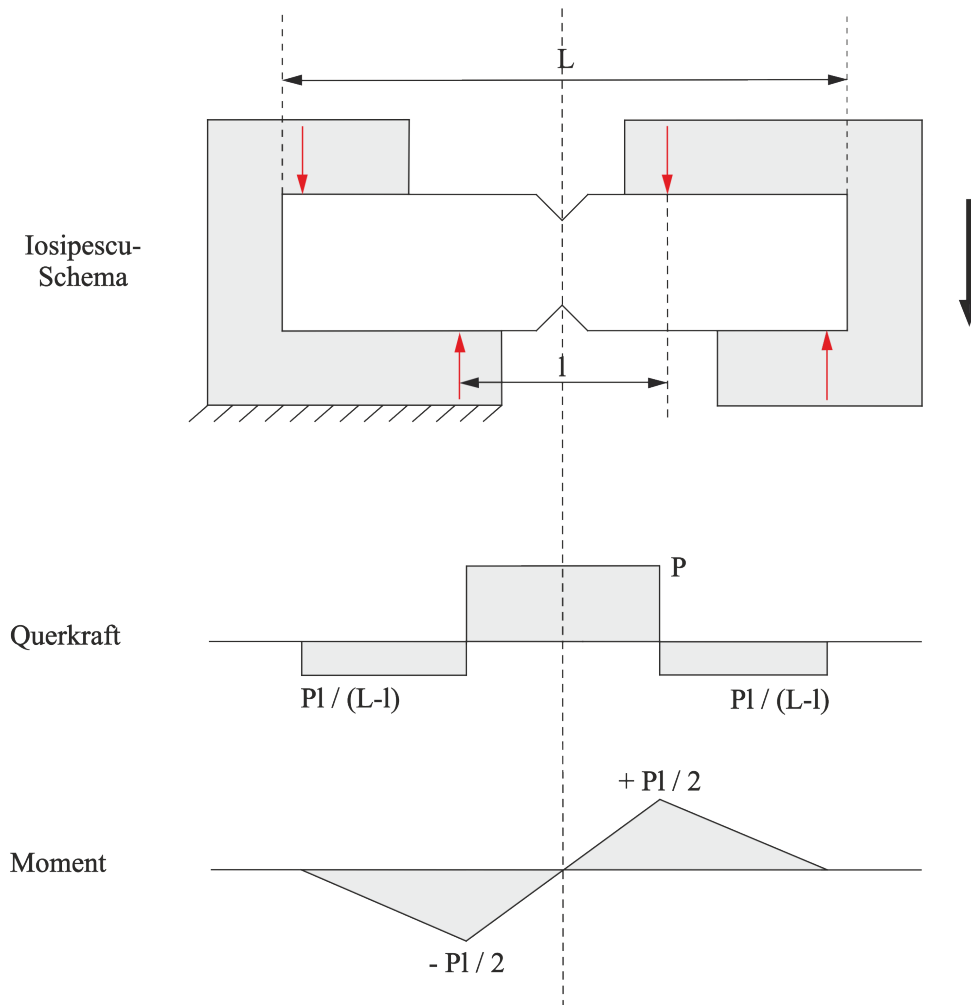


Abbildung 3.27: Lasteinleitung und -verteilung beim Iosipescu-Versuch

Die Auswertung des Schubmoduls erfolgt auch hier in einem ausgewählten Bereich. Nach Definition wird eine untere Schranke zwischen $\gamma_0 = 0,15\%$ und $\gamma_0 = 0,25\%$ gewählt. Für die obere Grenze wird der gewählte Startwert γ_0 zuzüglich $0,4\% \pm 0,02\%$ verwendet, so dass γ_1 zwischen $0,55\% \pm 0,02\%$ und $0,65\% \pm 0,02\%$ liegt. Der Schubmodul bestimmt sich hieraus zu:

$$G = \frac{\Delta\tau}{\Delta\gamma}, \quad (3.14)$$

wobei Δ jeweils den oben angegebenen Bereich $\gamma_1 - \gamma_0$ wiedergibt.

Die Festigkeit wird aus der Kraft und der Querschnittsfläche im Kerbquerschnitt nach

Gleichung 3.15 ermittelt.

$$\min(R_{\perp\parallel} = \frac{F_{max}}{wt}), (R_{\perp\parallel} = \frac{F_{\gamma=0,05}}{wt}) \quad (3.15)$$

Hierfür wird die maximale Kraft herangezogen, wobei eine obere Schranke von $\gamma = 5\%$ einzuhalten ist. Ist bei dieser Gleitung noch kein Versagen eingetreten, wird die bei $\gamma = 5\%$ wirkende Kraft eingesetzt.

3.3.3.2 Ergebnisse und Bewertung

Für die Versuchsdurchführung ist etwas mehr Fingerspitzengefühl notwendig, als es beim einfacheren $\pm 45^\circ$ -Zugversuch der Fall ist. Der Einbau der Probekörper erfolgt händisch und ist in seiner Durchführung etwas schwieriger als der $\pm 45^\circ$ -Zugversuch zu bewerten. Die Anforderungen an die Fräskontur im Kerbbereich sind hoch, um keine Anfangsdelamination zu erhalten. Durch Fräsen aus der ebenen Platte sind die Probekörper zur Bestimmung der Schubeigenschaften in der UD-Schichtebene relativ schnell zu fertigen. Die Probekörper für die Bestimmung von interlaminaren Schubeigenschaften sind hingegen etwas aufwendiger.

Die Kraft-Verschiebungskurven in Abbildung 3.28 zeigen das Verhalten von Probekörpern mit 0° - und 90° -Orientierung. Hierdurch werden die Größen in der Ebene in \parallel \perp -, sowie \perp \parallel -Richtung ermittelt.

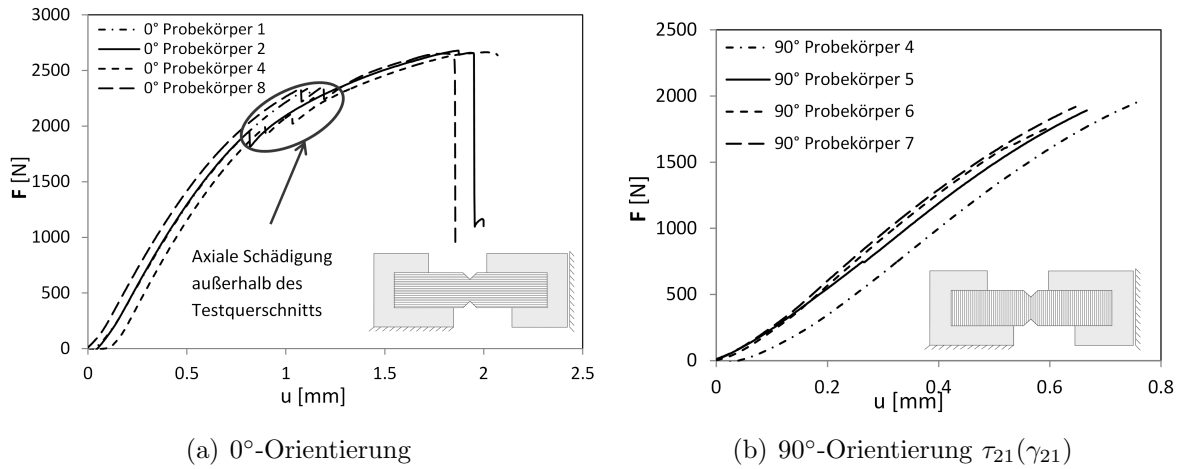


Abbildung 3.28: Kraft-Verschiebungskurven beim Iosipescuversuch

Zunächst fällt bei der 0° -Probe das Auftreten von Lastabfällen vor Erreichen der Maxi-

maximale Last auf. Hierbei treten axiale Zwischenfaserbrüche von den Kerben ausgehend auf, wie es in Abbildung 3.29 dargestellt ist. Der zu testende Querschnitt wird hierbei nicht beeinflusst. Die Norm gibt daher vor, diese zu ignorieren und die Maximallast zur Bestimmung der Schubfestigkeit heranzuziehen.

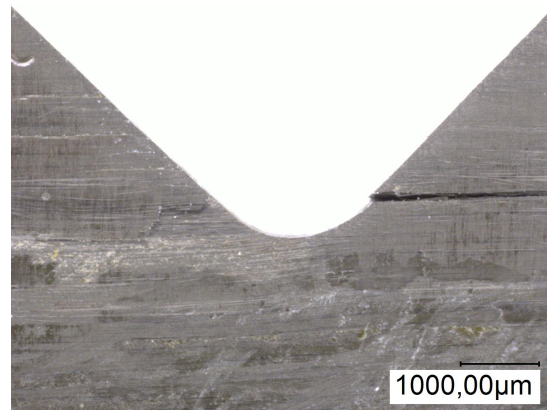


Abbildung 3.29: Axiale Schädigung beim 0°-Iosipescu-Probekörper vor Erreichen der Maximallast

Zu erkennen ist weiterhin eine stark ausgeprägte, globale Nichtlinearität der Kraft-Verschiebungs-Kurven vor Versagenseintritt bei der 0°-Orientierung. Die Kurven der 90°-Probe hingegen zeigt ein eher geringe Nichtlinearität.

Betrachtet man das Schubverhalten anhand der Schubspannungs-Gleitungs-Kurven in Abbildung 3.30, ist die Nichtlinearität besonders bei den 0°-Probekörpern, aber auch bei 90°-Orientierung erkennbar.

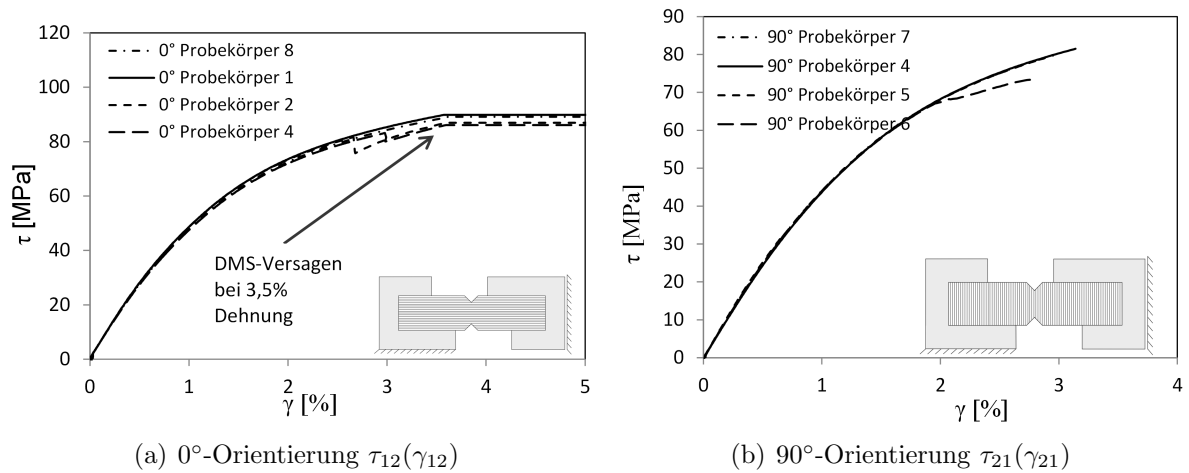


Abbildung 3.30: Schubspannungs-Gleitungskurven beim Iosipescu-Versuch

Über die Methode nach Norm findet eine Mittelung des Schubmoduls im ausgewählten Bereich statt. Da sich sowohl untere als auch obere Schranke im Bereich kleiner Dehnungen befinden, findet eine Überschätzung des Schubmoduls für höhere Belastungszustände über 0,25% Dehnungen statt. Durch Variation von γ_0 und γ_1 lässt sich eine große Sensitivität der Auswertung des Schubmoduls in Bezug auf den Auswertebereich feststellen.

Weiterhin ist in Abbildung 3.30(a) zu erkennen, wie sich die Klebung der DMS bei einer Schubgleitung von ca. $\gamma = 3,5\%$ löst, bevor es zum Versagen des Probekörpers kommt. Die Bruchdehnung kann daher über DMS nicht exakt bestimmt werden. Tabelle 3.12 zeigt die Ergebnisübersicht zweier Testreihen mit \parallel \perp - und \perp \parallel -Orientierung. Der Probekörper Nr.1 der 0°-Orientierung wurde hierbei nicht bis zum Ende geprüft, da der Lastabfall bei Eintreten der axialen Schädigungen bereits das automatische Ende der Prüfung herbeigeführt hat. Zur Ermittlung der Festigkeit wird er nicht herangezogen.

Tabelle 3.12: Ergebnisse der Iosipescu-Probe

\perp -Orientierung		$R_{ \perp}$ n=3	$G_{ \perp}$ n=4
\bar{X}	$[N/mm^2]$	111	5085
σ_x	$[N/mm^2]$	0,45	255
μ_x	$[\%]$	0,4	5
\perp -Orientierung n=4		$R_{\perp }$	$G_{\perp }$
\bar{X}	$[N/mm^2]$	78,5	4805
σ_x	$[N/mm^2]$	3,1	38,74
μ_x	$[\%]$	4	0,8

Die Schubfestigkeit $R_{\perp||}$ fällt kleiner aus als die Festigkeit $R_{\perp||}$ und stellt somit den konservativeren Ansatz dar. Auffällig ist der hohe Schubmodul. Besonders $G_{||\perp}$ fällt sehr groß aus. Jedoch ist auch $G_{\perp||}$ größer, als im $\pm 45^\circ$ -Zugversuch. Zu bedenken ist hierbei, dass bei der Dehnungsmessung über einen DMS, der Wert der Dehnung in Mitten des Querschnitts aufgezeichnet wird und somit abhängig von der Dehnungsverteilung ist.

Es folgen Untersuchungen zur Schubspannungsverteilung im Testquerschnitt. Bei der Berechnung der Schubspannung nach Gleichung 3.15 wird ein homogener Schubspannungsverlauf über die Kerbung vorausgesetzt. Dies ist unter den getroffenen Annahmen im Probekörper nicht gegeben, wie Literaturquellen, bspw. in [40] oder eine durchgeführte Finite Elemente Simulation zeigen.

Abbildung 3.31 zeigt die Schubspannungsverteilung bei linearem Materialverhalten bei 0° -Orientierung über die Höhe der Kerbe aus der Simulation. Details zum FE-Modell sind im Anhang unter A.1 zu finden. Aufgrund der Auswertung an den Gauss-Punkten kann der korrekte Wert an den freien Kanten nicht erreicht werden. Eine Erhöhung der Freiheitsgrade über den Kerbquerschnitt zeigt Konvergenz gegen Null. Die weitere Annäherung ist jedoch nur mit einer weitaus feineren und daher unpraktikablen Diskretisierung möglich.

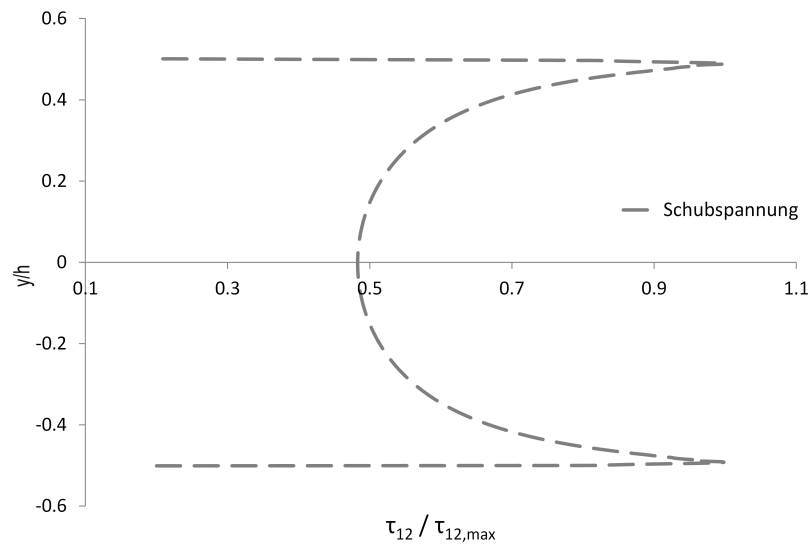


Abbildung 3.31: Normierte Spannungsverteilung τ_{12} über den Kerbquerschnitt von 0° -Iosipescu-Probekörper aus FE Simulation

Die Schubspannungsverteilung in Abbildung 3.31 entspricht nicht der realen Verteilung, da der nichtlineare Zusammenhang zwischen Dehnungen und Spannungen nicht berücksichtigt wird. Zur Veranschaulichung der Auswirkungen der Nichtlinearität auf die Verteilung in Abbildung 3.31 wird eine Simulation mit derselben Elementierung und ideal plastischem Materialverhalten durchgeführt. Abbildung 3.32 zeigt die Spannungsverteilung.

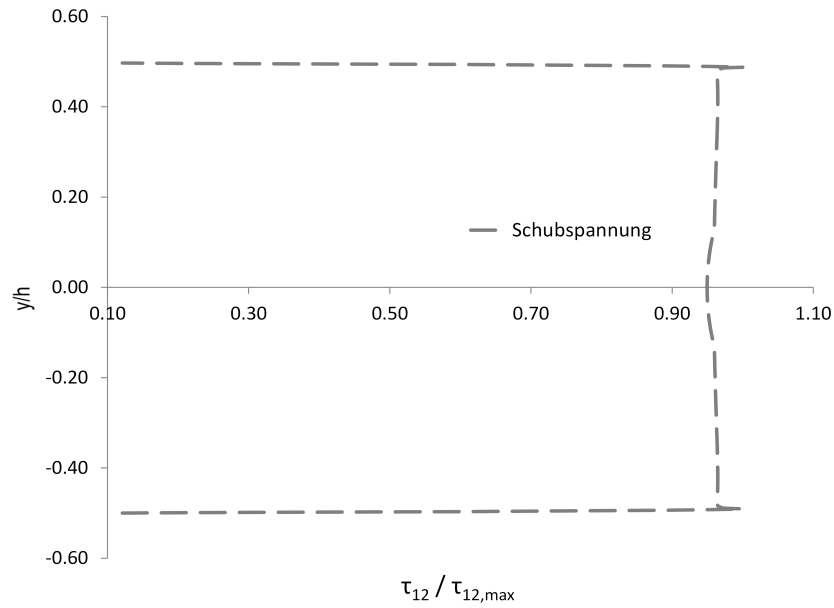


Abbildung 3.32: Normierte Spannungsverteilung τ_{21} über den Kerbquerschnitt von 0° -Iosipescu-Probekörper aus FE Simulation, ideal plastisches Materialverhalten

Der Abbau der Spannungsspitzen durch die Plastizität führt nunmehr zu einem sehr homogenen Schubspannungsverlauf. Für Untersuchungen mit der korrekten Berücksichtigung des nichtlinearen Schubverhaltens in FE-Simulationen wird die Lektüre [41] empfohlen.

Es folgen Untersuchungen auf Basis der optischen Vermessung während des statischen Versuchs. Abbildung 3.33 zeigt die gemessenen Gleitungen γ_{XY} auf der Oberfläche der Iosipescu-Probekörper. Auch hier kann der Randbereich nicht ausgewertet werden, da hier die zur Berechnung der Dehnungen benötigten, benachbarten Facetten fehlen.

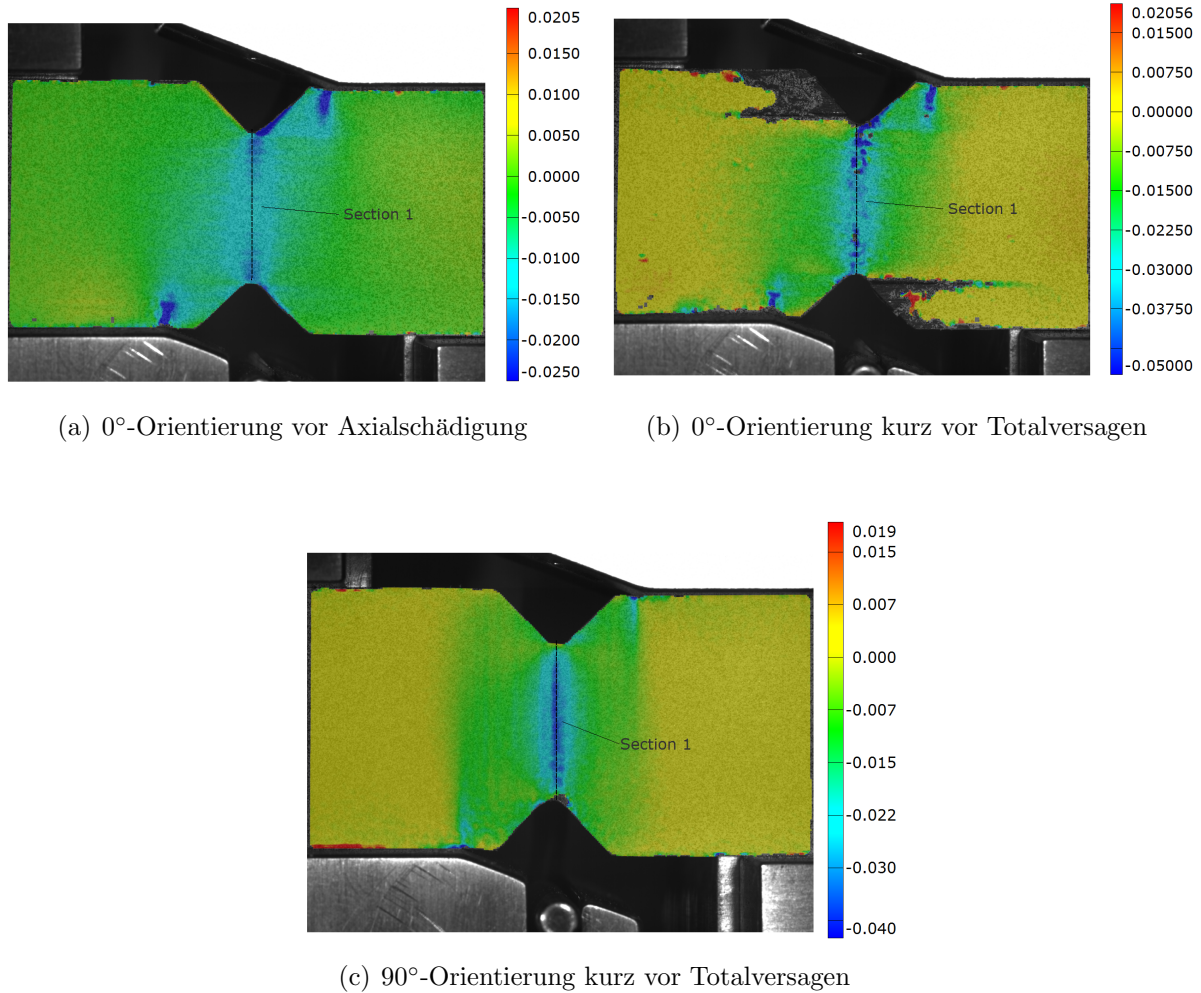
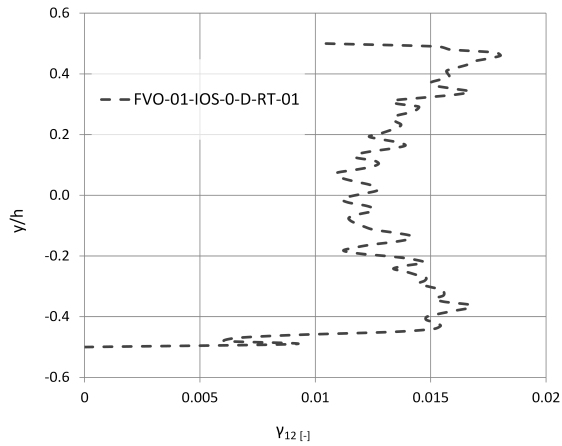
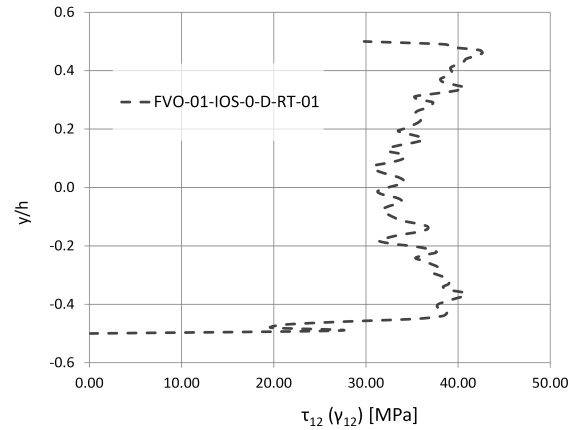


Abbildung 3.33: Aramisaufnahmen der Gleitungsverteilung γ_{XY} auf der Oberfläche von Iosipescu-Probekörpern

Der Dehnungszustand in Abbildung 3.34(a) zeigt eine inhomogene Verteilung über der Kerbe, die durch die nichtlineare Schubsteifigkeit in eine homogenere Schubspannungsverteilung überführt wird. Es wird versucht über eine Hardening-Formulierung nach Gleichung 3.18 den Schubspannungszustand zu ermitteln. Im kommenden Abschnitt 3.4 wird näher auf diese Formulierung eingegangen.



(a) Gleitungen γ_{12}



(b) $\tau(\gamma)$

Abbildung 3.34: Iosipescu-Versuch 0° -Probekörper: aufgezeichnete Gleitungen γ_{12} und zugehörige Schubspannung $\tau_{12}(\gamma_{12})$ im Kerbquerschnitt aus nichtlinearer Relation kurz vor Einsetzen der Axialschädigung

Abbildung 3.34(b) zeigt die Schubspannung über der Kerbe nach Berechnung mit der Hardening-Formulierung nach Gleichung 3.18. Hierbei wurde die Bruchgleitung geschätzt zu 5% angenommen und ein $n = 3$ aus der Literatur übernommen. Es zeigt sich im Vergleich zu den reinen, gemessenen Gleitungen ein leicht geglätteter Verlauf. Zu bedenken ist, dass das Hardening-Verhalten kontinuierlich eintritt und daher nur in einem iterativen Prozess richtig berücksichtigt werden kann.

Die 90° -Orientierung weist einen parabolischen Verlauf der Gleitung über der Kerbe auf, wie Abbildung 3.35 zeigt. Für die Kennwertermittlung ist dies von Vorteil. Die Dehnungen ε_2 und ε_1 , in Längs- und Querrichtung konnten leider nur sehr undeutlich aufgezeichnet werden, was größtenteils durch ihre geringe Amplitude und somit geringem Beitrag am Bruchgeschehen begründet ist.

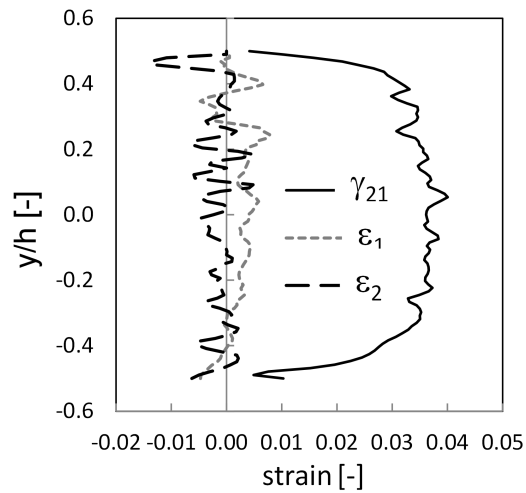


Abbildung 3.35: Aramis-aufgezeichnete Dehnungen γ_{21} , ε_2 und ε_1 im Kerbquerschnitt 90°-Probekörper

Hierbei kann es hingegen zu vertikalem Bruch außerhalb des Kerbquerschnitts kommen, wie es in der Aramisaufnahme in Abbildung 3.36 zu sehen ist.

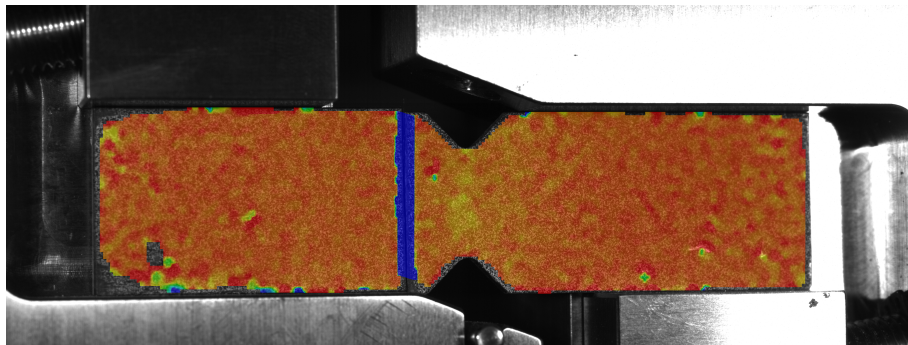


Abbildung 3.36: Gleitung γ_{21} , qualitativ, 90°-Probekörper

Im Vergleich werden die Ergebnisse einer linearen FE-Analyse mit 90°-Probekörperorientierung herangeführt (Abbildung 3.37). Die Spannungen werden hierbei auf die maximale Amplitude der Schubspannung normalisiert.

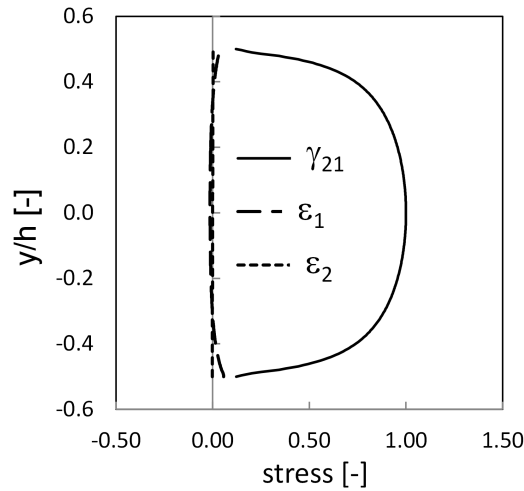


Abbildung 3.37: Normalisierte Spannungen über Kerbquerschnitt des 90°-Probekörpers aus linearer FE

Hier fallen die Amplituden der anderen Spannungen vernachlässigbar klein aus.

Im folgenden wird sich numerisch der Thematik der eintretenden Axialschädigungen beim 0°-Versuch angenommen. Die Spannungspeaks können zu vorzeitigem Versagen und somit dazu führen, dass die analytische Formel 3.15 ihre Gültigkeit verliert.

Zusätzlich sind Längsspannungen an der Entstehung beteiligt. Die These aus der Norm lautet, dass die Spannungspeaks über das Einsetzen der Schädigungen ohne Totalversagen abgebaut werden. Dies wurde ebenfalls bei Pierron et al. [57] und Odegard et al. [51] untersucht.

Die begleitende FE Simulation der 0°-Proben zeigt den Schubspannungszustand bei linearem Materialverhalten bei einer aufgebrachten Verschiebung von 1 mm (Abbildung 3.38). Sie zeigt, dass der Schubspannungsverlauf neben den Spitzen an den Einkerbungen, ebenfalls Maxima außerhalb des untersuchten Kerbbereichs aufweist. Diese sind teilweise auf die Lasteinleitung zurückzuführen. Sie zeigen jedoch ebenfalls hohe Verscherungen entlang des eingekerbten Bereichs.

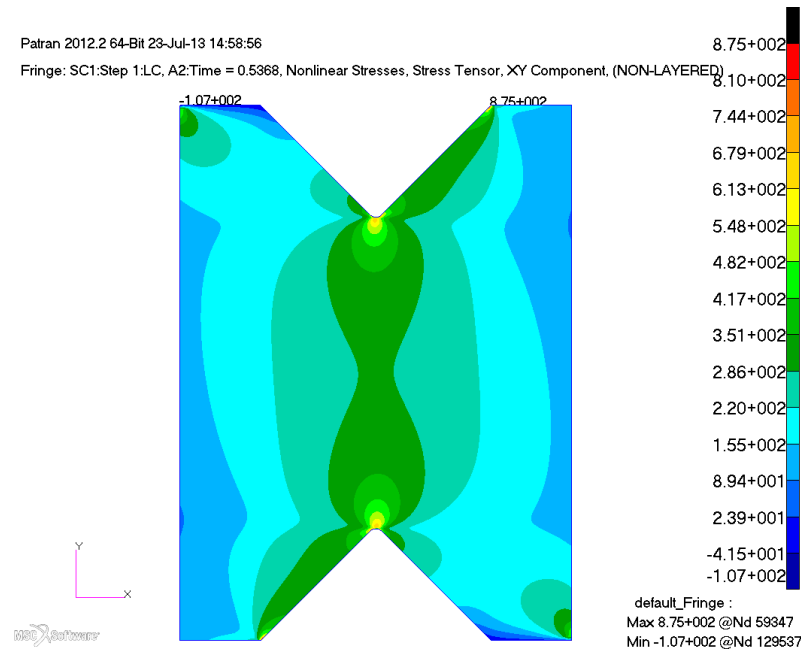


Abbildung 3.38: FE Simulation Schubspannung τ_{12} , bei 1 mm aufgebrachtem Traversenweg

Die Simulation in Abbildung 3.39 zeigt, dass Druckdehnungen innerhalb ansonsten zugdominierter Bereiche auftreten, die so zu Biegung in der Ebene führen und das Auftreten der axialen Schädigungen mit verursachen. In Untersuchungen aus Pierron et. al [57] konnten jene Schädigungen ebenfalls beobachtet werden. Nach Pierron handelt es sich bei diesen nicht um die zu ermittelnde Schubfestigkeit durch Gleitung im Kerbbereich. Ebenso wurde festgestellt, dass ein Vergrößern des Abstands zwischen den inneren Lasteinleitungspunkten geeignet ist, die Spannungsspitzen an der Kerbung zu reduzieren.

Die Auswertung nach ASTM D5379 [9] ist demnach korrekt, da durch diese Vorschädigung keinerlei Einfluss auf den zu untersuchenden Kerbquerschnitt genommen wird. Es kommt demnach lediglich zu einer globalen Steifigkeitsminderung durch die Änderung der Geometrie des Probekörpers. Hierbei wird Energie freigesetzt, die zuvor im Probekörper gespeichert war. In der Literatur, wie bspw. bei Swanson et al. [62] findet sich hingegen der Ansatz, den ersten Lastabfall für die Ermittlung der Bruchspannung heranziehen, da die Schädigung durch den betreffenden ebenen Schub verursacht wird.

Um die Änderung in Spannungszustand nach Eintreten der axialen Schädigung bewerten zu können werden diese innerhalb eines FE-Modells berücksichtigt. Hierbei wird vereinfacht lineares Materialverhalten angenommen. Ihre Länge ist in etwa der im Versuch aufgetretenen Schädigungslänge äquivalent. Aufgebracht wird eine Verschiebung, so dass sich durch die geänderte Steifigkeit eine unterschiedliche zugeführte Energie für das geschädigte

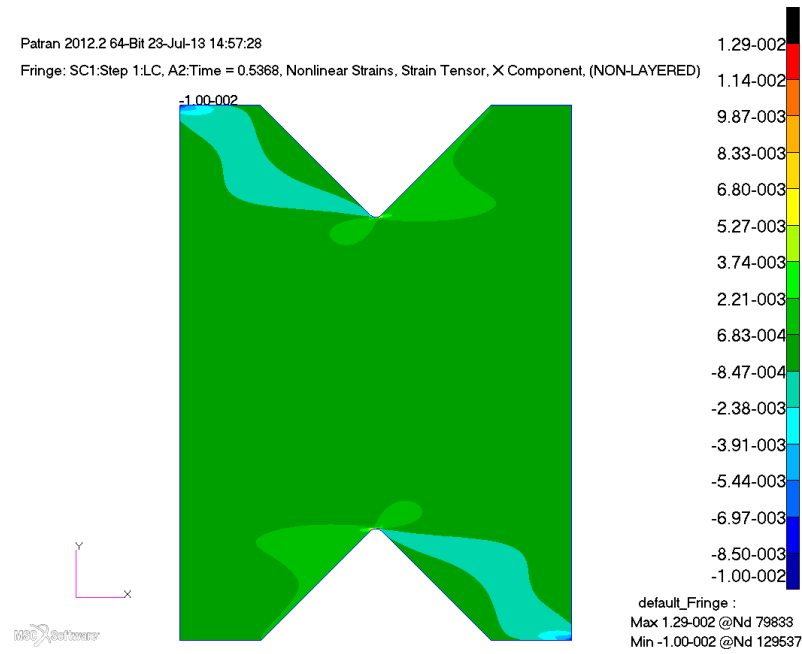


Abbildung 3.39: FE Simulation Dehnungen in Probenlängsrichtung $\varepsilon_1 = \varepsilon_{||}$, bei 1 mm aufgebrachtem Traversenweg

und ungeschädigte Modell ergibt. Daher unterscheidet sich das Integral der beiden Schubspannungsverläufe. Die globalen Verschiebungen aus einer linearen Analyse sind überhöht in Abbildung 3.40 dargestellt.

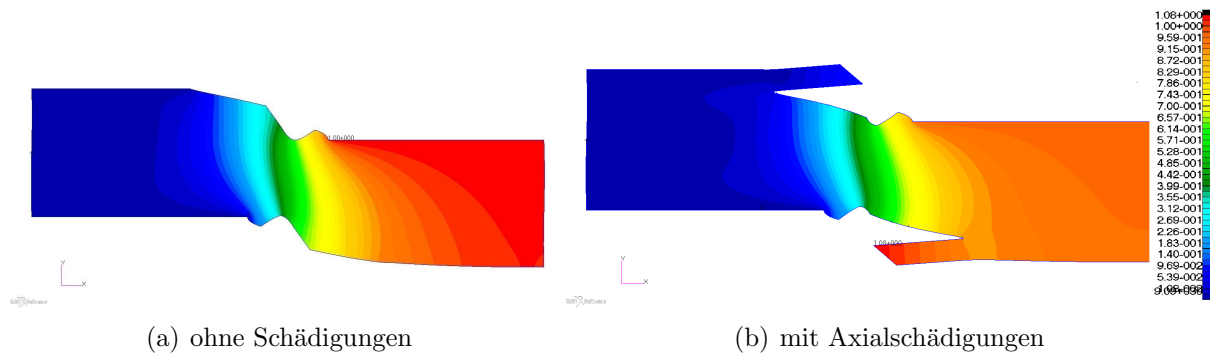


Abbildung 3.40: Verschiebung aus FE-Simulation 0°-Iosipescu-Probekörper

Die Änderungen im Spannungszustand sind in den Abbildungen 3.41 dargestellt. Zu erkennen ist die Homogenisierung des Schubspannungszustand. Gleichzeitig stellen sich jedoch starke Peaks in der Normalspannung ein. Die Spannung quer zur Faser nimmt einen etwas homogenen Verlauf an. Von ihrem Anteil an Gesamtspannungszustand nimmt sie jedoch

zu.

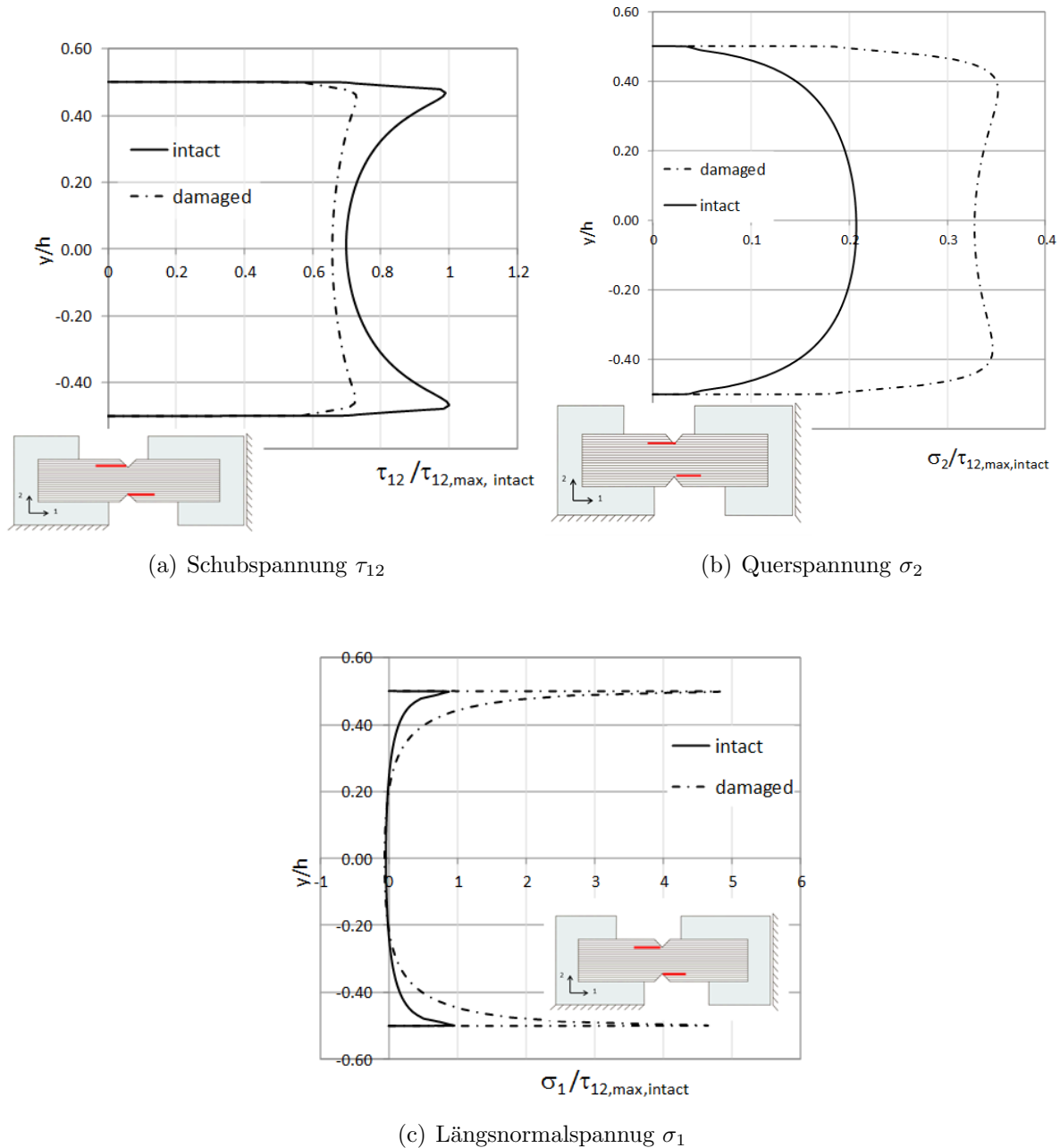


Abbildung 3.41: Normierte Spannungsverteilungen über den Kerbquerschnitt, 0°-FE-Modell mit und ohne Schädigungen

Leider ist eine Betrachtung der mit dem Aramis-System gemessenen Gleitungen, für die höheren Laststufen aufgrund der hohen Messfehler nicht mehr aussagekräftig. Daher kann leider kein Vergleich zwischen FE und Messung nach Einsetzen der Kerben durchgeführt werden.

Fazit

Zusammenfassend kann der Iosipescu-Versuch durch die direktere Induzierung der Schubspannung, gegenüber dem $\pm 45^\circ$ -Zugversuch, als zutreffendere Abbildung eines reinen Schubspannungszustands angesehen werden. Zusätzlich können durch Variation im Aufbau auch die interlaminaren Schubeigenschaften bestimmt werden.

Die Probenfertigung und Vorbereitung, sowie die Versuchsdurchführung sind vergleichsweise einfach. Einerseits entfällt der Prozessschritt des Versehens mit Lasteinleitungselementen, andererseits müssen die einzelnen Probekörper durch einen Fräsvorgang mit hohen Anforderungen an die Kerbgeometrie hergestellt werden. Die Durchführung der Versuche gestaltet sich ein wenig aufwendiger als beim $\pm 45^\circ$ -Zugversuch, da der Probekörper händisch, mittig in der Apparatur eingeklemmt werden muss.

Bei der Auswertung der Versuche hat sich die Materialorientierung $\parallel \perp$ als problematisch herausgestellt. Negativen Einfluss auf die Auswertung der Festigkeit haben hierbei die auftretenden Spannungsspitzen am Kerbgrund mit den möglichen Vorschädigungen.

Geeigneter erscheint es eine 90° -Orientierung der Probekörper zu wählen, um die Festigkeit unter Schub zu bestimmen. Zum einen treten oben genannte Delaminationen nicht auf, zum anderen ergibt sich eine homogenere Schubspannungsverteilung über den Querschnitt. Jedoch ist auch beim Iosipescu-Versuch eine unerwünschte Querspannung am Versagen beteiligt.

Die gemessenen Schubmoduln fallen im Vergleich mit dem $\pm 45^\circ$ -Zugversuch sehr hoch aus. Besonders für die 0° , bei der die konkave Dehnungsverteilung zu einem in Mitten des Querschnitts geringen Dehnungswerts führt, fällt der Schubmodul zu hoch aus. Jedoch scheint auch der Wert bei 90° den Schubmodul zu überschätzen. Dieses Phänomen bedarf weiterer Untersuchungen. Für die Kennwertermittlung des Schubmoduls wird angeraten den $\pm 45^\circ$ -Zugversuch in einem Anfangsintervall heranzuziehen, in dem die Faserrotation einen geringen Einfluss hat.

3.3.4 Abscherversuche

$$(0, 0, 0, 0, 0, \tau_{21})^T, (0, 0, 0, 0, \tau_{31}, 0)^T \text{ bzw. } (0, 0, 0, \tau_{23}, 0, 0)^T$$

Methoden bei denen der Schub direkt in den zu untersuchenden Querschnitt eingebracht wird, sind bspw. der Double-Notch-Versuch nach ASTM D3846 [6] oder der Rail-Shear-Versuch nach ASTM D4255 [7], bei dem ebenfalls eine spezielle Rahmenvorrichtung benötigt wird. Bei dieser Art des Versuchs führen Spannungskonzentrationen an den Ein-

kerbungen oder auftretende Exzentrizitäten zu Inhomogenitäten im Spannungszustand. Die Problematik der Spannungskonzentrationen ist analog zu anderen Versuchen mit gekerbten Querschnitten zu sehen, die angesprochene Exzentrizität lässt sich jedoch durch leichte Modifikationen im Versuchsaufbau vermeiden.

Eine Weiterentwicklung stellt hierbei der V-Notched-Rail-Shear-Test nach ASTM D7078 [10] dar, bei dem eine gekerbte Probe in einer speziellen Vorrichtung direkt auf Abscheren belastet wird. Der Versuch kombiniert in gewisser Weise die Vorteile des Rail-Shear- und des Double-Notch-Versuchs. Die Vorteile liegen dementsprechend im direkten Aufbringen der Belastung auf eine exakt definierte Querschnittsfläche. Hierdurch können Materialien mit höherer Schubfestigkeit geprüft werden, als mit dem Versuch nach ASTM D 4255.

Bei Verwendung entsprechender Testkörperorientierung, lassen sich ebenso die interlamina- naren Schubeigenschaften bestimmen. Die zur Durchführung benötigte Testvorrichtung bietet die Fa. „Wyoming Test Fixtures“ auf ihrer Netzpräsenz [66] an.

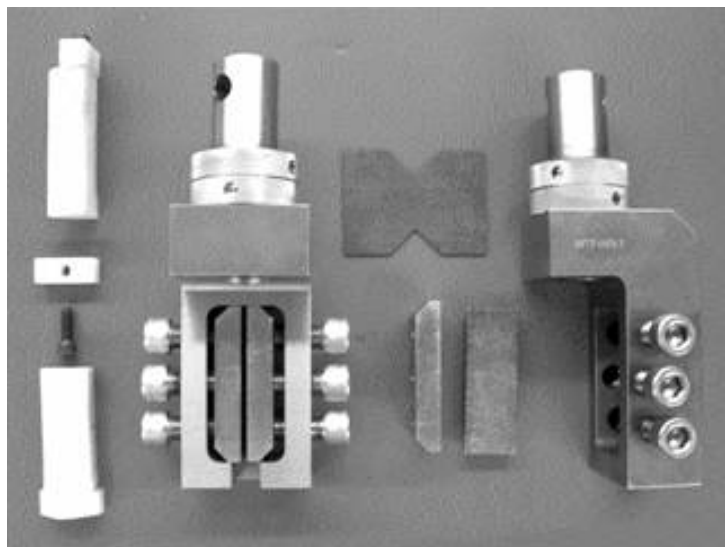
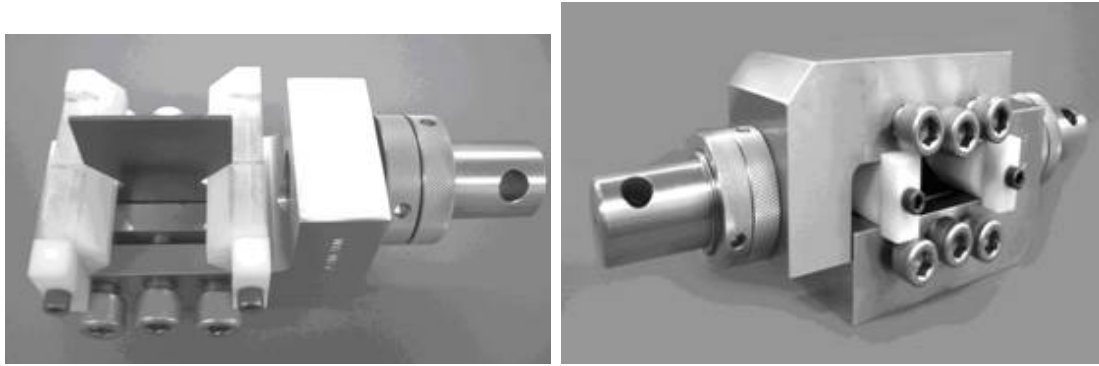


Abbildung 3.42: Teile der Testvorrichtung für den V-Notched-Rail-Shear-Versuch mit gekerbter Probe [10]



(a) geöffnet mit Probe

(b) geschlossen

Abbildung 3.43: V-Notched-Rail-Shear-Versuchsaufbau

Positive Erfahrungen in Bezug auf die Reproduzierbarkeit der Ergebnisse wurden bereits in Totry et al. [63] gemacht. Ergänzt wurden die Experimente hier durch nichtlineare, numerische Simulationen, die das Materialverhalten unter Schub auf die Plastizität der Matrix und der Auflösung der Adhäsion zwischen Faser und Matrix zurückführen. Auf diesen Aspekt wird im Abschnitt 3.4 genauer eingegangen.

Insgesamt wird der Versuch von der Ergebnisgüte überlegen gegenüber dem Iosipescu-Versuch eingeschätzt. Der Aufbau ist jedoch aufwendiger und es wird eine spezielle Vorrichtung benötigt, die nicht bei FA vorhanden ist. Bei FA liegen daher keine Versuchsergebnisse vor. Für die korrekte Bestimmung der Schubeigenschaften stellt der Versuch die geeignetere Variante gegenüber dem Iosipescu-Versuch dar. Ansonsten wäre die Verwendung des Iosipescu-Versuchs aufgrund der einfacheren Anwendung vorzuziehen. Der im Abschnitt 4.4 beschriebene ARCAN-Versuch erzeugt den Schubspannungszustand ähnlich dem V-Notch-Shear-Versuch, jedoch mit einem stärker eingegengtem Probekörper.

3.3.5 Versuche mit Schubrahmen

$$(0, 0, 0, 0, 0, \tau_{21} = \tau_{12})^T$$

Eine echte Schubbelastung in der Ebene kann durch einen Schubrahmen aufgebracht werden. Großer Vorteil ist, dass die Belastung dem Verzerrungszustand des Probekörpers folgt und somit auch das Verhalten bei großen Verformungen untersucht werden. Dies wird bspw. in der DIN 53399 [22] behandelt, bei der ein Rahmen auseinander gezogen wird.

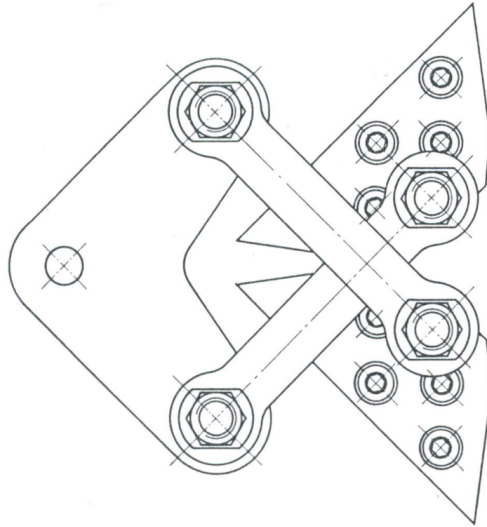


Abbildung 3.44: Teil des Schubrahmens aus [22]

Um die Lasten in den Probekörper einzuleiten, ist es hierbei notwendig, eine Befestigung durch Schrauben und Klemmen vorzunehmen. Abbildung 3.44 stellt einen Teil des Schubrahmens dar. Dies führt wiederum zu großen Spannungskonzentrationen und macht die Probekörpervorbereitung vergleichsweise aufwendig.

Aktuelle Untersuchungen mit einem modifizierten Schubrahmen wurden von Ricardo Basan [14] durchgeführt. Hierbei wird der Probekörper hydraulisch in der Testvorrichtung geklemmt und anders als beim Versuch nach DIN 53399 eine Scherung aufgebracht. Die hierzu veröffentlichten Ergebnisse sind vielversprechend.

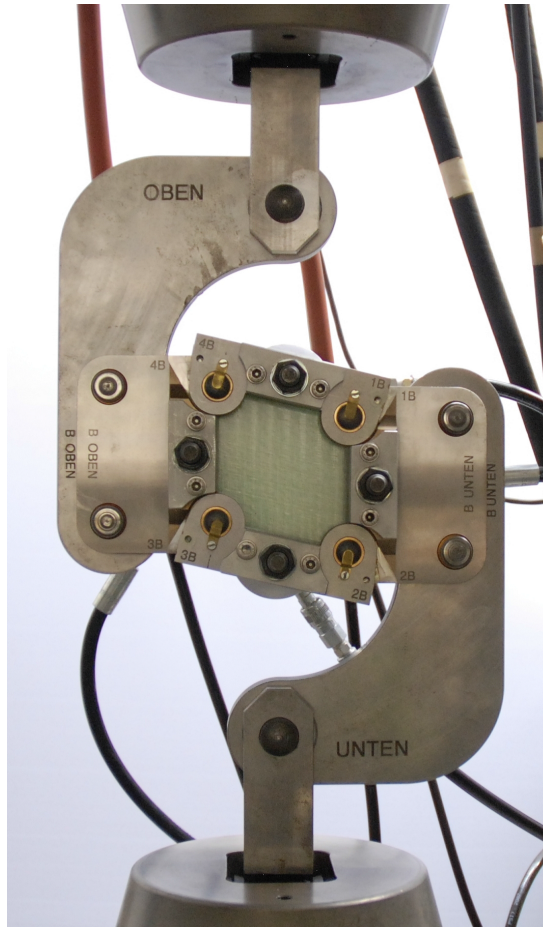


Abbildung 3.45: Teil des Schubrahmens aus [22]

Aus diesen Untersuchungen entstand die Versuchsvorschrift DIN SPEC 4885 [30]. Bei FA ist die benötigte Versuchsvorrichtung nicht vorhanden.

3.3.6 Interlaminare Schubeigenschaften

$$(0, 0, 0, 0, \tau_{31}, 0)^T$$

Um interlaminare Schubeigenschaften zu bestimmen, besteht neben den bereits genannten Versuchen die Möglichkeit, im Kurzbiegeversuch eine Schubspannung zwischen die Lagen zu induzieren. Hierfür werden sehr kurze Prüfkörper im Dreipunkt-Biege-Versuch bspw. nach DIN EN ISO 14130 [31] oder auch DIN EN 2563 [24] getestet, so dass die Schubkomponente der Normalspannungskomponente deutlich überwiegt. Die Dimensionen der Prüfkörper nach DIN EN 2563 finden sich in Tabelle 3.13. Hierbei beträgt der Auflagerabstand 10 mm. Es liegen also lediglich 10 mm freie Prüflänge vor.

Tabelle 3.13: Probekörperdimensionen ILSS Prüfung

L	20 mm
w	10 mm
t	24 mm

Die interlaminare Schubfestigkeit berechnet sich mit

$$ILSS = \frac{3F_{max}}{4wt}. \quad (3.16)$$

Die errechnete interlaminare Schubfestigkeit nimmt höhere Werte an, als es wirklich der Fall ist. Gründe hierfür sind der inhomogene Spannungszustand, sowie das Zusammendrücken der Probekörper im Versuchsaufbau, was bspw. in Han et al. [35] thematisiert wird.

Der Versuch führt daher zu keiner korrekten Bestimmung der interlaminaren Festigkeit. Probekörpervorbereitung und Versuchsdurchführung sind jedoch vergleichsweise schnell und einfach durchzuführen. Als Methode zum qualitativen Vergleich von Harzsystemen oder Anbindungen, ist die Prüfung im Kurzbiegeversuch geeignet.

3.3.7 Weitere Schubversuche

Neben den hier vorgestellten Versuchen existieren eine Reihe weiterer Versuche. Insbesondere an ungenormten Versuchen besteht eine große Vielzahl. Oftmals können kleinere und größere Abwandlungen eines Versuches zu einer Verbesserung der Ergebnislage führen.

Einige Versuche die im folgenden Kapitel aufgeführt werden, können ebenfalls zur Bestimmung von Schubkennwerten eingesetzt werden. Bspw. stellt die Verwendung von Rohrprobekörpern unter Torsion eine Möglichkeit zur Erzeugung eines reinen Schubspannungszustands dar. Bei gleichzeitiger Axiallast lassen sich hierbei ebenfalls kombinierte Spannungszustände realisieren. Thematisch ist die Prüfung daher in folgenden Kapitel im Abschnitt 4.2 aufgeführt.

Ebenso ist ein Versuchsaufbau nach ARCAN [1] geeignet, einen Schubzustand abzubilden. Der Spannungszustand wird hierbei durch Abscheren induziert, wie es im Abschnitt 3.3.4 beschrieben wird. Der Versuch ist, um alleinig Schubkennwerte zu bestimmen, als sehr aufwendig zu bewerten, da hohe Anforderungen an die Prüfkörpergeometrie gestellt werden. Eine detailliertere Beschreibung zu diesem Versuch erfolgt in Abschnitt 4.4.

3.3.8 Zusammenfassung der Schubversuche

In einem Vergleich von Ergebnissen aus Iosipescu-, $\pm 45^\circ$ -Zug und 10° -off-axis-Versuch in [46] konnten keine großen Abweichungen der Variationskoeffizienten von Schubsteifigkeit und Schubfestigkeit festgestellt werden. Ein direkter Vergleich von Iosipescu und Torsionsversuchen ist in Swanson [62] zu finden. Die Erfahrung zeigt, dass beim Torsionsversuch geringere Streuungen der Schubsteifigkeit, als auch der Festigkeit auftreten.

Unter Berücksichtigung der bei FA vorhandenen Möglichkeiten zur Versuchsdurchführung und der eigenen gewonnenen Erfahrungen mit dem verwendeten Werkstoff, wird der Iosipescu-Versuch in einer 90° -Orientierung, hinsichtlich Ergebnisgüte und Versuchsaufwand, als geeignetste Methode zur Ermittlung der in-plane Schubfestigkeiten von CFK angesehen. Zur Ermittlung des Schubmoduls liefert der $\pm 45^\circ$ -Zugversuch hingegen plausiblere Ergebnisse. Der Vergleich der Ergebnisse mit anderen Versuchen wird fortgeführt.

3.4 Erfassung nichtlinearen Werkstoffverhaltens: Hardening

Bei der Durchführung aller Versuche fällt auf, dass die meisten gewonnenen Materialparameter keineswegs in der Art konstant ausfallen, wie es für die linear, elastische Werkstoffmechanik angenommen wird. Vor allem ist eine Abhängigkeit vom jeweiligen Belastungszustand erkennbar. Hinzu kommen Setzungseffekte zu Beginn der Versuche verursacht durch den Versuchsaufbau.

Besonders bei Schubkennwerten macht sich nichtlineares Verhalten schon weit vor der maximalen Versagenslast bemerkbar. Zurückzuführen ist das nichtlineare Werkstoffverhalten auf die mechanischen Eigenschaften seiner Mikrobestandteile. Im allgemeinen geht man von Mikrorissbildung als Ursache aus. Nach Totry [63] jedoch führt die Plastizität der Matrix zum Hardening. Ebenso führt Faserrotation zur Nichtlinearität.

Aufgrund seiner Ähnlichkeit mit den Spannungs-Dehnungskurven von Metallen werden oftmals die Begriffe Hardening oder Pseudoplastizität verwendet. Anders als bei der richtigen Plastizität ändern sich jedoch die Eigenschaften des Werkstoffs, wobei ebenso ein Teil reversibel ist. Dies ist zu einem geringen Anteil wirklich auf die Plastizität der Matrix zurückzuführen.

Insbesondere bei wiederkehrender Belastung ist es sinnvoll durch Hysterese zu überprüfen, wie stark dieser Effekt ausgeprägt ist, wie bspw. in [53] und [54] im $\pm 45^\circ$ -Zugversuch untersucht wurde. Hierbei änderten sich durch die mikromechanischen Schädigungen die Materialkennwerte, was in der Berechnung berücksichtigt werden muss.

Eine korrekte Berücksichtigung des Hardening-Verhaltens kann bei der Berechnung nur über eine lastabhängige Funktion erreicht werden. Die ist bspw. über ein Materialmodell nach Ramberg-Osgood möglich, wie in Mostaghel [50] oder Cuntze [20] behandelt, bei dem sich das nichtlineare Materialverhalten über eine Formulierung folgender Art berücksichtigen lässt:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E_0} + 0,002 \left(\frac{\sigma}{\bar{R}_{p0,2}} \right)^n \quad (3.17)$$

Die Formulierung wurde ursprünglich entwickelt, um plastische Vorgänge in Metallen abzubilden, sie kann jedoch auch genutzt werden, die Quasiplastizität der Schubsteifigkeit von Verbundwerkstoffen wiederzugeben. In Cuntze [19] finden sich im Anhang Ansätze die hierfür benötigten Parameter zu bestimmen. Dies setzt jedoch einen dehnungsgesteuerten Versuchsaufbau voraus.

Ein weiterer auf der Hardening-Formulierung 3.18 basierender Ansatz findet sich in Swanson [62]. Er benutzt

$$\tau(\gamma) = \frac{G_0 \cdot \gamma}{\left[1 + \left(\frac{G_0 \cdot \gamma}{\tau_b} \right)^n - \left(\frac{\gamma}{\gamma_b} \right)^n \right]^{1/n}}, \quad (3.18)$$

wobei der Index b hierbei jeweils den Bruchzustand bezeichnet.

Weitere Möglichkeiten eine nichtlineare Relation zwischen Schubgleitung und Schubspannung aufzustellen, finden sich bspw. in Ho et al. [44] oder auch bei Puck [59].

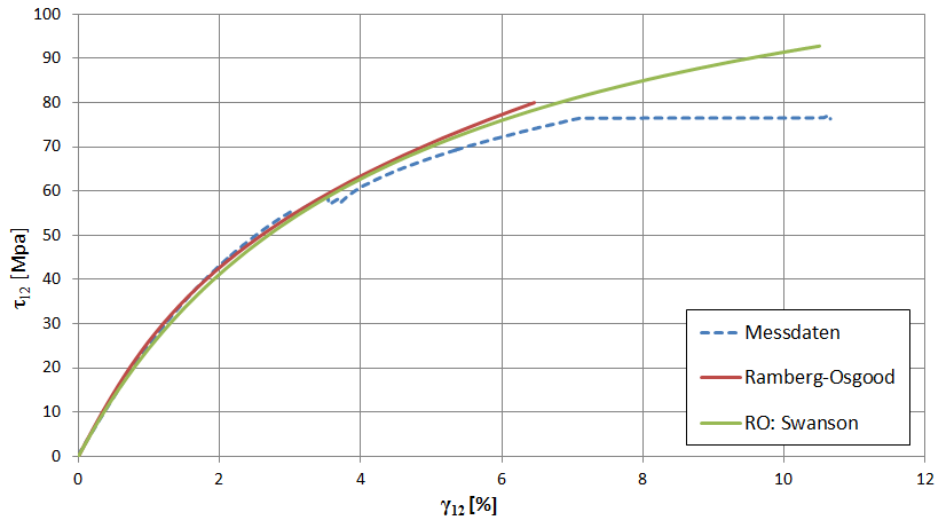


Abbildung 3.46: Schubspannung-Dehnungs-Kurven $\tau_{12}(\gamma_{12})$ nach Gleichung 3.17 und 3.18 im Vergleich mit Iosipescu Messdaten

Die Graphen in Abbildung 3.46 zeigen Versuchsdaten und Kurven die durch Parametervariation an Messdaten angeglichen wurden. Mit den hieraus gewonnenen Relationen lässt sich das nichtlineare Materialverhalten, soweit keine anderen Phänomene auftreten, beschreiben. Aus den Parametern und Gleichung 3.18 wurde bspw. die Spannungsverteilung in Abbildung 3.34(b) erstellt.

Für eine FE Simulation wäre auch das Einlesen von Datenpaaren, welche den nichtlinearen Zusammenhang zwischen Spannungen und Dehnungen wiedergeben eine Möglichkeit das Materialverhalten zu berücksichtigen. Diese Eingabeparameter können aus Versuchsdaten gewonnen werden und/oder durch die Hardening-Formulierung erzeugt werden. Dies ist von Jonathan von Helden [41] in seiner Bachelorarbeit durchgeführt worden.

Die Normen umgehen die Problematik der nichtkonstanten Steifigkeiten, indem ein Bereich zur Auswertung festgelegt wird, in welchem nach Annahme möglichst lineares Verhalten vorliegt oder eine Mittlung durch den vorliegenden Parameterspielraum stattfindet. Theoretisch verlieren die Materialparameter bei der späteren Anwendung außerhalb dieses Bereiches ihre Gültigkeit.

Insgesamt ist bei vielen Normen eher eine Qualitätssicherung des Materials der Hintergrund, als eine Bestimmung der korrekten Parameter für eine mechanische Untersuchung. Daher ist bei der Versuchsdurchführung darauf zu achten, wie die Auswertung im einzelnen durchgeführt wird, um Störeinflüsse gering zu halten oder diese zumindest in ihren Auswirkungen erfassen zu können.

4 Weiterführende Versuche mit der Möglichkeit zur Erzeugung biaxialer Beanspruchungszustände

In diesem Kapitel sind weitere Versuche aufgeführt, die aufgrund ihrer Komplexität oder ihres Lasteinleitungsprinzips ihres inhomogenen oder nicht uni-axialen Spannungszustands von den Annahmen im vorigen Kapitel abweichen.

Untersuchungen hingehend biaxialer Spannungszustände sind bei DLR-FA bereits getätigt worden. Insbesondere Daniel Hartung hat sich mit der Bestimmung der Materialkenngrößen zur Beschreibung des Materialverhaltens von Faserkunststoffverbunden beschäftigt, was zusammenfassend in seiner Dissertation ([36]) zu finden ist.

Es bietet sich ein breites Spektrum an Versuchen, die sich in vielerlei Hinsicht voneinander unterscheiden. Vor allem kann dahingehen differenziert werden, auf welche Weise die Spannungen in die Probekörper bzw. auch in die einzelnen Lagen induziert werden. Generell führt eine möglichst direkte Lasteinleitung zu vorhersagbaren und homogenen Spannungen.

4.1 Biege-Versuche

Bei Biegeversuchen wird über die Querbelastrung eines aufgelagerten Balkens ein Momentenverlauf erzeugt. Die hieraus entstehenden Spannungen weisen über die Dicke des Balkens einen linearen Verlauf mit einer Zugseite und einer Druckseite auf. Zusätzlich kann durch das Wirken der Querkraft, ein zusätzlicher Schubspannungsverlauf erzeugt werden. Ein Ansatz bei diesen Versuchen kann die Positionierung der zu untersuchenden Lage in einem zuvor definierten Abstand zur neutralen Faser sein, um die wirkenden Spannungen in der entsprechenden Größenordnung und Zusammensetzung zu dimensionieren.

4.1.1 Drei-Punkt-Biegeversuch

$$(0, \sigma_x, 0, \tau_{zx}, 0, 0)^T$$

Belastet wird durch eine mittige Kraft, welche die Reaktionsschnittgrößen hervorruft. Das Wirken von Moment und Querkraft in der Mitte des homogenen Biegeträgers erzeugt dort einen Spannungszustand aus σ_x und τ_{zx} , wie Abbildung 4.1 entnommen werden kann.

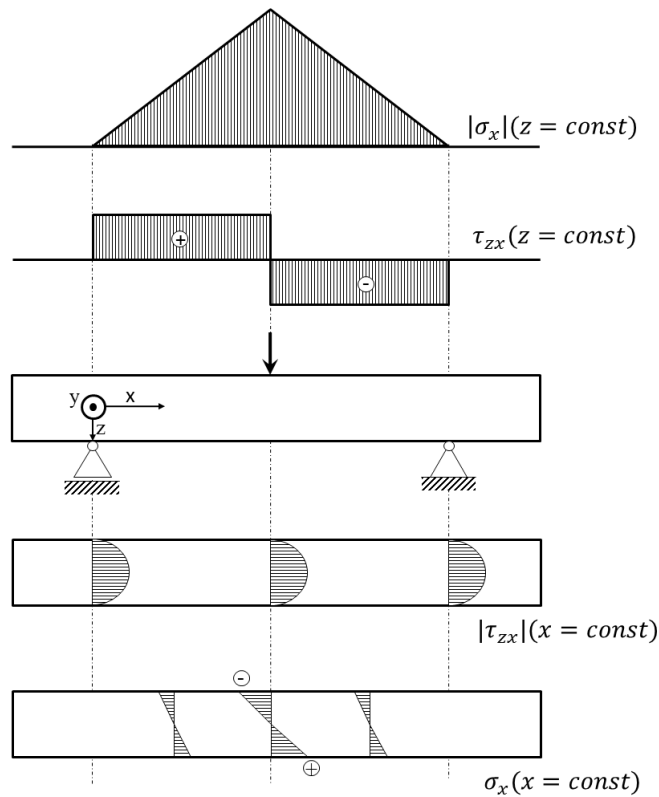


Abbildung 4.1: Schnittgrößen und Spannungen beim Drei-Punkt-Biege-Versuch, homogener Balken

Beim Verbundträger ergibt sich zwar eine lineare Dehnungs-, aber je nach Lagenaufbau eine variierende Spannungsverteilung. Zudem kann die Verteilung durch Asymmetrie im Aufbau weiter variiert werden. In Abbildung 4.2(1) wird bspw. außen eine höhere Steifigkeit als in der Mitte verwendet.

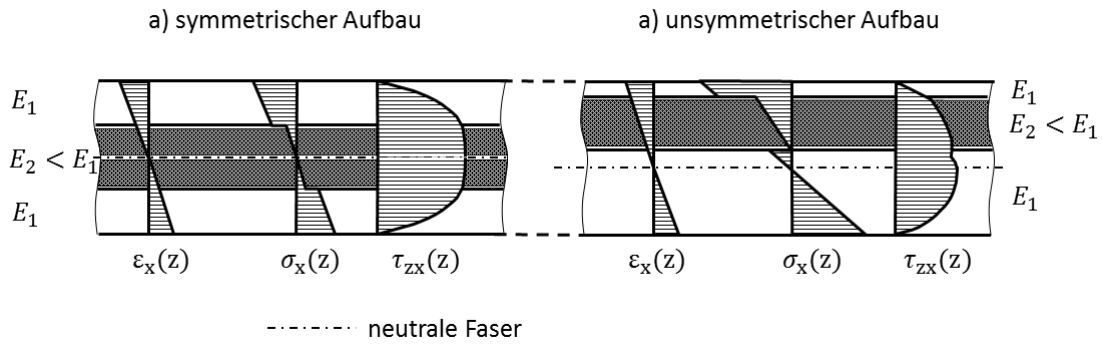


Abbildung 4.2: Schnittgrößen im Drei-Punkt-Biege-Versuch, inhomogener Balken

Macht man sich dies wie in [21] zu nutze, so kann wie in Abbildung 4.3 dargestellt, durch geschickte Auswahl von Lagenorientierung und Position, ein Zwischenfaserbruch hervorrunder Spannungszustände erzeugt werden.

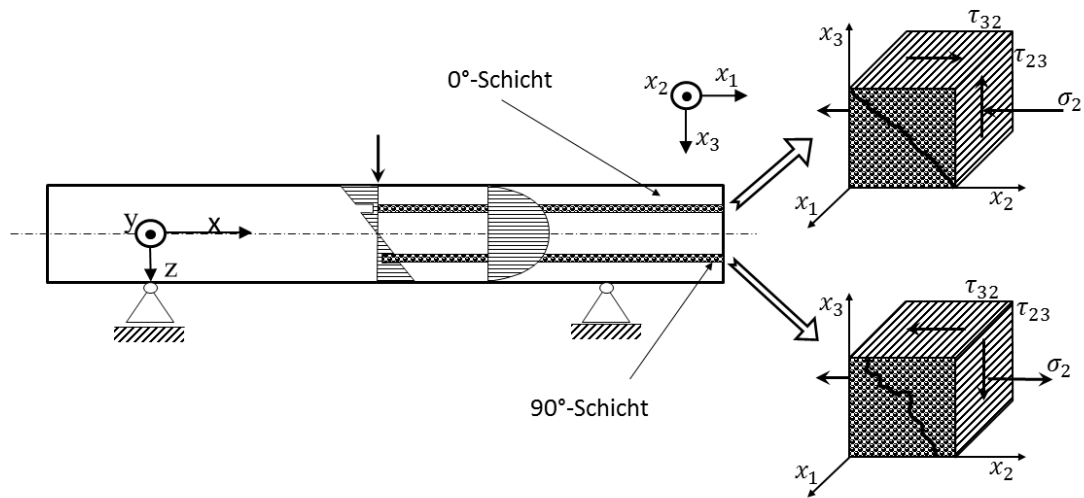


Abbildung 4.3: ZFB hervorrunder Laminataufbau im Drei-Punkt-Biege-Versuch, inhomogener Balken

Die Lasteinleitung über ein Moment macht die genaue Ermittlung des Spannungszustand in der einzelnen Lage schwierig. Dies ist nur indirekt möglich. Unter dem Aspekt der Fertigung eines asymmetrischen Laminats beim inhomogenen Balken, treten Krümmungen oder Eigenspannungen auf, die entweder die Versuchsdurchführung erschweren oder einen Einfluss auf den Spannungszustand haben. Zudem sind die Spannungen über die betrachtete kritische Lagendicke nicht konstant. Auch wenn dies bei den geringen Lagendicken

nur einen geringen Effekt ausmacht, führt dies zusammen mit den materiellen Abweichungen dazu, dass die Eindeutigkeit des erzeugten Spannungszustands weit unter der anderer Versuche liegt bzw. kein genügend homogener Spannungszustand erzeugt wird.

4.1.2 Vier-Punkt-Biegeversuch

$(\sigma_1, 0, 0, 0, 0, 0)^T$ ggf. $(\sigma_1, 0, 0, 0, \tau_{31}, 0)^T$

Beim regulären Vier-Punkt-Biege-Versuch liegt im mittleren Prüfbereich eine reine Momentenbelastung vor, wie es in Abbildung 4.4 dargestellt ist. Aus dieser resultieren wie im 3-Pkt-Biegeversuch Normalspannungen in den einzelnen Lagen. Hierbei treten sowohl Druckspannungen auf der Oberseite, als auch Zugspannungen auf der Unterseite auf. Als Vorteil wird hierbei gesehen, dass der mittlere Bereich frei von Querkraft, also ebenso frei von Schubspannungen resultierend aus dieser ist.

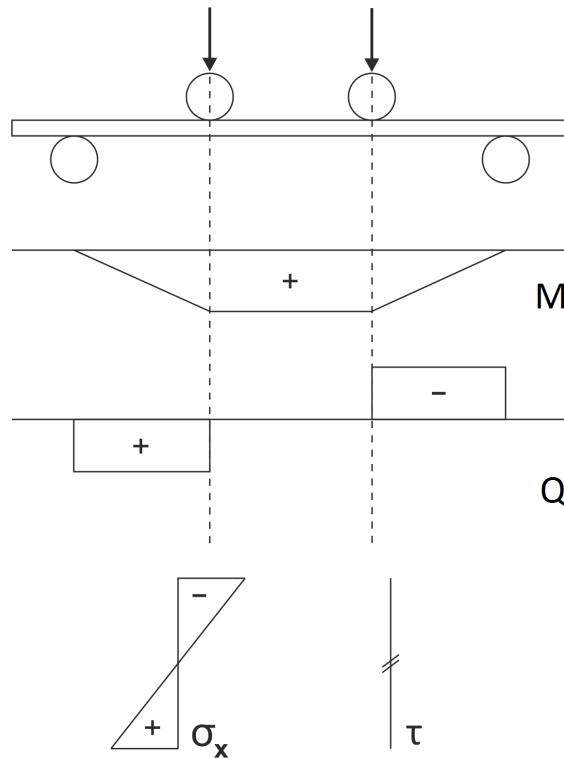


Abbildung 4.4: Schnittgrößen beim Vier-Punkt-Biege-Versuch

Die maximale Spannung berechnet sich zu:

$$\sigma_1 = \frac{M}{W} = 1,5 \cdot \frac{F(L-l)}{wt^2}. \quad (4.1)$$

Versagen tritt hierbei als Randfaserversagen ein (analog Dreipunkt-Biegeversuch).

Ergänzend zu den Untersuchungen im Abschnitt 3.2.2 wird der Versuchsaufbau verwendet, um die faserparallele Festigkeit R_{\parallel}^c zu bestimmen. Hierbei ist die Probekörperlängsachse die faserparallele Richtung der Probekörper. Durch den geringeren Druckfestigkeitskennwert R_{\parallel}^c tritt hierbei Druckversagen in der oberen Randfaser ein. Bei einer 90°-Orientierung würde der entsprechende kleinere Zugfestigkeitskennwert R_{\perp}^t zu einem Versagen in der unteren Randfaser führen. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 4.5 dargestellt.

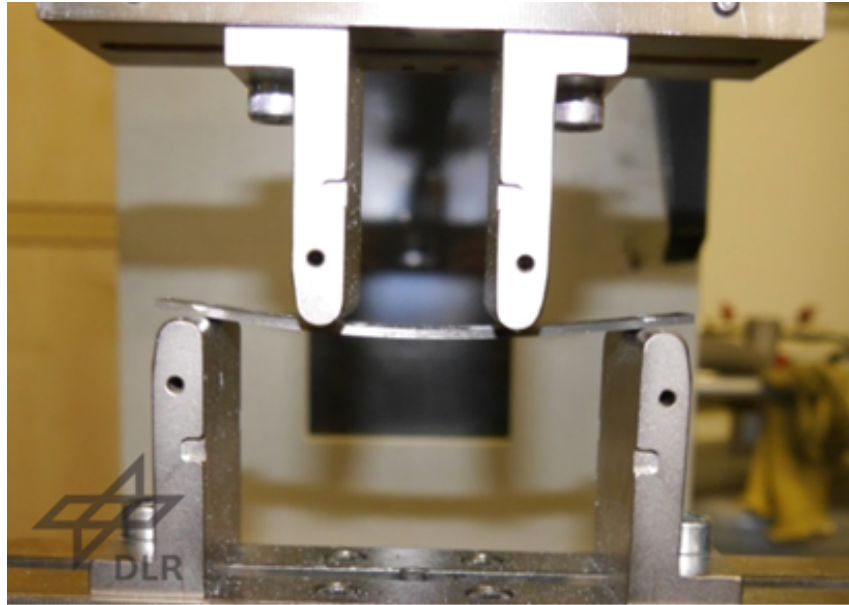


Abbildung 4.5: Versuchsaufbau Vier-Punkt-Biege-Versuch

Abbildung 4.6 zeigt die Last-Verschiebungskurven der durchgeführten Versuche. Die Verläufe sind relativ linear. Im letzten Bereich bevor es zum Versagen kommt, ist ein Absinken der Steifigkeit zu erkennen, wie es ähnlich bei den Druckversuchen aus Abschnitt 3.2.2 aufgetreten ist.

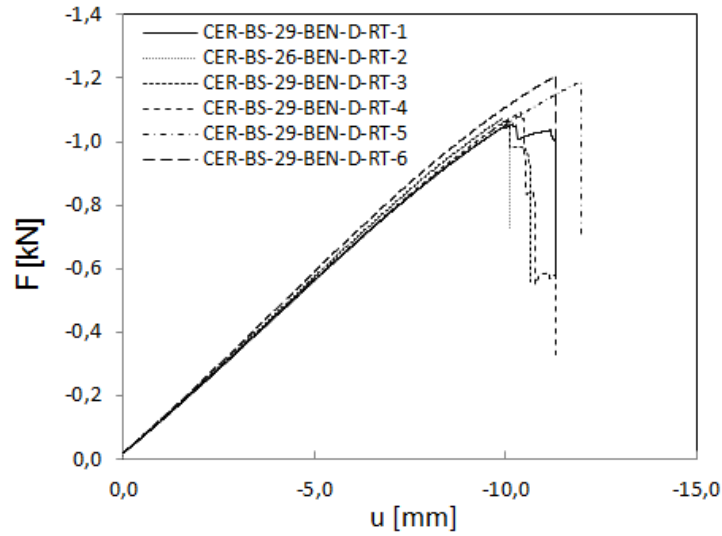


Abbildung 4.6: Last-Verschiebungskurven Vier-Punkt-Biege-Versuch

Tabelle 4.1 zeigt die Ergebnisse einer Stichprobe vom Umfang 6. Die erzielte Festigkeit liegt hierbei im Bereich der taillierten Druckversuche aus Abschnitt 3.2.2, wobei die Streuung etwas größer ausfällt.

Tabelle 4.1: Ergebnisse der Vier-Punkt-Biegeprobe (n=6)

		R_{\parallel}^c
\bar{X}	$[N/mm^2]$	1513
σ_x	$[N/mm^2]$	92
μ_X	$[\%]$	6,1

Die Verwendung eines Verbundträgers (inhomogener Balken) führt zu interlaminarem Schub zwischen Lagen unterschiedlicher Orientierung, dessen Größe über folgende Formel berechnet werden kann

$$\tau_{31}(z) = \frac{1}{2} \frac{dM}{dx} \sum_{k=j}^n [Qd]_k (z_k^2 - z_{k-1}^2). \quad (4.2)$$

Zusammenfassend kann der Versuchsaufbau verwendet werden, um die axialen Festigkeiten R_{\parallel}^c und R_{\perp}^t zu bestimmen, wobei eigene Erfahrungen für die 90°-Orientierung bislang nicht vorliegen. Eine Berechnung von Biege-Elastizitätsmoduln ist möglich. Für den Versuch spricht die einfache Durchführung und die simple Probekörpergeometrie. Als Nachteil ist die nicht homogene Spannungsverteilung zu nennen, die zu Randfaserversagen führt.

Durch Änderung der Prüfkörpergeometrie lässt sich ebenfalls ein biaxialer Spannungszustand mit der Dickenspannung σ_z erzeugen. Dies ist im nächsten Abschnitt näher erläutert.

4.1.3 Unfolding-Versuch

$$(0, 0, \sigma_3, 0, \tau_{31}, 0)^T$$

Beim Unfolding-Versuch handelt es sich um einen Vier-Punkt-Biegeversuch mit gewinkelten Probekörpern, was schematisch in Abbildung 4.8 dargestellt ist. Im Versuch wird die Ausrundung aus der Ebene gedrückt, was eine out-of-plane-Belastung in Form einer radialen Spannung σ_r oder Dickenspannung σ_z hervorruft. Siehe Abbildung 4.8! Die amerikanische Norm ASTM 6415 [3] behandelt diese Thematik. Ergebnisse aus der Literatur können in Avalon und Donaldson [12] oder Cui et al. [18] gefunden werden.

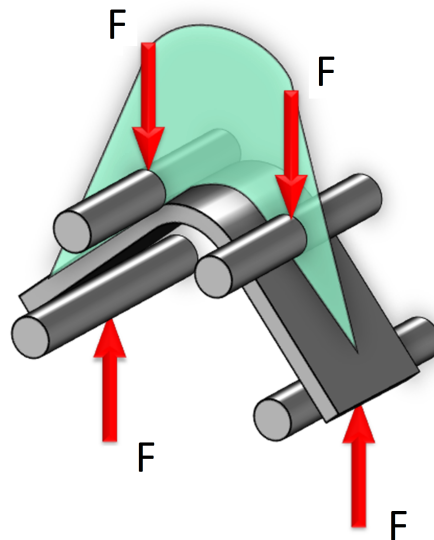


Abbildung 4.7: Momentenverlauf bei gewinkelterm Prüfkörper im Vier-Punkt-Biegeversuch

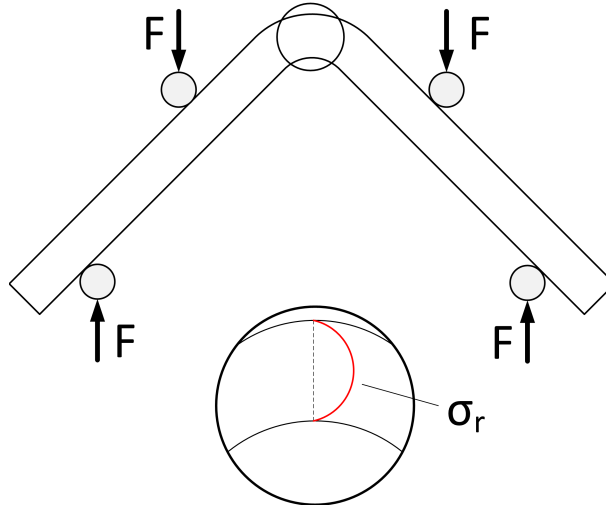


Abbildung 4.8: Schematischer Aufbau des Unfolding-Versuchs nach [3] mit Radialspannungsverteilung

Zusätzlich wirkt bei heterogenem Lagenaufbau eine tangentielle Schubspannung τ_{xz} aus der Relativverschiebung der einzelnen Lagen, welche durch das Moment hervorgerufen wird. Eine detailliertere Betrachtung des Versuchsaufbaus und der sich hieraus ergebenden Möglichkeiten biaxiale Spannungszustände zu erzeugen, findet sich in der Bachelorarbeit von Johannes Schwingel [61]. Wie sich bereits hier gezeigt hat, ist der Versagenstyp großen Schwankungen unterlegen. Als Schädigung tritt immer eine interlaminare Delaminationen ein, was für die Auswertung durch Versagenskriterien eine Schwierigkeit darstellt.

4.2 Rotationssymmetrische Prüfkörper

$(\sigma_1, 0, \sigma_3, 0, 0, \tau_{21})^T$ bzw. $(0, \sigma_2, \sigma_3, 0, 0, \tau_{21})^T$

Ein sehr weit verbreiteter Ansatz ist die Verwendung von rotationssymmetrischen Prüfkörpern unter gleichzeitigem Wirken von Torsion, Axiallast und möglicherweise sogar Innendruck. In einen Ausschnitt des Prüfkörpers kann somit ein dreidimensionaler Spannungszustand, mit Anteilen aus σ_{\parallel} , $\tau_{\perp\parallel}$ und σ_z , realisiert werden. Dies wurde bspw. zur Erzeugung der Versuchsdaten für den WWFE II genutzt. Nähere Informationen zu den durchgeführten Versuchen des WWFE II sind in Hintin et al. [43] zu finden.

Bei rotationssymmetrischen Prüfkörpern kann durch ein alleiniges Torsionsmoment ein reiner ebener Schubspannungszustand aufgebracht werden, da weder eine Längsspannung auftritt noch interlaminarer Schub aus Randeffekten entsteht.

Die Induzierung der Dickenspannung stellt bei mehrachsiger Belastung eine große Schwierigkeit dar. Je nach gewünschter Belastung in Dickenrichtung werden Größenordnungen von mehreren Hundert bis zu Tausend MPa benötigt, um ein gewünschtes Versagen unter umfangreichen Beanspruchungskombinationen herbeizuführen. Zur Veranschaulichung entspricht eine Spannung von $\sigma_z = 100 \text{ MPa}$ bereits einem Innendruck von 1000 bar. Die Anforderung an die Dichtigkeit der Prüfkörper stellt unter diesen Belastungen eine große Herausforderung dar. Durch Verwendung einer inneren Blase bspw. aus Gummi kann der Innendruck auf den Prüfkörper aufgebracht werden.

Für das Aufbringen des Torsionsmoments sind ebenfalls spezielle Lasteinleitungselemente von Nöten. Hierbei wird die Dicke allmählich reduziert, um Spannungskonzentrationen zu vermeiden.

Die Probekörper werden im Wickelverfahren hergestellt. Bei Probekörpern eines Umfangs zwischen 40 mm bis 50 mm ergibt sich bei den 90° orientierten Proben eine Winkelabweichung von ca. 2°. Diese Abweichung ist bei der Probekörperdefinition zu beachten.

Eine reine Druckbelastung verursacht axiale, tangential, als auch radiale Spannungen, was oft vernachlässigt wird. Bei Fischer [33] wird angegeben, dass durch die Abstimmung von Torsionsmoment, Axialkraft und Innendruck, gewünschte Spannungszustände gezielt eingestellt werden können. Hierbei können einzelne Spannungen kompensiert werden. Jedoch muss der Spannungszustand bei Versagen hinlänglich bekannt sein.

Abbildung 4.9 zeigt Belastungsmöglichkeiten des Rohrprobekörpers. Je nach Lastkonzept und Orientierung der Fasern lassen sich Beanspruchungskombinationen für diverse Spannungszustände generieren. Nutzbar ist dies bspw. für die Untersuchung von Zwischenfaserbrüchen unter Druck und Schub (IFF3) oder auch des Anteils der Schubspannung auf Faserbruch im FF1 und FF2.

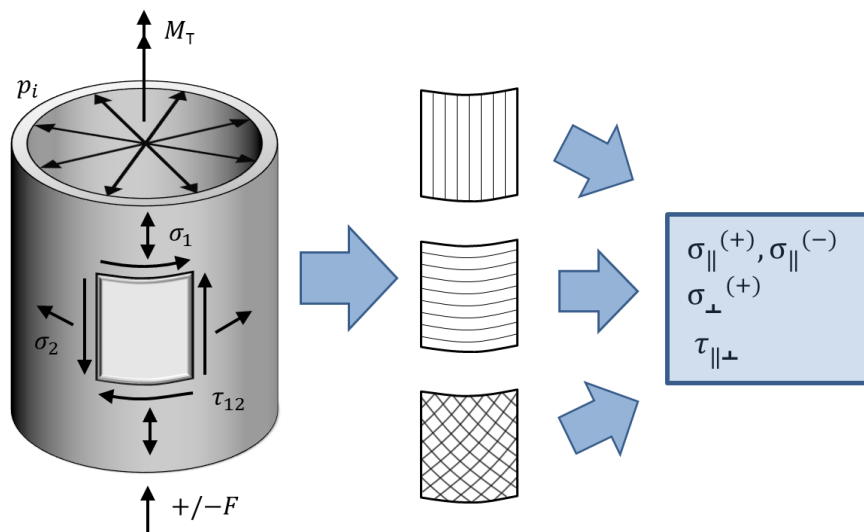


Abbildung 4.9: Rohrprobekörper mit Belastungen und den hieraus möglichen, resultierenden Spannungen in Fasern und Matrix

Ein Aspekt, der sich durch die Einbringung der Schubspannung durch ein Torsionsmoment ergibt, ist die Drehung der Faserrichtung beim 0° -Probekörper, wie es in Abbildung 4.10 dargestellt ist.

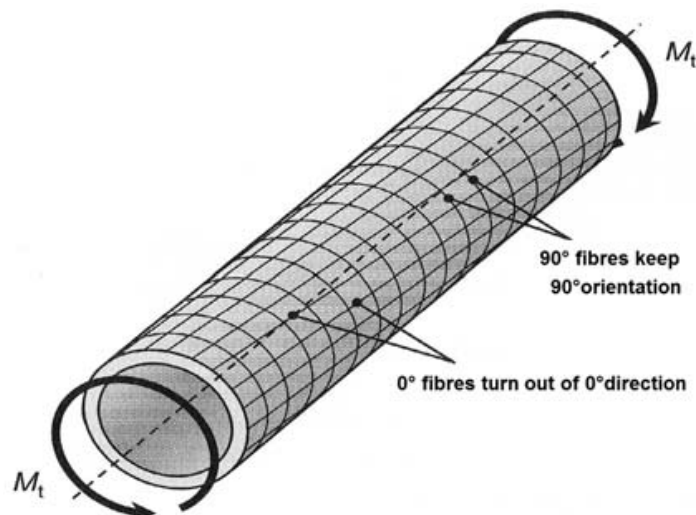


Abbildung 4.10: Abweichungen von der Faserorientierung bei aufgebrachtter Torsion, aus [33]

Mit der Faserorientierung ändert sich ebenfalls die Steifigkeit im ursprünglichen für den Probekörperausschnitt gewählten Koordinatensystem. Der Effekt wirkt sich bei einer Ori-

entierung von 0° in Prüfkörperlängsrichtung am stärksten aus und ist entsprechend bei 90° Orientierung unerheblich. Es kann versucht werden dies durch eine Vorverdrehung der Fasern zu kompensieren, wie es bspw. bei Michaeli et al. [48] versucht wird. Dies kann jedoch nur für diskrete Schubspannungen erfolgen, so dass deren Maximalwert bekannt sein muss.

Im Anhang bei Cuntze [20] finden sich Bemerkungen und rechnerische Abschätzungen zum Spannungszustand bei Verwendung von 0° - und 90° -Rohrprobekörpern, Nichtlinearitäten vernachlässigt werden. Durch die Verdrehung γ des 0° -Prüfkörpers müssen die aufgebrachten Spannungen aus dem Struktur-Koordinatensystem in das Schicht-COS transformiert werden:

$$\sigma_{\parallel} = \sigma_x(\cos \varphi)^2 + \sigma_y(\sin \varphi)^2 + 2\tau_{xy} \cos \varphi \sin \varphi \quad (4.3)$$

$$\sigma_{\perp} = \sigma_x(\sin \varphi)^2 + \sigma_y(\cos \varphi)^2 + 2\tau_{xy} \cos \varphi \sin \varphi \quad (4.4)$$

$$\tau_{\perp\parallel} = (-\sigma_x + \sigma_y) \cdot \varphi \cdot \cos \varphi + \tau_{xy} \cdot ((\cos \varphi)^2 - (\sin \varphi)^2) \quad (4.5)$$

Hierbei wird allerdings die nichtlineare Schubspannungs-Gleitungs-Relation vernachlässigt.

Problematisch für die Auswertung ist die übliche Annahme von Dünnwandigkeit. Die genaue Ermittlung des Spannungszustands über die Rohrdicke ist analytisch nur mit hohem Aufwand zu bewältigen. Unter Zuhilfenahme der FEA ist dies jedoch möglich.

Als Nachteil der Betrachtung und Vergleichbarkeit unterschiedlicher Tests ist die bei Zylinderprobekörpern anderweitige Fertigung, falls keine gewickelten rohrförmigen Strukturteile zu berechnen sind. Anders, als bei den restlichen hier beschriebenen Versuchen, können die Probekörper nicht mit dem selben Verfahren aus Prepregmaterial im Handablegeverfahren hergestellt werden. Bei FA existiert derzeit keine entsprechende Versuchsanlage zur Aufbringung eines Torsionsmoments.

4.3 Kreuzförmige Prüfkörper

$$(0, \sigma_2, \sigma_3, 0, 0, 0)^T$$

Ein naheliegender Versuchsaufbau, um biaxiale Spannungszustände hervorzurufen, beinhaltet die Verwendung zweier voneinander unabhängiger Lasteinleitungen. Bei diesem Versuchstyp werden kreuzförmige Probekörper untersucht, die voneinander unabhängig

vertikal und horizontal belastet werden. Dies hat den Vorteil, dass schubfrei ein Spannungszustand aus σ_2 und σ_3 appliziert werden kann. Die Kreuzform lässt sich relativ einfach per Fräsen aus der vollen Platte fertigen.

Als Nachteil ist sicherlich die gegenseitige Einflussnahme auf die Materialorientierung zu nennen. In Olsson [52] wird der Kreuzprobekörper, aber auch andere biaxiale Versuche thematisiert.

Der Versuch bietet durch die voneinander unabhängige Lasteinleitung eine gute Möglichkeit einen ungestörten biaxialen Spannungszustand zu erzeugen. Eine Testdurchführung mit der standardisierten Servo-Hydraulischen Prüfmaschine bei FA ist allerdings derzeit nicht möglich.

4.4 ARCAN-Versuch

$(0, 0, \sigma_3, 0, \tau_{23}, 0)^T$ bzw. $(0, 0, \sigma_3, 0, 0, \tau_{31})^T$

4.4.1 Beschreibung des Versuchs

Ein statischer Versuch, bei dem eine Kombination aus Axial- und Schubkräften aufgebracht werden kann, ist der ARCAN-Versuch, wie er in [1] erstmals verwendet wird. Hier wird er verwendet, um out-of-plane Spannungszustände zu realisieren. Das Prinzip ist an sich relativ simpel und ermöglicht es dennoch komplexe Spannungszustände darzustellen.

Bei FA wurde die Apparatur bereits für einige Untersuchungen genutzt. So wurde sie von D. Hartung [36] verwendet, um dreidimensionales Materialverhalten zu charakterisieren, als auch von D. Chupalla [17] um das Verhalten von Multiaxialgelegen zu untersuchen. Hinzu kommen eine Reihe weiterer Untersuchungen die sich im Kern mit der Apparatur beschäftigen oder diese zur Gewinnung von Materialparametern heranziehen.

Ansätze zur Verwendung des Versuchsstands in bruchmechanischen Fragestellungen, insbesondere die Möglichkeit als Alternative zum Mixed Mode Bending-Versuch, werden bspw. bei Greer jr. [34] oder Naghdali Choupani [16] diskutiert.

Über den Winkel der Lasteinleitung in den Querschnitt, der über die Positionierung der Traverse in der dafür vorgesehenen Lochaussparungen variiert werden kann, bestimmt sich ein Spannungsverhältnis zwischen Druck- oder Zug- und einer Schubbeanspruchung. Für die Schubkonfiguration ergibt sich ein Spannungszustand, wie in den Abscherversuchen

aus Abschnitt 3.3.4, bspw. wie im V-Notched-Shear-Versuch.

In der ursprünglichen Variante stellt der gesamte Kreisquerschnitt den Probekörper dar, wie es in Abbildung 4.11 abgebildet ist.

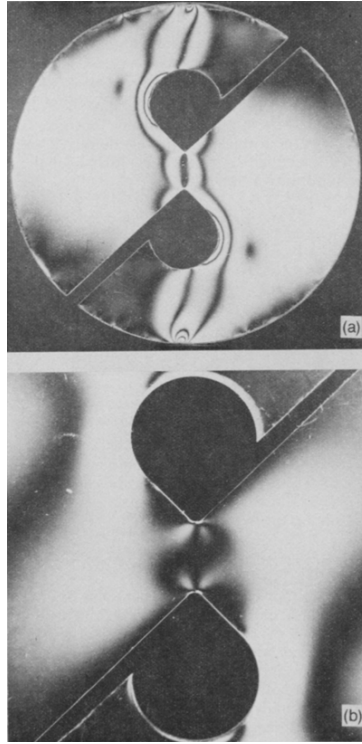


Abbildung 4.11: Arcan-Probekörper in Kreisform aus [1]

Der Versuchsaufbau wurde in der Art weiterentwickelt, dass ein äußerer Ring als Teil der Versuchsapparatur verwendet wird, um mit der Lasttraverse verbunden zu werden. Innerhalb dieses Rings wird dann der nun kleinere Probekörper befestigt. Wie in Abbildung 4.12 dargestellt, kann der Ring somit zwischen 0° und 90° kontinuierlich gedreht werden, um unterschiedliche Spannungsverhältnisse einzustellen. Genauer wird die Evolution der Arcan-Testvorrichtung, welche bei FA vorhanden ist, bei Hartung [36] beschrieben.

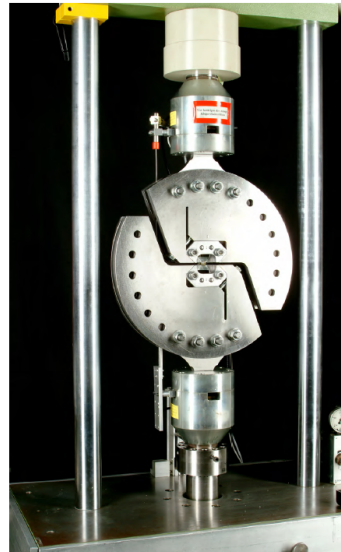
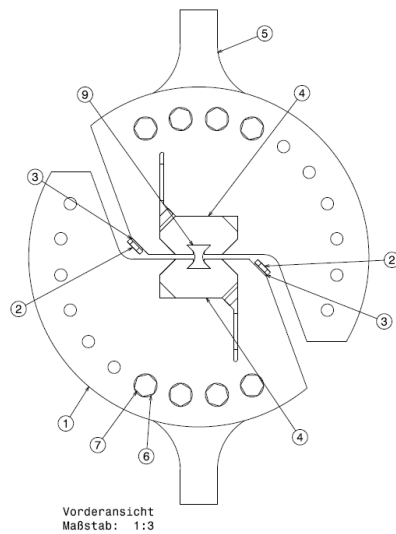


Abbildung 4.12: Weiterentwickelte Arcan-Prüfvorrichtung aus [2]

Ein aktueller Aufbau des Versuchs sieht eine weitere Unterteilung zwischen Arcan-Scheiben und Probekörpern vor. Um eine einfachere Handhabung zu gewährleisten und Variationen der Probekörpergeometrie zu ermöglichen, wird eine Probekörperhalterung verwendet. Diese wird wiederum innerhalb den Arcanscheiben befestigt. Gewährleistet werden muss hierbei eine hohe Genauigkeit der Probekörper.

Die geeignete Probekörpergeometrie kann je nach Spannungszustand variieren. Hierfür existieren mehrere Konzepte, welche je nach Art des gewünschten Spannungszustands bzw. der zu bestimmenden Materialparameter Vor- und Nachteile aufweisen. Der Versuchsaufbau und insbesondere die Probengeometrie wurden mehrmals weiterentwickelt und für die jeweilige, gewünschte Belastung angepasst, was bei Hartung [38, 37] nachzulesen ist. Ergebnis der Untersuchungen sind Proben in Form von gekerbten Blöcken, unter schubdominierter Belastung, sowie taillierte Probekörper unter dominierendem Zug. Eine Skizze der Probekörper findet sich in Abbildung 4.13. Detailliertere Zeichnungen für die Fertigung sind im Anhang unter Abschnitt A.2 zu finden.

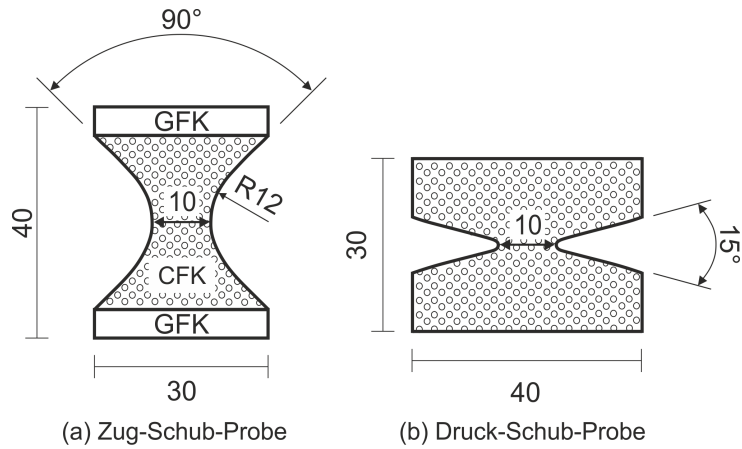


Abbildung 4.13: Probekörper bei Zug- und Schubbelastung

Die Versuchsanordnung kann ebenso für die Charakterisierung der interlaminaren Eigenschaften verwendet werden, wie es bspw. bereits in [39] betrachtet wurde. Zur Ermittlung der out-of-plane-Eigenschaften werden Aufbauten notwendig, die analog zu Iosipescu-Probekörpern eine hohe Anzahl Lagen in Dickenrichtung aufweisen. Abbildung 4.14 veranschaulicht, welche Materialebenen durch Fräsen aus dem Laminat entstehen.

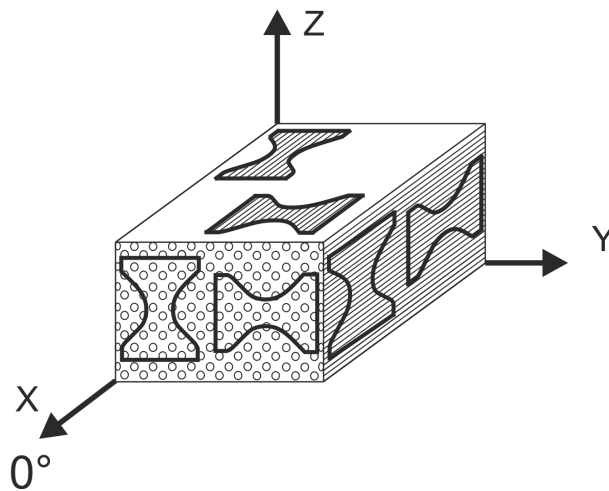


Abbildung 4.14: Materialorientierung der Prüfkörper

Hierbei müssen eine ausreichende Anzahl Lagen für die angegebene Dicke der Probekörper abgelegt werden. Um die in Abbildung 4.13 abgebildeten Zug-Schub-Probekörper zu fertigen, werden zusätzlich Aufleimer verwendet. Aus der vollen Platte aus Laminat und Aufleimern werden dann die Proben gefräst.

Abbildung 4.15 verdeutlicht die Lasteinleitung unter dem Winkel φ .

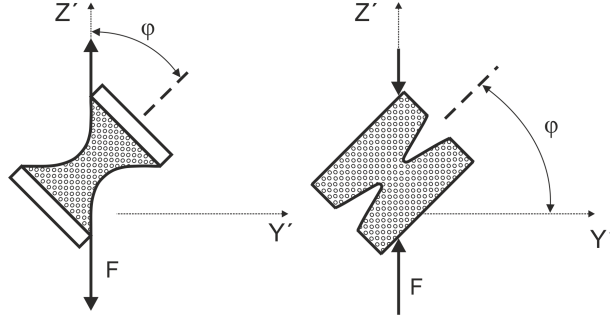


Abbildung 4.15: Lastenleitung unter Winkel φ beim Arcan-Versuch

Ermittelt werden der Schub- bzw. Axialanteil der Belastung über den Winkel der Arcan-Scheiben in folgender Weise:

$$\sigma_z = \frac{F \cdot \cos \varphi}{A} \quad (4.6)$$

bzw.

$$\tau_{zx} = \frac{F \cdot \sin \varphi}{A} \quad (4.7)$$

Theoretisch ist es also möglich Spannungszustände hervorzurufen, die ein Versagen im Zwischenfaserbruch der Versagensart IFF2 hervorrufen. Hierbei liegt die Grenze zwischen IFF3 und IFF2 bei $\varphi < 45^\circ$. Daher wird $\varphi = 30^\circ$ gewählt. Betrachtet man nun die Belastungen über die Hauptspannungen der transversal-isotropen Ebene muss festgestellt werden, dass die Zugkomponente der Schubbelastung nur zu einer negativen Hauptspannung führt:

$$\begin{aligned} \sigma_{I,II} &= \frac{\sigma_2 + \sigma_3}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{\sigma_2 - \sigma_3}{2}\right)^2 + \tau_{23}^2} \\ \sigma_I &= 0.228 F/A; \quad \sigma_{II} = -1.094 F/A. \end{aligned} \quad (4.8)$$

Dieser Spannungszustand bewirkt demnach ebenso eine Beanspruchung im Mode IFF1, die zur Abschätzung ausgerechnet wird:

$$\begin{aligned} Eff^{\perp\sigma} &= (\sigma_I + \sigma_{II}) + \sqrt{\sigma_I^2 - 2 \cdot \sigma_I \sigma_{II} + \sigma_{II}^2} / 2R_{\perp}^t \\ &= 0.284 F/AR_{\perp}^t = 1.606 \cdot 10^{-3} F/A, \end{aligned} \quad (4.9)$$

Hierfür wird $\mu_{\perp\perp} = 0.15$ angenommen und in Gleichung (4.11) eingesetzt und führt zu:

$$\begin{aligned} Eff^{\perp\tau} &= \frac{1}{1 - \mu_{\perp\perp}} \sqrt{\sigma_I^2 - 2 \cdot \sigma_I \sigma_{II} + \sigma_{II}^2} + \frac{\mu_{\perp\perp}}{1 - \mu_{\perp\perp}} (\sigma_I + \sigma_{II}) / R_{\perp}^c \\ &= 1,49 F/AR_{\perp}^c = 7.38 \cdot 10^{-3} F/A \end{aligned} \quad (4.11)$$

4.4.2 Ergebnisse und Bewertung

Untersucht werden Proben der Orientierungen $\perp\perp$ und $\perp\parallel$, so dass Spannungskombinationen aus σ_3 und τ_{23} bzw. σ_3 und τ_{31} aufgebracht werden können.

Numerische Voruntersuchungen:

Eine numerische Untersuchung zur Bestimmung der Spannungsverteilungen in der Kerbe wird mit dem Modell aus Abbildung 4.16 bzw. 4.17 durchgeführt. Hierbei wird das Materialkoordinatensystem konstant gehalten (bzw. es werden die Materialorientierungen $\perp\perp$ und $\perp\parallel$ untersucht) und lediglich das Koordinatensystem der Lasteinleitung rotiert. Die untere Seite des Probekörpers wird hierbei auf das Ursprungs Koordinatensystem bezogen und auf der oberen Seite entsprechend dem Lastwinkel angepasst.

Es entstehen die biaxialen Spannungszustände aus τ_{23} und σ_3 (auf das Materialkoordinatensystem bezogen). Hierbei wurde linear, elastisches Materialverhalten verwendet.

Die Rand- und Lastbedingungen wurden für schubdominierte Lastfälle ($\varphi > 45^\circ$), wie in Abbildung 4.16 modelliert. Für die druckdominierten Lastfälle ($\varphi \leq 45^\circ$) werden die vertikalen Seiten des Probekörpers gelenkig gehalten, um die Auswirkungen der Querkontraktion unter Druck zu erfassen (4.17).

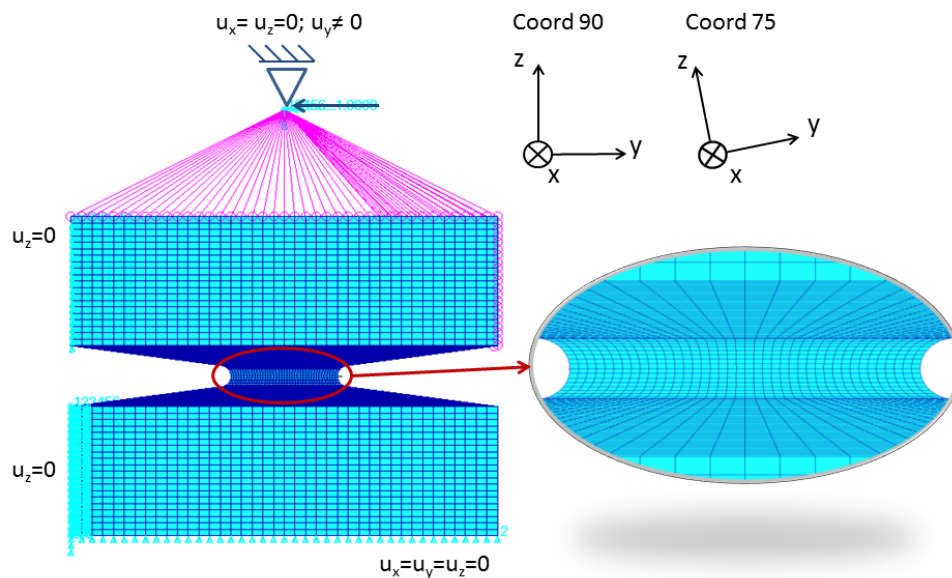


Abbildung 4.16: FE-Modell des Arcan-Versuchs: Schub-dominierte Lastfälle

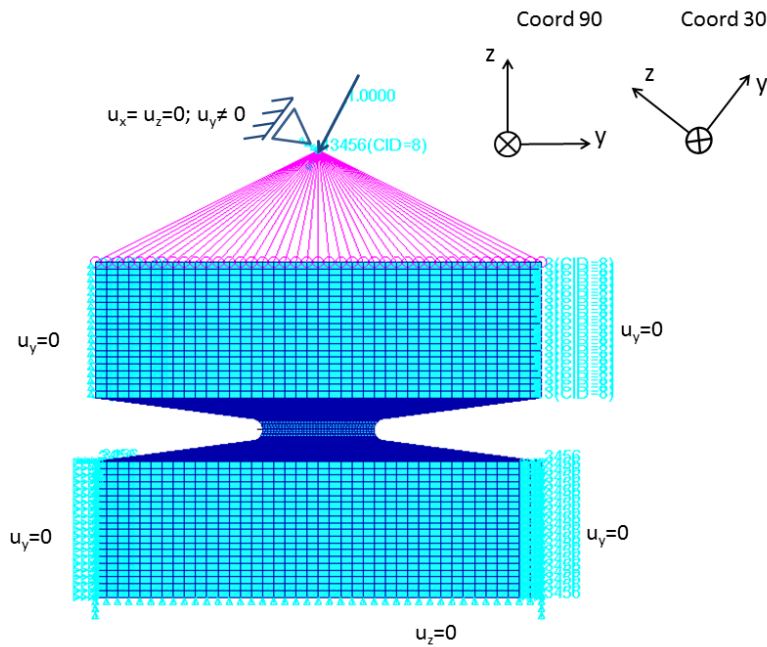


Abbildung 4.17: FE-Modell des Arcan-Versuchs: Druck-dominierte Lastfälle

Aufgrund der geplanten Bestimmung der Reibparameter werden die schubdominierten Lastfälle mit der Materialorientierung $\perp \parallel$, sowie die druckdominierten mit der Orientierung $\perp \perp$ durchgeführt.

Zunächst werden die schubdominierten Lastfälle betrachtet. In Abbildung 4.18 zeigt die Normal- und Schubspannungsverteilung über den Kerbquerschnitt für eine Laststufe bei der die auftretenden Spannungen Versagen hervorrufen würden. Zu erkennen ist eine sehr homogene, parabolische Verteilung der Schubspannung in Abbildung 4.18(a) für den reinen Schublastfall bei 90° -Orientierung. Hierbei tritt eine geringe Zug-Normalspannung ein. Diese zeigt an den freien Rändern leichte Peaks.

Bei 75° -Orientierung des Probekörpers ergibt sich weiterhin ein sehr homogener Verlauf der Schubspannung (Abbildung 4.18(b)). Eine auftretende Drucknormalspannung weist deutliche Peaks an den Rändern auf. In Mitten des Querschnitts verläuft sie homogen.

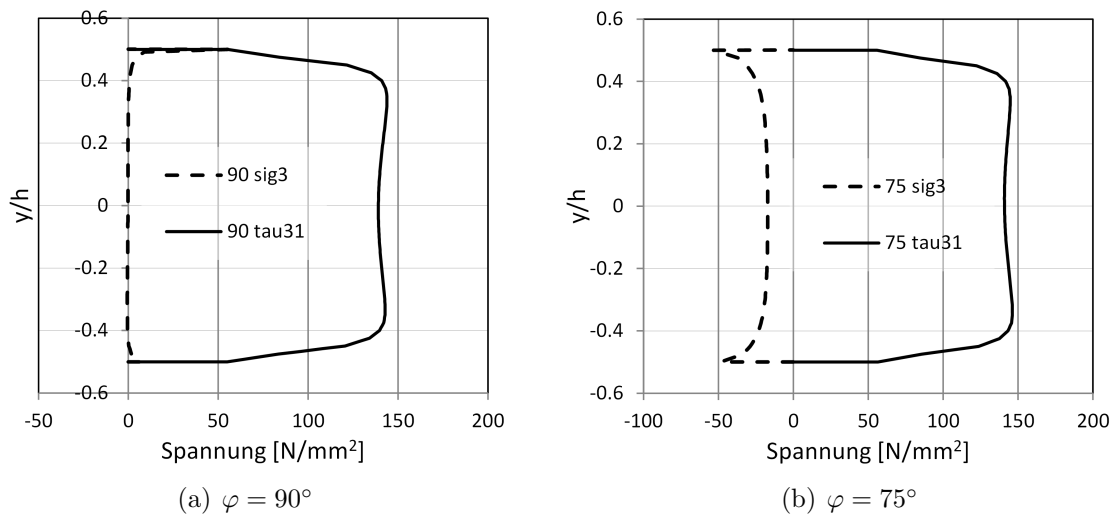
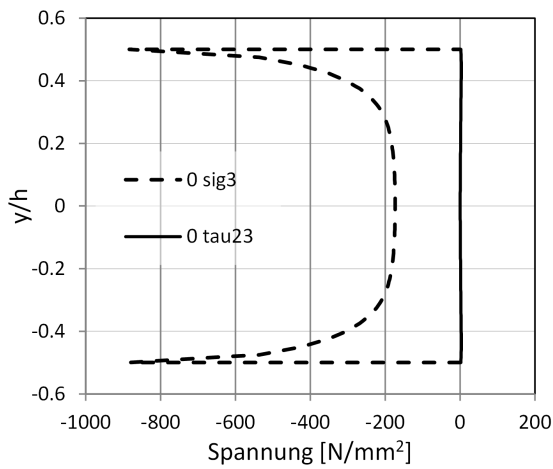
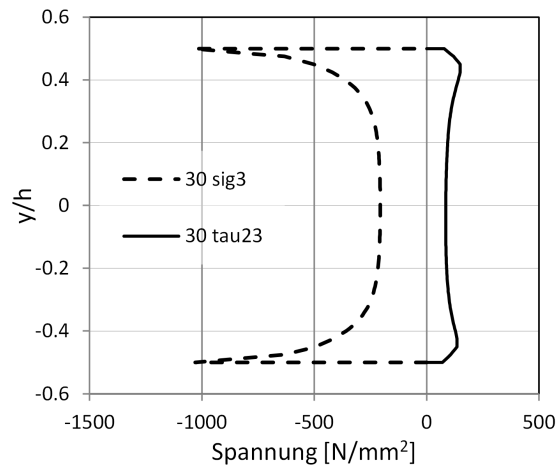


Abbildung 4.18: Normal und Schubspannung für unterschiedliche Lastwinkel bei $u=0,22$ mm, \perp ||-Materialorientierung

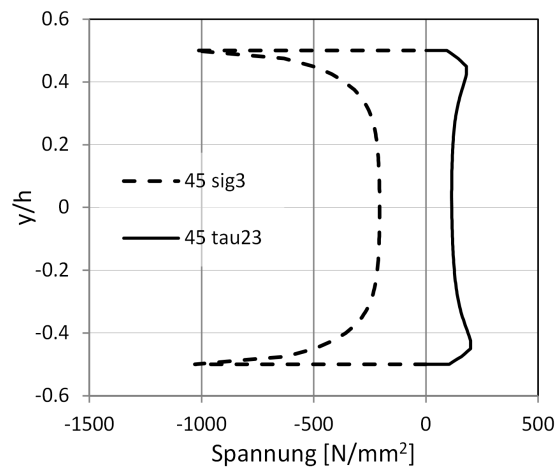
Betrachtet man die druckdominierten Lastfälle in Abbildung 4.19 zeigen sich sehr starke Peaks für die Spannung in Dickenrichtung. Die Schubspannung τ_{23} zeigt für alle Winkel einen homogenen Verlauf.



(a) $\varphi = 0^\circ$ $u=0,54$ mm



(b) $\varphi = 30^\circ$ $u=0,74$ mm



(c) $\varphi = 45^\circ$ $u=1$ mm

Abbildung 4.19: Normal und Schubspannung für unterschiedliche Lastwinkel, $\perp\perp$ -Materialorientierung

Betrachtet man das Versagen auf der Probekörperoberfläche (Abbildung 4.20), hier mit Puck bemessen, fällt für die reine Druckbelastung sofort das Versagen außerhalb des Kernquerschnitts auf. Dieses geht von den Kerben aus und verläuft bogenförmig durch die Probekörperober- und -unterseite.

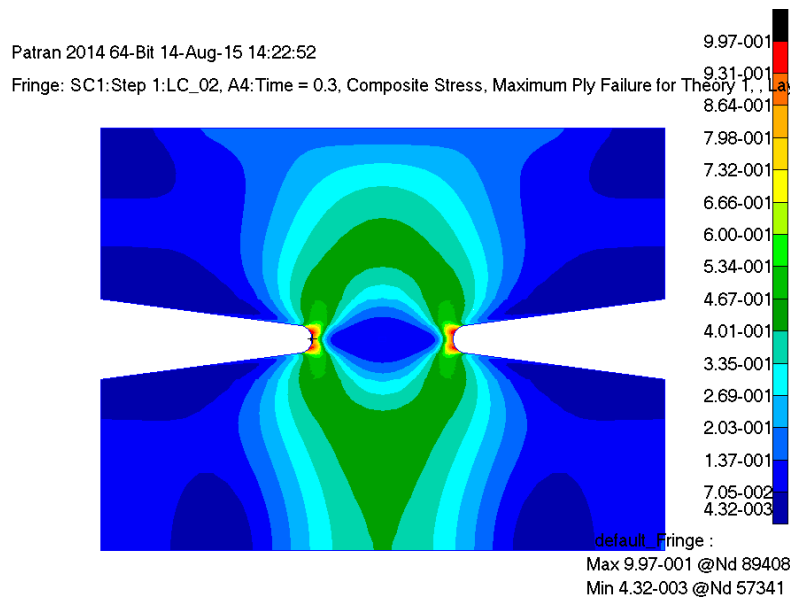


Abbildung 4.20: Fehlerindize auf Probekörperoberseite bei $\varphi = 0^\circ$, $\perp\perp$ -Materialorientierung

Innerhalb des Kerbquerschnitts tritt aufgrund der Querkontraktion eine zusätzliche Querdruckdruckbelastung auf. Abbildung 4.21 zeigt den Anteil der Querdruckspannung σ_2 im linearen Bereich normiert auf die Spannung σ_3 . Ihr Anteil beträgt in Kerbmitte ca. 85% der Dickenspannung und ist somit im Druckbereich nicht zu vernachlässigen.

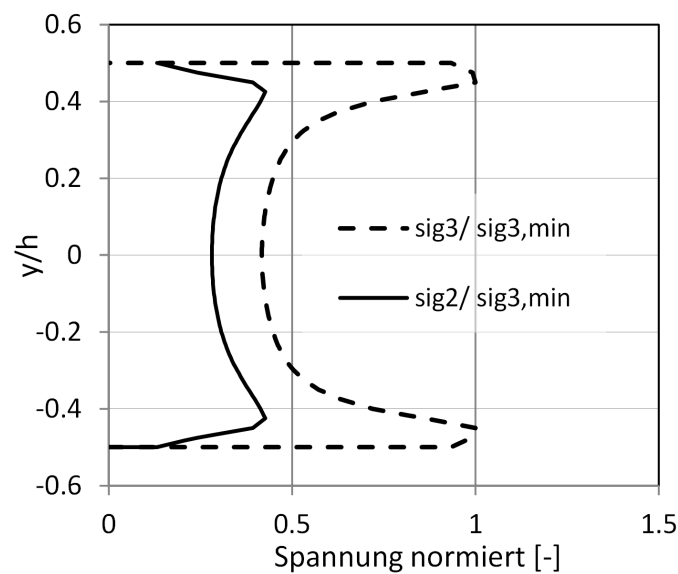


Abbildung 4.21: Einfluss der Querdruckspannung σ_2 bei $\varphi = 0^\circ$, $\perp\perp$ -Materialorientierung

Kommt unter $\varphi = 30^\circ$ ein Schubanteil hinzu ist das prognostizierte Versagensbild, wie in

Abbildung 4.22 zu sehen.

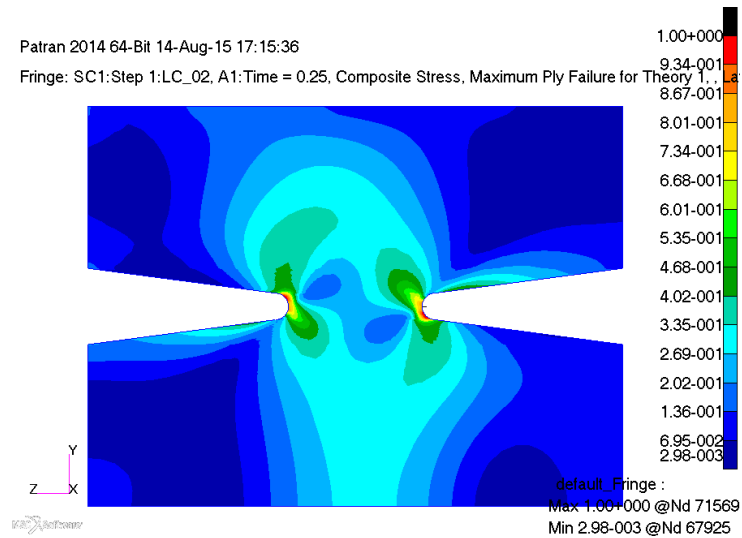


Abbildung 4.22: Fehlerindize auf Probekörperoberseite bei $\varphi = 30^\circ$, $\perp\perp$ -Materialorientierung

Wie Abbildung 4.23 zeigt, beträgt der Anteil der Querdruckspannung σ_2 in linearen Bereich 56% von σ_3 .

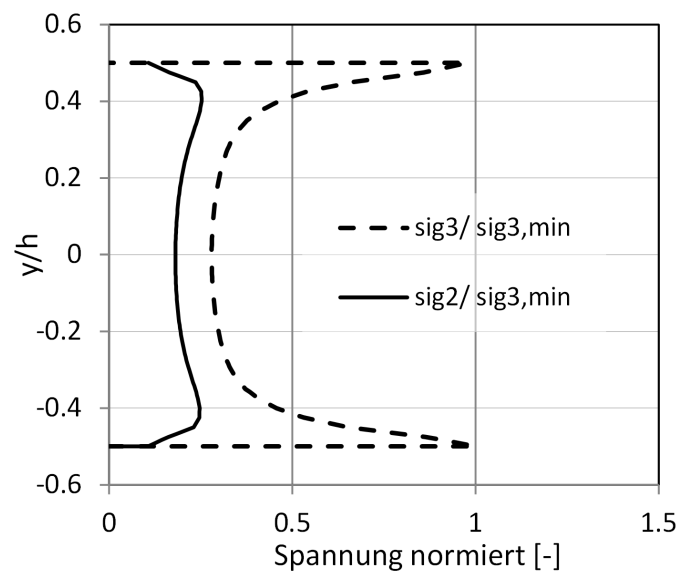


Abbildung 4.23: Einfluss der Querdruckspannung σ_2 bei $\varphi = 30^\circ$, $\perp\perp$ -Materialorientierung

Versuchsdurchführung:

Die Versuchsdurchführung von ARCAN-Versuchen erfordert einige Vorbereitungen. Sind die Probekörper, wie oben beschrieben, gefertigt, müssen diese vermessen und mit DMS versehen werden.

Für die Vermessung des Kerbquerschnitts bieten sich Lichtmikroskopieaufnahmen an, wie beispielhaft in Abbildung A.4 im Anhang, Abschnitt A.3 gezeigt. Dies dient nebenbei der Qualitätskontrolle. Sehr gut sind in Abbildung A.4(b) die Ondulationen der abgelegten Lagen zu erkennen.

Zur Dehnungsmessung werden triaxiale DMS-Rosetten auf Vorder- und Rückseite appliziert, siehe Abbildung 4.24. Verwendet werden können DMS der Serie 1-RY91 in unterschiedlichen Messgittergrößen. Bei der Auswertung müssen K-Faktoren und Querdehnempfindlichkeiten spezifisch der einzelnen DMS-Richtung berücksichtigt werden.

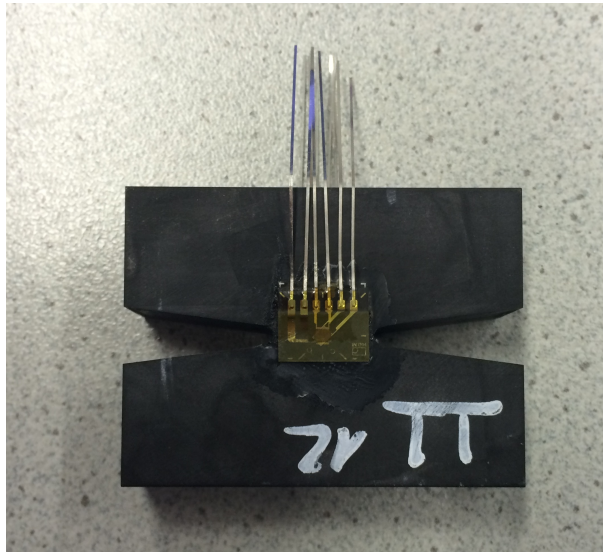


Abbildung 4.24: ARCAN-Probekörper mit Triaxial-DMS RY91-1.5/120

Die Tabellen 4.2 und 4.3 zeigen die Ergebnisse der durchgeführten Versuchsreihen.

Tabelle 4.2: Ergebnisse der ARCAN Versuche mit $\perp \parallel$ -Materialorientierung, jeweils n=6

φ	90°			75°		
	F_{max} kN	$\sigma_{3,max}$ MPa	$\tau_{31,max}$ MPa	F_{max} kN	$\sigma_{3,max}$ MPa	$\tau_{31,max}$ MPa
\bar{X}	-8324	-	83,59	-9870	-25,51	95,21
σ_x	117,6	-	1,7	222,1	0,66	2,5
μ_x	1,4	-	2	2,25	2,6	2,6

Die Abbildung 4.25 zeigt die Schubspannungs-Gleitungs-Kurven bei reiner Schubbelastung $\varphi = 90^\circ$. Unter dem Aspekt der Schubkennwertermittlung liefert der ARCAN-Versuch einen leicht höheren Festigkeitswert, als der Iosipescu-Versuch.

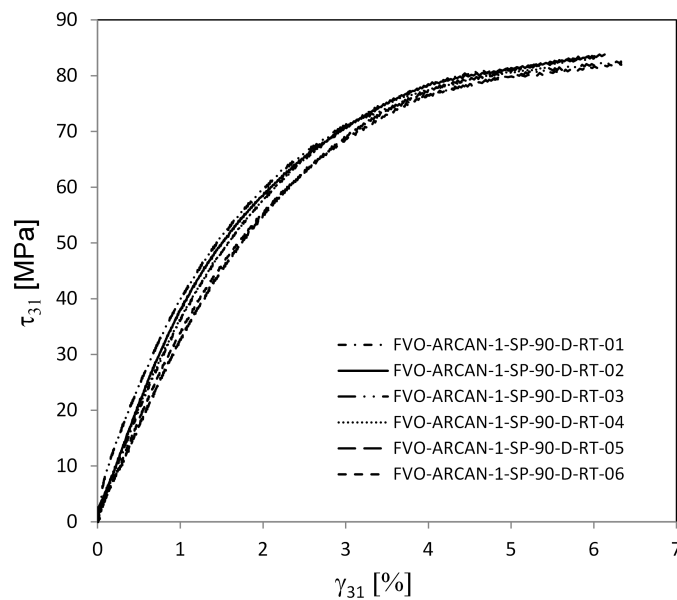


Abbildung 4.25: Schubspannungs-Gleitungs-Kurven $\perp \parallel$ -Ebene, $\varphi = 90^\circ$

Ergänzend wird der Schubmodul $G_{\perp\parallel} = 4036$ MPa, bei $\mu_x = 11,3\%$ ermittelt. Hierbei wird zur Auswertung das selbe Gleitungsintervall wie im Iosipescu-Versuch herangezogen. Die hohe Streuung ist zu einem großen Anteil durch das sehr stark alternierende Dehnungssignal begründet. Diese kann ebenfalls auf Vorder- und Rückseite sehr unterschiedlich ausfallen. Eventuell lässt sich durch Verbesserungen im Bereich der Messtechnik eine niedrigere Streuung erreichen.

Insgesamt fällt der Schubmodul $G_{\perp\parallel}$ im Vergleich mit den anderen hier durchgeführten

Schubversuchen am niedrigsten aus.

Tabelle 4.3: Ergebnisse der ARCAN Versuche mit $\perp\perp$ -Materialorientierung, jeweils n=6

φ	90°		60°			30°			0°	
	F_{max}	$\tau_{23,max}$	F_{max}	$\sigma_{3,max}$	$\tau_{23,max}$	F_{max}	$\sigma_{3,max}$	$\tau_{23,max}$	F_{max}	$\sigma_{23,max}$
	kN	MPa	kN	MPa	MPa	kN	MPa	MPa	kN	MPa
\bar{X}	-7.65	50	-9.89	-52	99	-33.48	-297	171	-43.52	-435
σ_x	679	2,4	1306	6,8	13,0	218	19,8	11,3	3.4	20,5
μ_x	8,9%	4,8%	13,2%	13,2%	13,2%	6,5%	6,6%	6,6%	7,7%	4,7%

Das interlaminare Schubverhalten $\tau_{\perp\perp}(\gamma_{\perp\perp})$ ist in Abbildung 4.26 dargestellt. Der Schubmodul kann zu $G_{\perp\perp} = 3414$ MPa bestimmt werden. Hierbei ist die Streuung $\mu_x = 9,4\%$.

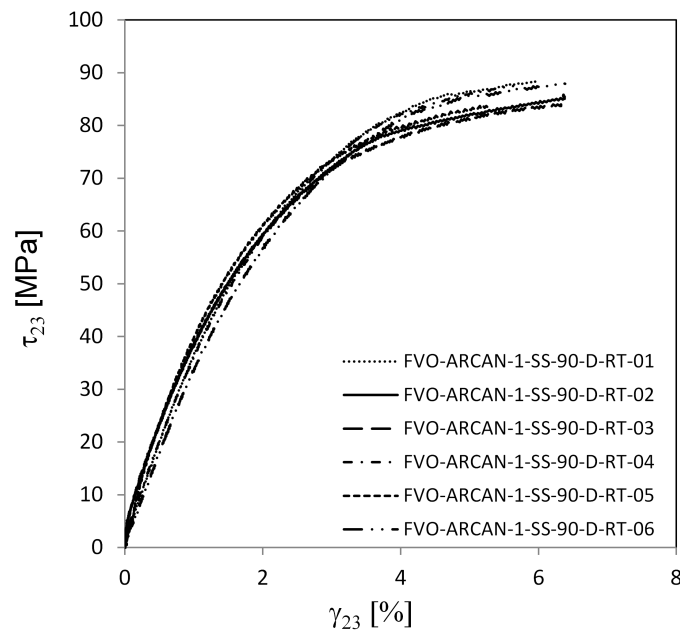


Abbildung 4.26: Schubspannungs-Gleitungs-Kurven $\perp\perp$ -Ebene, $\varphi = 90^\circ$

Auffällig unter biaxialen Belastungssituationen ist, dass bei Auswertung am Kraftmaximum eine unplausibel hohe Überschreitung der Materialfestigkeiten auftritt. Obwohl reine UD-Aufbauten verwendet werden, stellt das Erreichen der maximalen Belastung, anscheinend nicht das erste Auftreten von Zwischenfaserbrüchen dar. Somit kann ein Versagen

nicht allein aus den Last-Verschiebungskurven detektiert werden, wie sich bereits bei [36] gezeigt hat.

Es gilt die Position des ersten Zwischenfaserbruches zu detektieren. Hierbei können die DMS-Signale und die optische Vermessung mit dem ARAMIS-System wertvolle Informationen liefern. Die Abbildung 4.27 zeigt die Dehnung in Probekörperdickenrichtung und die gemessene Kraft über der Zeit für die Bestimmung von $\mu_{\perp\parallel}$ im schubdominierten Lastfall. Man erkennt, dass die betragsmäßigen Maxima nicht zum selben Zeitpunkt eintreten. Für die Auswertung wird im Folgenden die Kraft verwendet, bei der die maximale Dehnung eintritt.

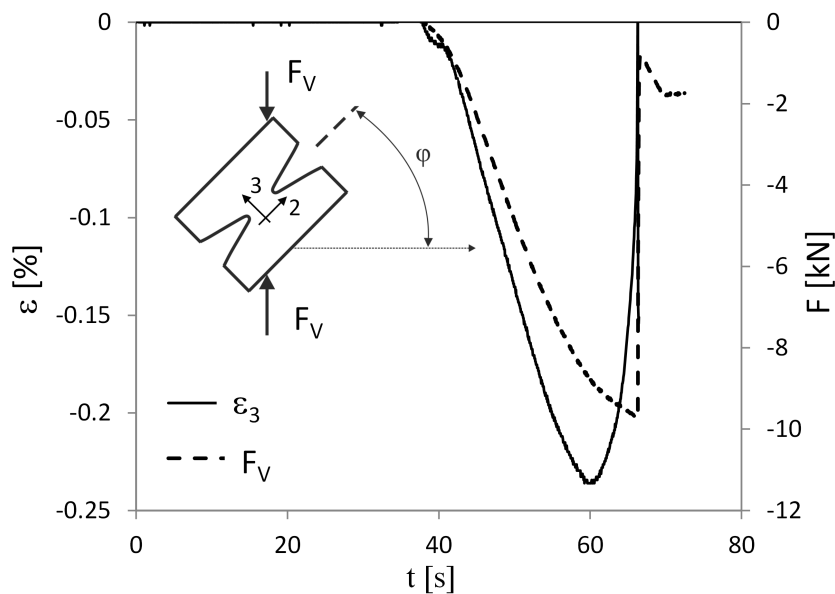


Abbildung 4.27: Kraft- und Dehnungssignal über der Zeit, Probekörper ARCAN- \perp \parallel -75

Betrachtet man analog die druckdominierte Prüfung zur Bestimmung von $\mu_{\perp\perp}$ in Abbildung 4.28, lässt sich für die Querdehnung ein lokales, betragsmäßiges Maximum bestimmen. Die Dehnung nimmt jedoch weiterhin zu. Zur Auswertung wird der lokale Extremwert verwendet.

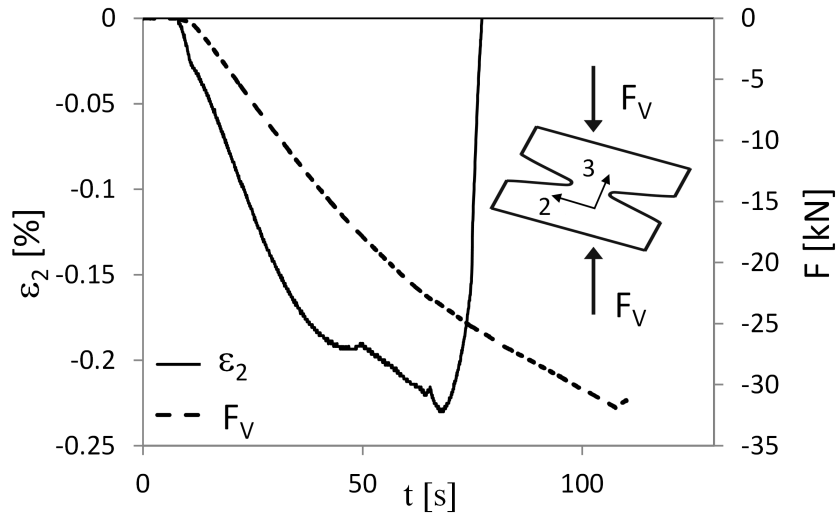


Abbildung 4.28: Kraft- und Dehnungssignal über der Zeit, Probekörper ARCAN-⊥⊥-30

Ein weiterer Aspekt des ARCAN-Versuchs ist das Auftreten einer horizontalen Kraft, welche nicht über die vertikale Kraftmessdose aufgezeichnet werden kann. Mohr et. al [49] untersuchten den Einfluss dieser Kraftkomponente und stellen Möglichkeiten zur Verfügung diesen abzuschätzen. So kann für die hypothetischen Spannungen ohne den Einfluss der Querkraft

$$\tau_{31}^{hyp} = \tau_{31} \cos^2 \alpha + \sigma_3 \sin \alpha \cos \alpha \quad (4.13)$$

$$\sigma_3^{hyp} = \tau_{31} \sin \alpha \cos \alpha + \sigma_3 \sin^2 \alpha. \quad (4.14)$$

geschrieben werden.

Schwierig ist es für die bei FA vorhandene Apparatur abzuschätzen ab welcher Querbelastung ein Kontakt in der Linearführung eintritt. Die Last-Verschiebungskurven lassen hierüber keine Aussagen zu. Es werden die Auswirkungen der horizontalen Kraft lediglich für die $\varphi = 30^\circ$ -Prüfung abgeschätzt.

Zur Beurteilung des Bruchbildes werden die Probekörper nach dem Versuch unter dem Lichtmikroskop untersucht. Hierzu werden die DMS vorsichtig mit einem Skalpell entfernt. Bei der Probe mit $\varphi = 90^\circ$ und \perp ||-Materialorientierung tritt das Versagen nicht im kleinsten Querschnitt auf. Meist verläuft der Bruch dort, wo die Radien der Kerbe auslaufen (Siehe Abbildung 4.29(a)). Unter einem Winkel von $\varphi = 75^\circ$ verbessert sich das Bruchbild und die Bruchebene liegt mittig im kleinsten Kerbquerschnitt.

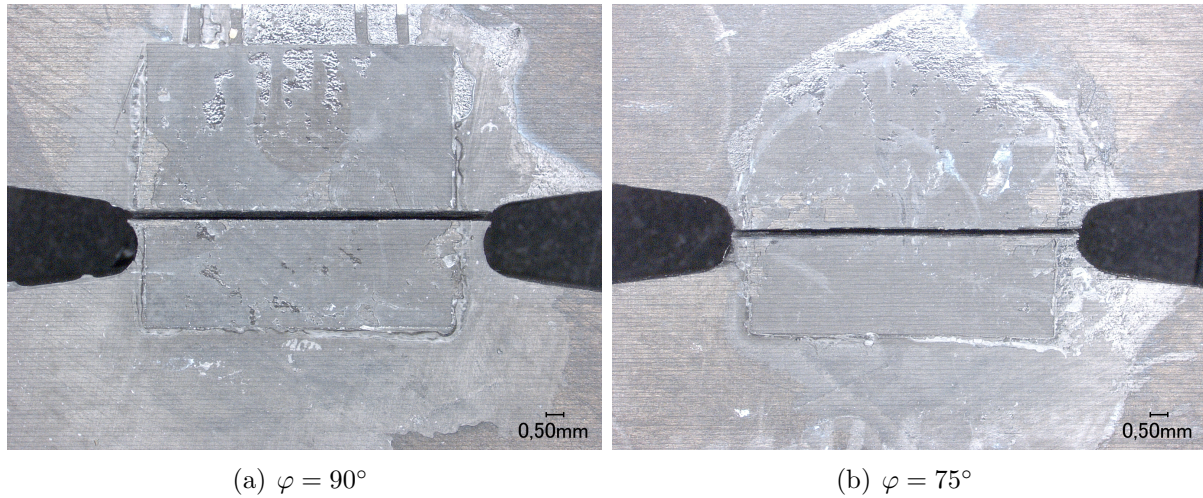


Abbildung 4.29: Bruchbild der ARCAN-Probe bei $\perp \parallel$ -Materialorientierung

Betrachtet man die Abbildungen der Bruchbilder der $\perp \perp$ -Materialorientierung im Anhang, erkennt man für die Winkel $\varphi = 90^\circ$ und $\varphi = 75^\circ$ das Auftreten eines Bruchwinkels (Abbildungen A.5 und A.6). Durch das Auftreten des Winkels bei $\varphi = 90^\circ$ kann der Einfluss der Querspannung erkannt werden, da der Bruch ansonsten gerade durch den geringsten Kerbquerschnitt verlaufen müsste.

Für $\varphi = 60^\circ$ und $\varphi = 00^\circ$ unter druckdominierter Belastung zeigen die Abbildungen der Bruchbilder kein klares Versagen im Prüfquerschnitt. Die Schädigungen entstehen im Bereich der Kerben, im Bereich in dem die FE-Berechnung Spannungsspitzen aufgezeigt hat. Von hier verlaufen die Brüche in den Probekörper hinein und nicht zwingend entlang des Prüfquerschnitts.

Folgt man der beschriebenen Methode, also der Auswertung des Kraftsignals an Position der maximalen Dehnungen, kann eine Auswertung für die Serie der $\perp \parallel$ -Materialorientierung unter $\varphi = 75^\circ$ vorgenommen werden. Für die Auswertung der Serie $\perp\perp$ unter $\varphi = 30^\circ$ wird zusätzlich die horizontale Kraftkomponente ermittelt. Die Ergebnisse sind in Tabelle 4.4 aufgeführt.

Tabelle 4.4: Ergebnisse der ARCAN-Versuche nach Bestimmung der ersten Schädigung, sowie Berücksichtigung der Horizontalkraft

φ	$\perp \parallel - 75^\circ$			$\perp\perp - 30^\circ$		
	F_{max}	σ_3	τ_{31}	F_{max}	σ_3	τ_{31}
	kN	MPa	MPa	kN	MPa	MPa
\bar{X}	-9182	-23,79	88,79	-25487	-115,0	66,4
σ_x	485,7	1,4	5,1	1473,02	6,7	3,8
μ_x	5,3%	5,7%	5,7%	5,8%	5,8%	5,8%

Ergebnisse der optischen Verformungsmessung

Um die Dehnungsverteilung auf den Probekörpern, sowie eine Übersicht über die auftretenden Belastungssituationen und Schädigungen zu erhalten wird das ARAMIS-System verwendet. Hierbei werden je drei Probekörper der Serien sp-90, sp-75, ss-0, ss-30 und ss-90 untersucht.

Zunächst werden die Versuche mit orthogonal zum Probekörper eingeleiteten Lasten betrachtet. Diese sollen zu möglichst reinen und homogenen Spannungsverläufen führen.

Abbildung 4.30(a) zeigt die Dehnungen über den gekerbten Querschnitt des Probekörpers ARCAN-DIC-sp-90-02 auf. Insgesamt weisen die Schubversuche der Materialorientierung $\perp \parallel$ unter $\varphi = 90^\circ$ einen sehr homogenen Verlauf der Gleitung γ_{31} auf. Zusätzlich ist eine Normalkomponente ε_3 zu beobachten. Diese weist am Rand des gekerbten Querschnitts Peaks im Druckbereich auf. Über den Großteil des Querschnitts verläuft sie mit geringer Amplitude im positiven Bereich. Außerhalb des gekerbten Querschnitts sind die Verformungen gering, wie Abbildung 4.30(b) entnommen werden kann.

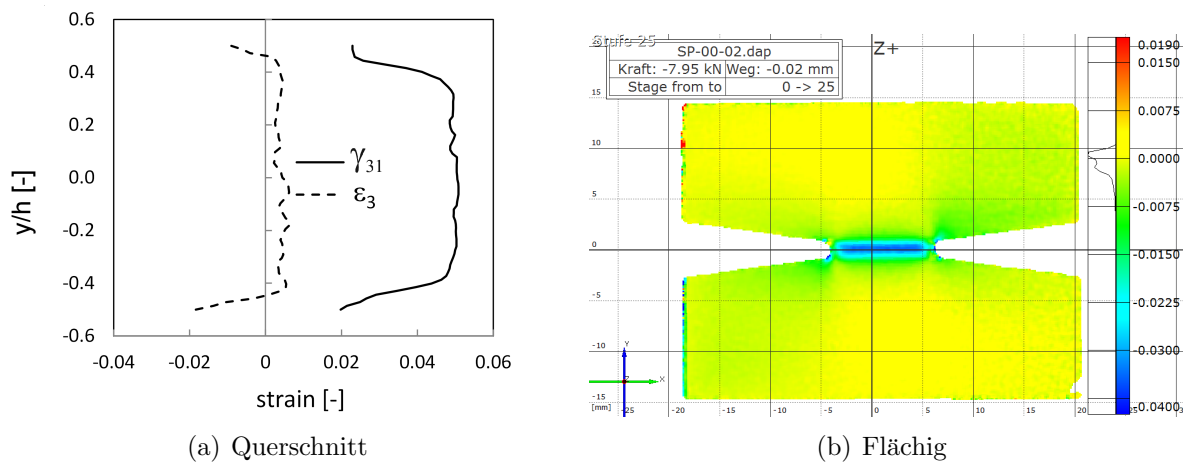


Abbildung 4.30: Aramis-Verformungen γ_{31} und ε_3 , $\perp \parallel$ -Materialorientierung, Winkel $\varphi = 90^\circ$

Betrachtet man die Materialorientierung $\perp \perp$ unter dem Lastwinkel $\varphi = 90^\circ$ ergeben sich die Verformungen auf dem Probekörper, wie in Abbildung 4.31 dargestellt.

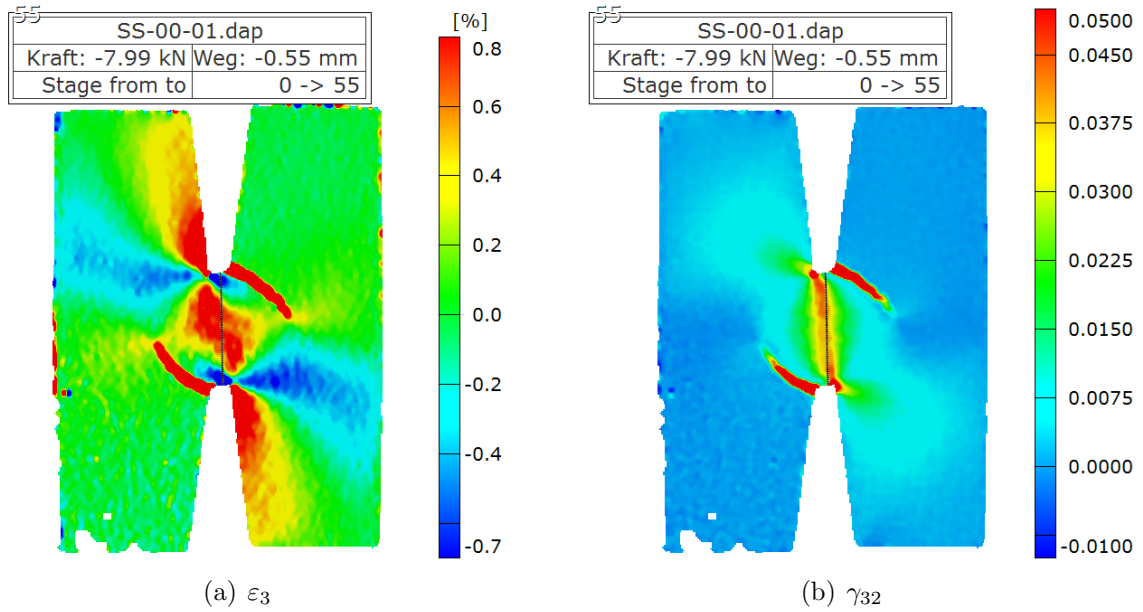


Abbildung 4.31: Aramis-Verformungen flächig, $\perp\perp$ -Materialorientierung, Winkel $\varphi = 90^\circ$

Von den Kerben ausgehend zeigen sich starke Verformungspeaks, die sich bogenförmig über den Probekörper ausbreiten. Ein Versagen tritt jedoch im Kerbquerschnitt unter einem Winkel auf (Abbildung A.5). Die Dehnungen über den Querschnitt sind in Abbildung 4.32 dargestellt.

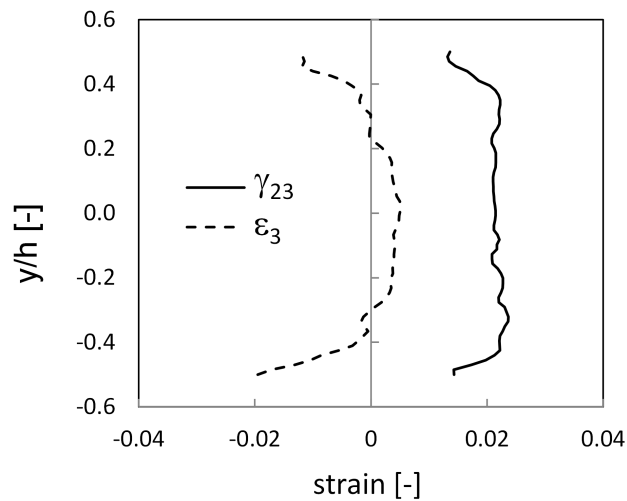


Abbildung 4.32: Aramis-Verformungen γ_{32} und ε_3 über Kerbquerschnitt, $\perp\perp$ -Materialorientierung, Winkel $\varphi = 90^\circ$

Die auftretende Normalspannungskomponente beeinflusst das Bruchgeschehen der quasi-isotropen Ebene durch den geringeren Festigkeitswert unter Zug stärker, als für die Materialorientierung $\perp \parallel$, so dass sich ein Bruchwinkel ergibt.

Für reine äußere Druckbelastungen ($\varphi = 90^\circ$) der $\perp\perp$ -Materialorientierung, treten bogenförmige Druckverformungen außerhalb des Prüfquerschnittes auf. Die aufgezeichneten Querdehnungen ε_3 in Abbildung 4.33 ähneln dem Fehlerindex der FE-Berechnung aus Abbildung 4.20.

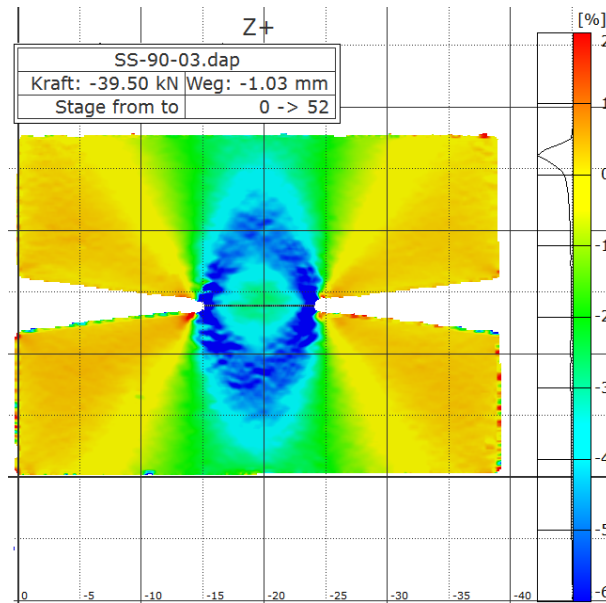


Abbildung 4.33: Aramis-Verformungen ε_3 über Kerbquerschnitt, $\perp\perp$ -Materialorientierung, Winkel $\varphi = 0^\circ$

Die über den Kerbquerschnitt auftretende Querdehnung ε_2 in Abbildung 4.34 hingegen, weicht quantitativ deutlich von der durch die FE-Berechnung prognostizierten Spannungsverteilung σ_2 aus Abbildung 4.21 ab.

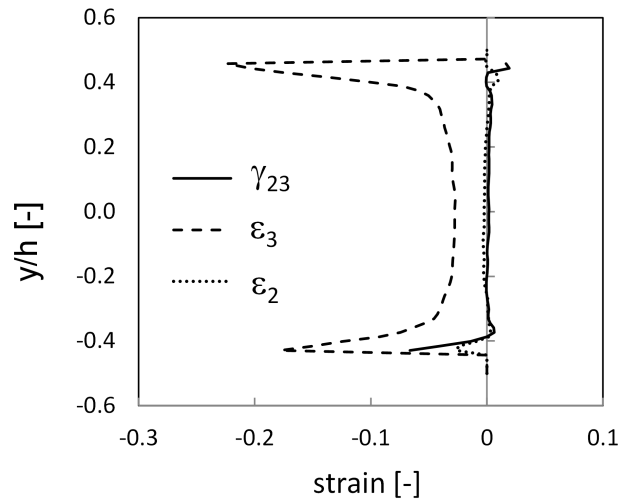


Abbildung 4.34: Aramis-Verformungen ε_2 , ε_3 und τ_{23} über Kerbquerschnitt, $\perp\perp$ -Materialorientierung, Winkel $\varphi = 0^\circ$

Insgesamt kommt es daher bei allen Probekörpern der 0° -Prüfung zum Versagen außerhalb des Kerbquerschnitts, wie es in Abbildung A.9 dargestellt ist.

Es folgt die Betrachtung der Dehnungen, die unter einem nicht orthogonalen Belastungswinkel auftreten und somit der Intention nach zu einem gewollt, mehrachsigen Spannungszustand führen sollen.

Ähnlich der Versuche mit Materialorientierung $\perp\perp$ unter reinem aufgebrachten Druck, treten bei einer leichten Schrägstellung $\varphi = 30^\circ$ bogenförmige Stauchungen außerhalb des Kerbquerschnitts auf (Abbildung 4.35(a)). Diese ähnelt tendenziell dem Fehlerindex aus Abbildung 4.22. Zusätzlich gilt es den Einfluss der Schubkomponente γ_{23} aus Abbildung 4.35(b) zu bewerten. Diese zeigt Peaks an den Kerben, welche außerhalb des Kerbquerschnitts verlaufen.

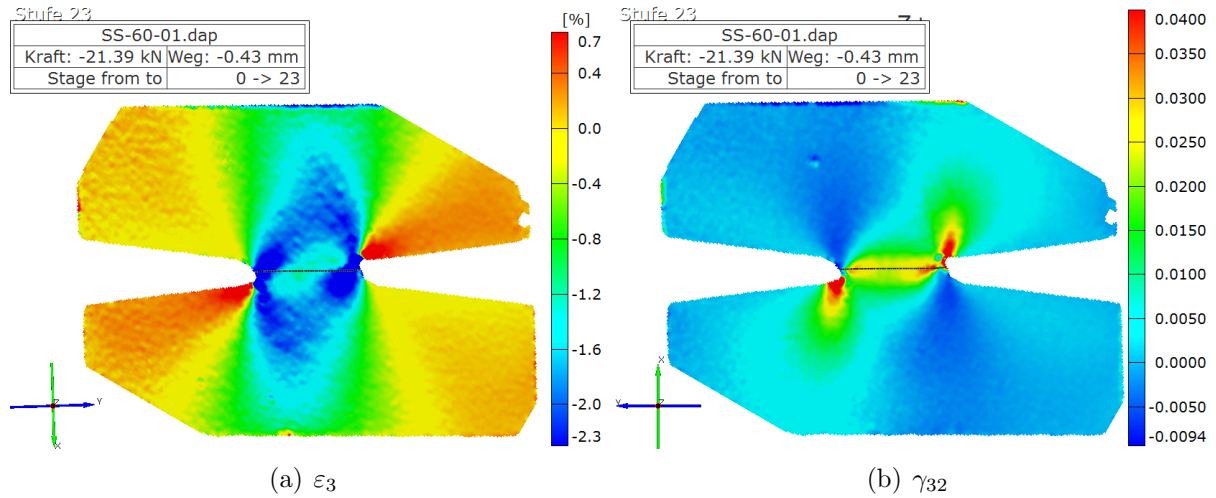


Abbildung 4.35: Aramis-Verformungen flächig, $\perp\perp$ -Materialorientierung, Winkel $\varphi = 90^\circ$

Vor den Randschädigung verläuft die Schubgleitung homogen über den Kerbquerschnitt, wie in Abbildung 4.36 zu erkennen ist. Die randschädigungsverursachende Dehnung in Dickenrichtung ε_3 weist hohe Peaks im Randbereich auf. Auch hier gleicht die gemessene Querdehnkomponente ε_2 nicht der prognostizierten Querspannung σ_2 aus Abbildung 4.23, wobei bei der ARAMIS-Messung besonders die starken Peaks im Randbereich mit positivem Vorzeichen auffallen.

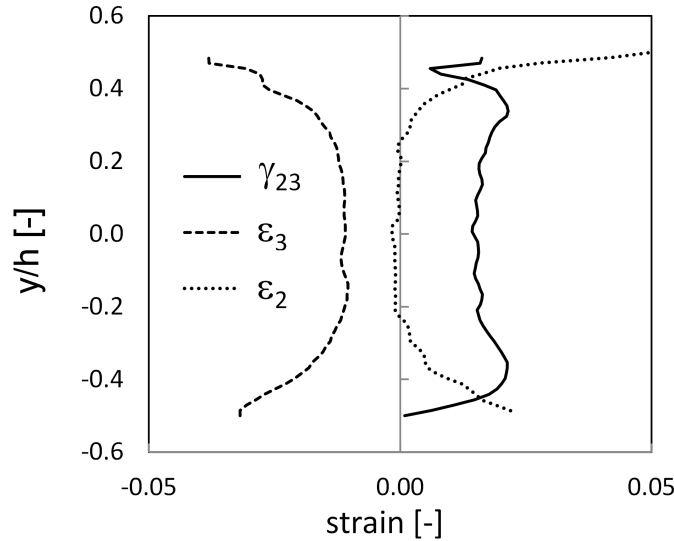
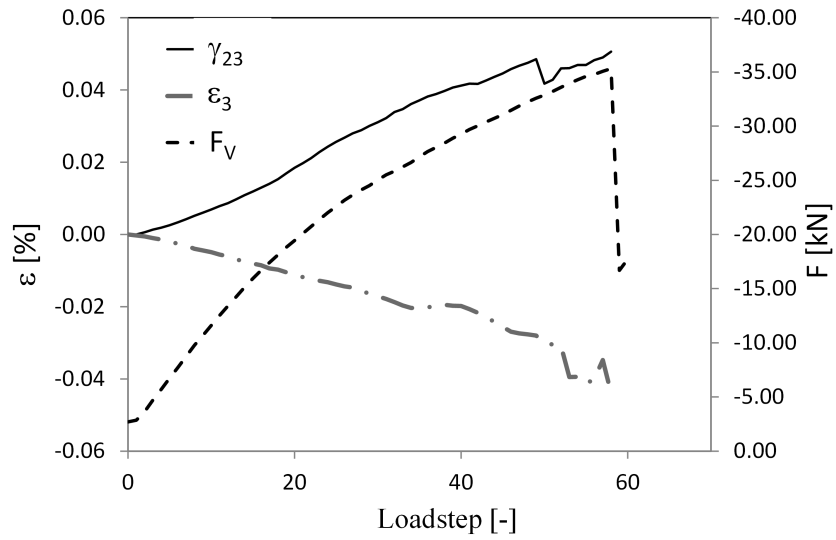


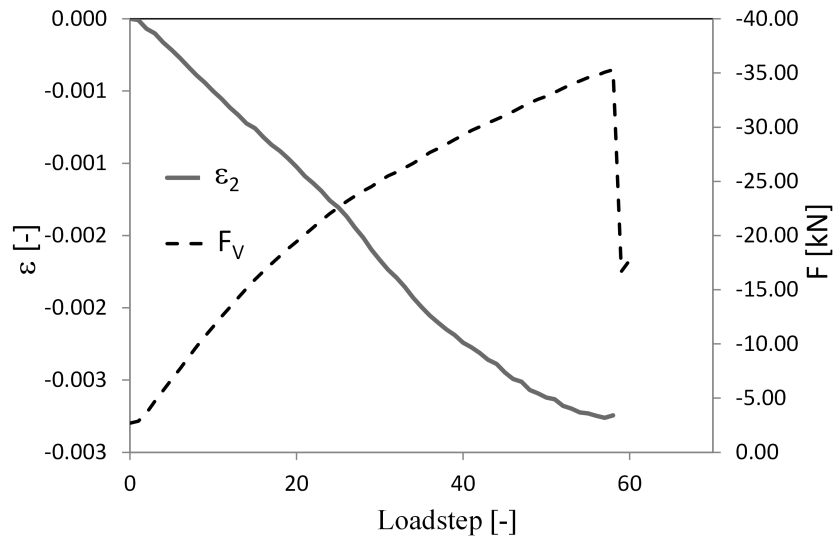
Abbildung 4.36: Aramis-Verformungen ε_2 , ε_3 und γ_{23} über Kerbquerschnitt, $\perp\perp$ -Materialorientierung, Winkel $\varphi = 0^\circ$

Entsprechend den Peaks zeigen die Probekörper Schädigungen im Randbereich, wie beispielhaft in Abbildung A.6, jedoch ohne Komplettversagen des Probekörpers, dargestellt in Abbildung A.7 zu frühen Laststufen. Wird bis zu einem Komplettbruch belastet, ergibt sich eine leichte Wellenform, wie in Abbildung A.8 gezeigt.

Abbildung 4.37 zeigt die in Mitten des Kerbquerschnitts punktuell ausgewerteten Dehnungen ε_3 , ε_2 und γ_{23} , als auch die gemessene Kraft über den Laststufen. Ein derart deutlicher Abfall der Querdehnung, wie es in Abbildung 4.28 bei Verwendung von DMS beobachtet werden konnte, ist hierbei nicht eingetreten. Es sind jedoch Steifigkeitsänderungen zu verzeichnen, die ebenfalls auf Schädigungen schließen lassen.



(a) ε_3 , γ_{23} und F_V



(b) ε_2 und F_V

Abbildung 4.37: Kraft und ARAMIS-Verformungen ε_3 , γ_{23} in Kerbquerschnittsmitte über der Laststufe, $\perp\perp$ -Materialorientierung, Winkel $\varphi = 30^\circ$

Die Materialebene $\perp \parallel$ unter einem Lastwinkel $\varphi = 75^\circ$ untersuchend, kann Abbildung 4.38 der homogene Verlauf der Schubgleitung γ_{23} entnommen werden. Zusätzlich tritt eine geringe Querkomponente ε_3 auf.

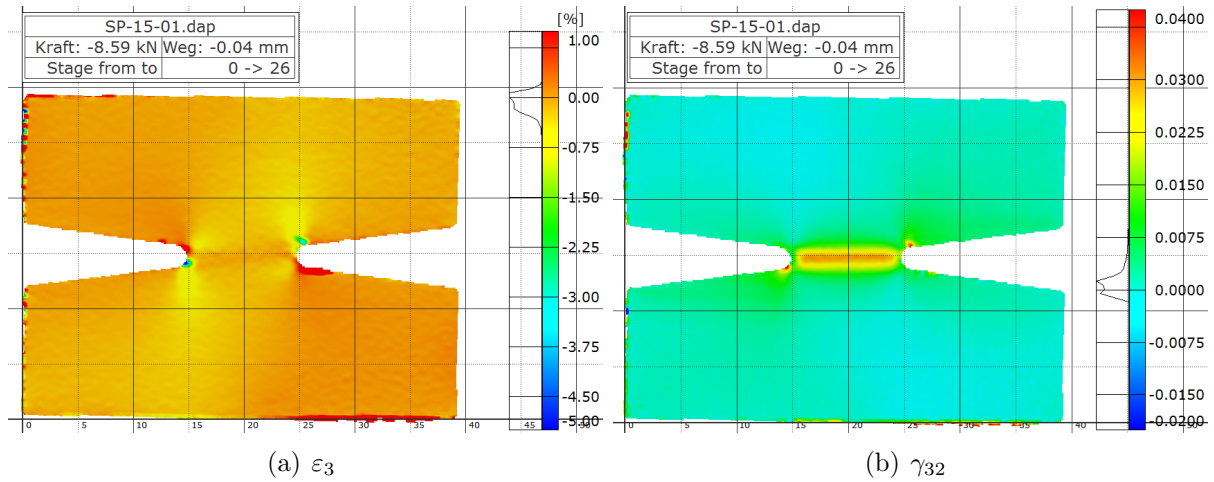


Abbildung 4.38: Aramis-Verformungen flächig, \perp \parallel -Materialorientierung, Winkel $\varphi = 75^\circ$

Über den Kerbquerschnitt betrachtet treten beide Komponenten relativ homogen auf.

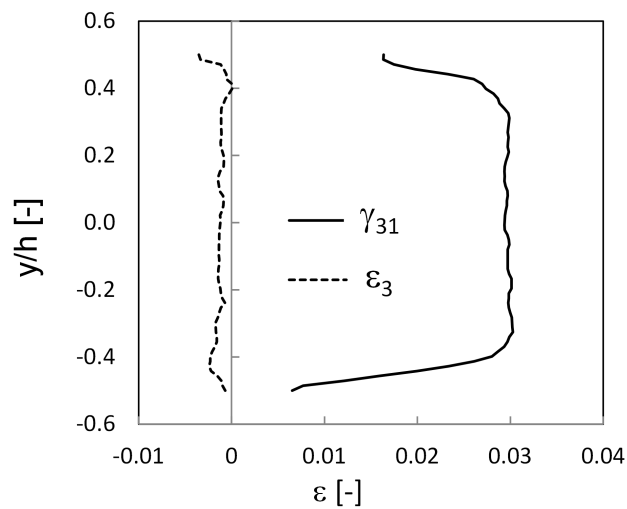


Abbildung 4.39: Aramis-Verformungen ε_3 und γ_{31} über Kerbquerschnitt, \perp \parallel -Materialorientierung, Winkel $\varphi = 75^\circ$

Ähnlich der Untersuchung mit DMS in Abbildung 4.28, ergibt sich ein Abfall der Dehnungen, besonders von ε_3 ab einer bestimmten Laststufe, wie es in Abbildung 4.40 zu erkennen ist.

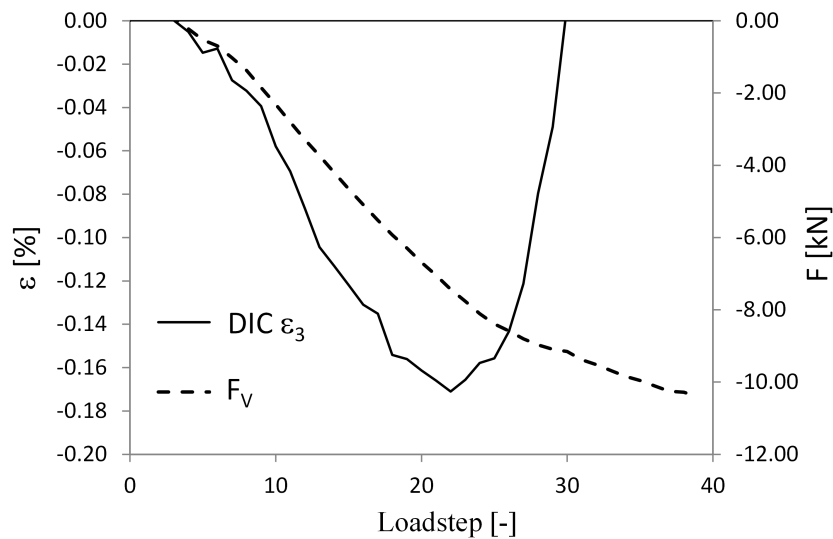


Abbildung 4.40: Aramis-Verformungen ε_3 und γ_{31} über Kerbquerschnitt, $\perp \parallel$ -Materialorientierung, Winkel $\varphi = 75^\circ$

Zusammenfassung und Bewertung:

Zusammenfassend stellt der ARCAN-Versuch eine Möglichkeit dar, komplexere Spannungszustände mit Spannungen aus der Ebene heraus, zu realisieren. Das Lastprinzip ist hierbei verlockend einfach. Es bedarf lediglich einer einachsigen servohydraulischen Prüfmaschine. Zudem kann auch eine reine Schub- oder Normalbelastung aufgebracht werden.

Von mechanischer Seite sprechen jedoch einige Punkte gegen den Versuch, bzw. es können nicht alle angenommenen Funktionalitäten erzielt werden. Bei den vorliegenden Untersuchungen wurden lediglich Kombinationen aus Schub- und Druckspannungen untersucht. Unter Zug- Schubkombinationen mögen einige der beschriebenen Effekte vernachlässigbar sein.

Die Untersuchungen haben gezeigt, dass die Bestimmung von Schubkennwerten durch die Apparatur grundsätzlich gegeben ist. Hierbei gilt es zu bedenken, dass die interlaminare Schubfestigkeit $R_{\perp\perp}$ experimentell nicht bestimmt werden kann, da ein Versagen bedingt durch die kleinere Zugfestigkeit eintritt. Der ermittelte Festigkeitswert $R_{\perp\parallel}$ liegt leicht über dem der Iosipescu-Versuche, da die störende Querkzugspannung geringer ausfällt. Als Erklärung für den geringen Schubmodul kann lediglich die hohe Streuung ein Indiz sein. Hier lässt sich durch Verbesserung der Messtechnik sicherlich ein konstanterer Wert erzielen. Einachsige Druckkennwerte können durch die Geometrie des verwendeten Probekörpers und der damit verbundenen Belastungsverteilung außerhalb des Prüfquerschnitts

nicht bestimmt werden.

Der größte Kritikpunkt für die Bestimmung von biaxialen Spannungszuständen ist die nicht messbare horizontale Kraft. Hieraus resultieren sehr große Abweichungen vom angenommenen Spannungszustand. Diese können zwar abgeschätzt werden, im vorliegenden, mechanischen System kann jedoch nicht exakt identifiziert werden, wann diese einsetzen. Weiterhin führt die Querkontraktion zu einer nicht zu vernachlässigenden Querdruckspannung σ_2 . Diese kann experimentell ebenfalls nicht erfasst werden. Mit Hilfe der optischen Messungen kann lediglich der mehrachsige Dehnungszustand auf der Oberfläche bestimmt werden.

Der Vergleich zwischen prognostizierten Spannungen aus linearer FE-Simulation und gemessenen Dehnungen auf der Oberfläche, hat einige Diskrepanzen der Auswirkungen der Querkontraktion aufgezeigt. Bei der Modellbildung wurden vereinfacht diskrete Lagerungs- und Lastbedingungen über Starrkörper modelliert. Eine komplexere Betrachtung, bei der Reibungseffekte zwischen Probekörper und Lasteinleitungselementen berücksichtigt werden, könnte hier zu Verbesserungen führen. Ebenso wäre eine Berücksichtigung der nicht-linearen Relation zwischen Dehnungen und Spannungen für Schub, als auch Querdruck, eine Möglichkeit die qualitative Übereinstimmung der Verläufe zu verbessern.

Insgesamt führt ein erstes Versagen nicht zwingend zum Komplettversagen des Probekörpers. Ebenso führt der vorliegende Probekörper bei dominierender Druckbelastung häufig zu Schädigungen außerhalb des Prüfquerschnitts. Eine Auslegung der Probekörpergeometrie speziell auf Druck-Schub-Belastungen könnte hier zu besseren Ergebnissen führen.

Für den Versuch spricht das relativ simple Lastprinzip, das es ermöglicht mit nur einer Traversenbewegungsrichtung komplexe Spannungszustände aufzubringen. Das diese jedoch nicht exakt identifiziert werden können, macht das Unterfangen für eine Werkstoffcharakterisierung wiederum unbrauchbar.

Weiterer großer Nachteil des Versuchs ist der hohe Aufwand bzw. sind die sehr hohen Kosten für die Probekörper, die aufgrund der hohen Anforderungen an Parallelität und Genauigkeit der Abmessungen gestellt werden.

Insgesamt wären einige Verbesserungen der Versuchsausrüstung mit dem Kontext biaxialer Spannungszustände denkbar. Eine zweite Kraftmessdose würde zu einer besseren Identifizierbarkeit des auf den Probekörper wirkenden Spannungszustands führen. Zudem wäre eine Probekörperauslegung auf die gewünschten Belastungskombinationen hilfreich. Un-

erwünschte Effekte aus Querkontraktion wären aber weiterhin durch den sehr starren Probenhalter gegeben.

5 Ermittlung der Parameter der inneren Reibung

Die Ergebnisse der ARCAN-Versuche aus dem letzten Kapitel, Abschnitt 4.4.2 werden verwendet, um auf die Parameter der inneren Reibung zurückzurechnen.

Im IFF2 kann auf Basis der Ergebnisse aus Tabelle 4.2 und der Versagensbedingung über Rückrechnung $\mu_{\perp\parallel} = 0,22$ bestimmt werden. Abbildung 5.1 zeigt die Einhüllende und die Messdaten.

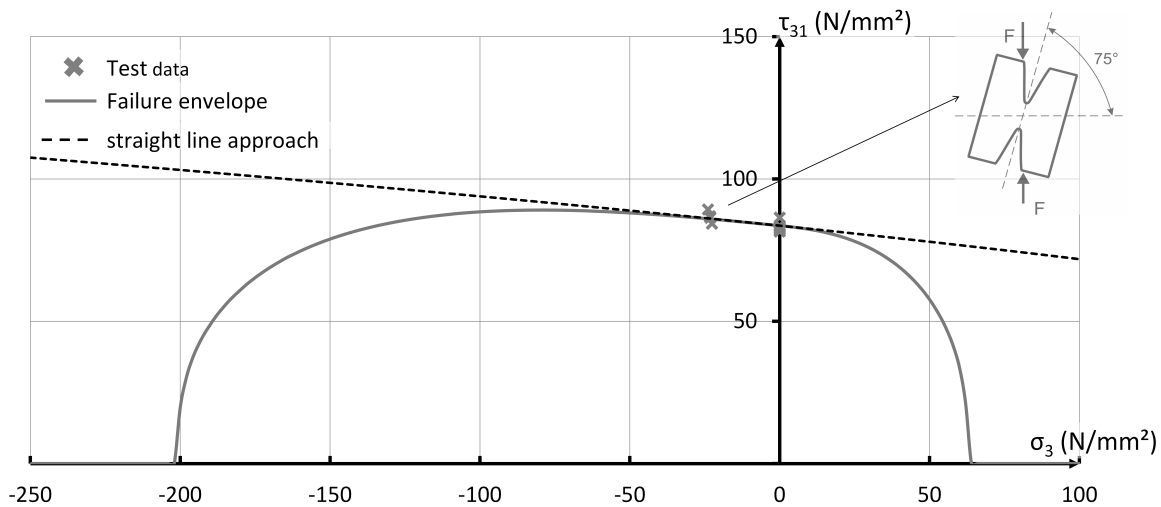


Abbildung 5.1: IFF-Bruchkurve; $m = 2.6$, $\mu_{\perp\parallel} = 0.22$; ARCAN angle $\varphi = 75^\circ$

Verwendet man die Ergebnisse aus Tabelle 4.4 und berechnet mit ihnen die Hauptspannungen in der quasi-isotropen Ebene, ergeben sich die Spannungen aus Tabelle 5.1. Da

Tabelle 5.1: Hauptspannungen der der quasi-isotropen Ebene unter $\varphi = 30^\circ$

$\bar{\sigma}_{II}$ in [MPa]	$\bar{\sigma}_{III}$ in [MPa]	CoV in [%]
30.3	-145.4	5.8

der IFF1 einen Anteil am Versagen hat, muss die Interaktion berücksichtigt werden,

$$\left[\frac{(\sigma_{II} + \sigma_{III}) + \sqrt{(\sigma_{II} - \sigma_{III})^2 + 0}}{2 \cdot R_{\perp}^t} \right]^m + \left[\frac{\frac{\mu_{\perp\perp}}{1-\mu_{\perp\perp}}(\sigma_{II} + \sigma_{III}) + \frac{1}{1-\mu_{\perp\perp}}\sqrt{(\sigma_{II} - \sigma_{III})^2 + 0}}{R_{\perp}^c} \right]^m = 1. \quad (5.1)$$

Es ergibt sich $\mu_{\perp\perp} = 0,21$. Die zugehörige Bruchkurve samt Messdaten ist in Abbildung 5.2 dargestellt.

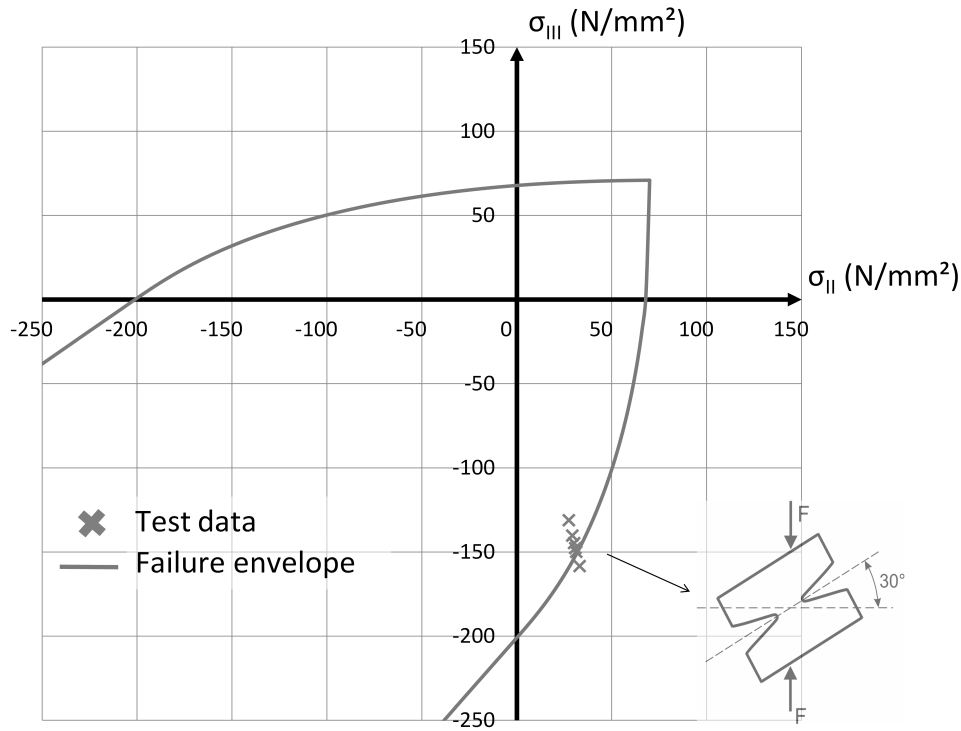


Abbildung 5.2: Bruchkurve der quasi-isotropen Ebene; $m = 2.6$, $\mu_{\perp\perp} = 0,21$; $\varphi = 30^\circ$

6 Zusammenfassung

Bei allen Versagenskriterien unter Annahme der transversalen Isotropie des zu berechnenden Werkstoffs müssen in uniaxialen Versuchen die fünf Festigkeitsgrundgrößen der Einzelschicht bestimmt werden. Für eine korrekte Berechnung sind ebenfalls die elastischen Eigenschaften zu bestimmen. Dies ist im Großen und Ganzen Stand der Technik, obwohl es hier zu Besonderheiten bei Durchführung und Auswertung kommen kann.

Besonders Druckkennwerte sollten auf ihre Plausibilität hin überprüft werden, da es hier zu Stabilitätsproblemen kommen kann. Eine Taillierung hat hier zu einem höheren Festigkeitswert R_{\parallel}^c geführt, welcher durch eine Vier-Punkt-Biegeprobe bestätigt werden konnte. Weiterhin ist die korrekte Bestimmung und Verwendung von Schubkennwerten ein viel diskutiertes Thema, wobei die Notwendigkeit der Abbildung der nichtlinearen Spannungs-Dehnungsrelation bedacht werden sollte. Dies gilt ebenfalls für Querdruck. Hierfür stehen mehrere Möglichkeiten zur Verfügung, wie bspw. die Ramberg-Osgood-Gleichung oder schlicht das Einlesen von Datenpaaren aus Versuchsdaten.[0.2cm] Mit den zur Verfügung stehenden Möglichkeiten wird der Iosipescu-Test in 90°-Konfiguration als ausreichende Möglichkeit angesehen, um einen größtenteils ungestörten Schubspannungszustand bei Erreichen der Bruchlast zu erzeugen.

Es wird festgestellt, dass für die Bestimmung aller Kenngrößen des Cuntze-Kriteriums durch die Parameter $b_{\perp\parallel}$ und $b_{\perp\perp}$ bzw. $\mu_{\perp\parallel}$ und $\mu_{\perp\perp}$, weitere Versuche notwendig sind. Eine Möglichkeit ist die experimentelle Bestimmung unter kombinierten Belastungszuständen, die sich entsprechend kosten- und zeitaufwendig gestalten kann. Darüber hinaus ist hierfür ein Vorgehen nach Norm nicht vorhanden.

Will man sich nicht auf in der Literatur angegebene Werte verlassen, ist die Durchführung biaxialer Versuche von Nöten, um die Parameter durch Mapping der Versuchsdaten zu bestimmen. Das Vorgehen wäre auch für die Bestimmung von Modellparametern in anderen Kriterien, bspw. der Steigungsparameter bei Puck, anwendbar.

Prinzipiell eignet sich der ARCAN-Versuch, um Punkte auf der Einhüllenden in den vier Quadranten zu bestimmen. Jedoch führt die Schubkomponente zu einer Interaktion einiger

Versagensmoden. Größere Abweichungen bei der Bestimmung des versagenverursachenden Spannungszustands entstehen durch die nicht messbare horizontale Kraftkomponente, sowie des nicht eindeutigen Erstversagens. Die hier herangezogene Methodik, charakteristische Dehnungssignale zu verwenden, zeigt zwar eine gewisse Reproduzierbarkeit, lässt jedoch eine gewisse Uneindeutigkeit zu.

Eine sinnvolle Alternative zur Bestimmung von $\mu_{\perp\parallel}$ ist die Durchführung von Torsionsprüfungen unter gleichzeitiger Axiallast. Dies ist derzeit bei FA nicht möglich und die Probekörperfertigung würde zu unterschiedlichen Werkstoffen für das ausgewählte Rohmaterial führen. Andere Versuche, wie der Verbundträger unter Biegung, führen ebenfalls zu keinen exakt bestimmbar Spannungszustände und vorhersagbaren Schädigungen. Aktuell wird als beste Möglichkeit zur Erzeugung von biaxialen Spannungszuständen für ebene Probekörper eine zweiachsige Servohydraulische Prüfmaschine gesehen.

7 Literatur

- [1] M. Arcan, Z. Hashin und A. Voloshin. *A Method to Produce Uniform Plane-Stress States with Applications to Fibre-reinforced Materials*. *Experimental Mechanics* 46 (1977), S. 141–146.
- [2] L. Aschenbrenner, D. Hartung und J. Teßmer. *Analysis of Textile Composite Structures with Finite Volume-P-Elements: 22nd BEM-FEM Conference, St- Petersburg*, (2007).
- [3] ASTM 6415. *Standard Test Method for Measuring the Curved Beam Strength of a Fiber-Reinforced Polymer-Matrix Composite*. 2006.
- [4] ASTM D 3039. *Standard Test Method for Tensile Properties of Polymer Matrix Composite Materials*. 2006.
- [5] ASTM D 3518. *Standard Test Method for In-Plane Shear Response of Polymer Matrix Composite Materials by Tensile Test of a ± 45 Laminate*. 2001.
- [6] ASTM D 3846. *Standard Test Method for In-Plane Shear Strength of Reinforced Plastics*. 2008.
- [7] ASTM D 4255. *Standard Test Method for In-Plane Shear Properties of Polymer Matrix Composite Materials by the Rail Shear Method*. 2007.
- [8] ASTM D 5379. *Standard Test Method for Shear Properties of Composite Materials by the V-Notched Beam Method*. 2005.
- [9] ASTM D 5379. *Standard Test Method for Shear Properties of Composite Materials by the V-Notched Beam Method*. 2005.
- [10] ASTM D 7078. *Shear Properties of Composite Materials by V-Notched Rail Shear Method*. 2012.
- [11] ASTM D4762. *Standard Guide for Testing Polymer Matrix Composite Materials*. 2011.
- [12] S. C. Avalon und S. L. Donaldson. *Strength of composite angle brackets with multiple geometries and nanofiber-enhanced resins*. *Journal of Composite Materials* 45.9 (2011), S. 1017–1030.

- [13] H. Bansemir. *Prüfmethoden und Prüflingsgestaltung für die Dimensionierung von Faserverbundstrukturen*. München, 2009.
- [14] R. Basan. *Untersuchung der intralaminaren Schubeigenschaften von Faserverbundwerkstoffen mit Epoxidharzmatrix unter Berücksichtigung nichtlinearer Effekte*. Bd. 74. Berlin: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM), 2011.
- [15] C.C. Chamis und Sinclair J.H. *Ten-deg off-axis Test for Shear Properties in Fiber Composites*. *Experimental Mechanics* 17 (1977), S. 339–346.
- [16] N. Choupani. *Experimental and numerical investigation of the mixed-mode delamination in Arcan laminated specimens*. *Materials Science and Engineering: A* 1–2 (2008), S. 229–242.
- [17] D. Chrupalla und D. Hartung. *IB 131-2009/17: Analyse der Werkstoffeigenschaften von multiaxialgelegten*. 2009.
- [18] W. Cui u. a. *Interlaminar tensile strength (ILTS) measurement of woven glass/polyester laminates using four-point curved beam specimen*. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 27.11 (1996), S. 1097–1105.
- [19] R.G. Cuntze. *The predictive capability of failure mode concept-based strength criteria for multi-directional laminates—part B*. *Composites Science and Technology* 64.3-4 (2004), S. 487–516.
- [20] R.G. Cuntze. *Comparison between experimental and theoretical results using Cuntze's "failure mode concept" model for composites under triaxial loadings- Part B of the second world-wide failure exercise*. *Journal of Composite Materials* 47.6-7 (2012), S. 893–927.
- [21] R.G. Cuntze, R. Deska und B. Szelinski, Hrsg. *Neue Bruchkriterien und Festigkeitsnachweise für unidirektionalen Faserkunststoffverbund unter mehrachsiger Beanspruchung -Modellbildung und Experimente-*. VDI Reihe 5: Grund und Werkstoffe Nr. 506, 1997.
- [22] DIN 53399-02. *Prüfung von faserverstärkten Kunststoffen, Schubversuch an ebenen Probekörpern*. 1982.
- [23] DIN EN 2561. *Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe - Unidirektionale Lamine, Zugprüfung parallel zur Faserrichtung*. 1995.
- [24] DIN EN 2563. *Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe, Bestimmung der scheinbaren interlaminaren Scherfestigkeit*. 1997.

- [25] DIN EN 2597. *Kohlenstoffaserverstärkte Kunststoffe - Unidirektionale Lamine, Zugversuch senkrecht zur Faserrichtung*. 1998.
- [26] DIN EN 2850. *Unidirektionale Lamine aus Kohlenstoffasern und Reaktionsharz Druckversuch parallel zur Faserrichtung*. 1992.
- [27] DIN EN 6031. *Bestimmung der Schubeigenschaften*. 1996.
- [28] DIN EN ISO 14126. *Bestimmung der Druckeigenschaften in der Laminebene*. 2000.
- [29] DIN EN ISO 14129. *Zugversuch an 45°-Laminaten zur Bestimmung der Schubspannungs / Schubverformungs-Kurve des Schubmoduls in der Lagenebene*. 1998.
- [30] DIN SPEC 4885. *Faserverstärkte Kunststoffe – Schubversuch mittels Schubrahmen zur Ermittlung der Schubspannungs-/Schubverformungskurve und des Schubmoduls in der Lagenebene*. 2014.
- [31] EN ISO 14130. *Bestimmung der scheinbaren interlaminaren Scherfestigkeit nach dem Dreipunktverfahren mit kurzem Balken*. 1998.
- [32] EN ISO 527-5. *Bestimmung der Zugeigenschaften; Prüfbedingungen für unidirektional faserverstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe*. 1997.
- [33] O. W. Fischer. *Faserbruchgeschehen in kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff: Fibre fracture behavior in carbon fibre reinforced plastics*. 1. Aufl. Bd. 143. Aachen: Mainz, 2003.
- [34] J.M. Greer Jr, S.E Galyon Dorman und M.J Hammond. *Some comments on the Arcan mixed-mode (I/II) test specimen*. *Engineering Fracture Mechanics* 78.9 (2011), S. 2088–2094.
- [35] L. Han und M.R Pigott. *Tension-compression and Iosipescu tests on laminates. Composites Part A: Applied science and manufacturing* 33 (2002), S. 35–42.
- [36] D. Hartung. *Dissertation Braunschweig; Materialverhalten von Faserverbundwerkstoffen unter dreidimensionalen Belastungen*. 2009.
- [37] D. Hartung und A. Flock. *IB 131-2010/21 Modifikation einer Prüfvorrichtung zur Bestimmung von Kennwerten bi-axial belasteter Faserverbundwerkstoffe*. 2007.
- [38] D. Hartung und E. Schmidt. *IB 131-2007/22 Konstruktion und Analyse eines Prüfverfahrens zur Bestimmung der Out-of-plane Materialeigenschaften von Faserverbundstrukturen*. 2007.
- [39] D. Hartung und Stark F. *IB 131-2007/12 Analyse von interlaminaren Eigenschaften von Prepreg Materialien unter kombinierten Belastungen*. 2010.

- [40] J.S. Hawong, D.-C. Shin und U.-C. Baek. *Validation of pure shear test device using finite element method and experimental methods. Engineering Fracture Mechanics* 71 (2004), S. 233–243.
- [41] J. von Helden und E. Petersen. *IB 131-2015/004 Bewertung der Eignung des Iosipescu-Schubversuchs zur Bestimmung von Schubkennwerten von Kohlenstofffaser-Kunststoff-Verbunden*. Braunschweig, 2015.
- [42] C.T. Herakovich u. a. *Damage evolution in $[\pm 45]_s$ laminates with fiber rotation. Composites Science and Technology* 60.15 (2000), S. 2781–2789.
- [43] M.J. Hinton und A.S. Kaddour. *Triaxial test results for fibre-reinforced composites: The Second World-Wide Failure Exercise benchmark data. Journal of Composite Materials* 47 (2013), S. 653–678.
- [44] H. Ho, J. Morton und G.L Farley. *Non-linear numerical analysis of the Iosipescu specimen for composite materials. Composite Science and Technology* 50 (1994), S. 355–365.
- [45] A. Kabiri Ataabadi, H. Hosseini-Toudeshky und S. Ziaei Rad. *Experimental and analytical study on fiber-kinking failure mode of laminated composites. Composites Part B: Engineering* 61 (2014), S. 84–93.
- [46] S. Lee, M. Munro und R.F Scott. *Evaluation of three in-plane shear test methods for advanced composite materials. Composites Part A: Applied science and manufacturing* 21.6 (1990).
- [47] L.N Melin und J.M Neumeister. *Measuring constitutive shear behavior of orthotropic composites and evaluation of the modified Iosipescu test. Composite Structures* 76.1-2 (2006), S. 106–115.
- [48] W. Michaeli, M. Mannigel und F. Preller. *On the effect of shear stresses on the fibre failure behaviour in CFRP. Composites Science and Technology* 69.9 (2009), S. 1354–1357.
- [49] D. Mohr und M. Doyoyo. *Analysis of the Arcan Apparatus in the Clamped Configuration. Journal of Composite Materials* 36.22 (2002), S. 2583–2594.
- [50] N. Mostaghel und R.A Byrd. *Inversion of Ramberg–Osgood equation and description of hysteresis loops. International Journal of Non-Linear Mechanics* 37.8 (2002), S. 1319–1335.

- [51] G. Odegard und M. Kumosa. *Determination of shear strength of unidirectional composite materials with the Iosipescu and 10 Degree off-axis shear tests. Composites science and Technology* 60 (2000), S. 2917–2943.
- [52] R. Olsson. *A survey of test methods for multiaxial and out-of-plane strength of composite laminates. Composite Science and Technology* 71 (2011), S. 773–783.
- [53] W. van Paepegem, I. de Baere und J. Degrieck. *Modelling the nonlinear shear stress–strain response of glass fibre-reinforced composites. Part I: Experimental results. Composites science and Technology* 66 (2006), S. 1455–1464.
- [54] W. van Paepegem, I. de Baere und J. Degrieck. *Modelling the nonlinear shear stress–strain response of glass fibre-reinforced composites. Part II: Model development and finite element simulations. Composites science and Technology* 66 (2006), S. 1465–1478.
- [55] E. Petersen. *IB 131-2013/25 Das Cuntze Failure Mode Concept-Theorie*. 2013.
- [56] F. Pierron und A. Vautrin. *The 10-deg off-axis tensile test: A critical approach. Composites Science and Technology* 56.4 (1996), S. 483–488.
- [57] F. Pierron und A. Vautrin. *Measurement of the In-Plane Shear Strength of Unidirectional Composites with the Iosipescu Test. Composites science and Technology* 57 (1997), S. 1653–1660.
- [58] M.-J. Pindera u. a. *A Methodology for Accurate Shear Characterization of Unidirectional Composites. Journal of Composite Materials* 21.12 (1987), S. 1164–1184.
- [59] A. Puck und A. Mannigel. *Physically based non-linear stress-strain relations for the inter-fibre analysis of FRP laminates. Composite Science and Technology* 67.9 (2006), S. 1955–1964.
- [60] H. Schürmann. *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. 2. bearbeitete und erweiterte Auflage. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2007.
- [61] J. Schwingel, J. Bold und E. Petersen. *IB 131-2013/55 - Unfoldinguntersuchungen von L-Winkeln aus Faserkunststoffverbund*. 2013.
- [62] S.R. Swanson, M. Messick und G.R. Toombes. *Comparison of torsion tube and Iosipescu in-plane shear test results for a carbon fibre-reinforced epoxy composite. Composites Part A: Applied science and manufacturing* 16.3 (1985).
- [63] E. Totry u. a. *Effect of fiber, matrix and interface properties on the in-plane shear deformation of carbon-fiber reinforced composites. Composites Science and Technology* 70.6 (2010), S. 970–980.

- [64] S. W. Tsai und J. D. Melo. *An invariant-based theory of composites*. *Composites Science and Technology* 100 (2014), S. 237–243.
- [65] VDI2014. : *German guideline on ‘development of FRP components analysis*. 2003.
- [66] www.wyomingtestfixtures.com. 2013.

Anhang

A Anhang

A.1 Finite Elemente Modell, Iosipescu-Versuch

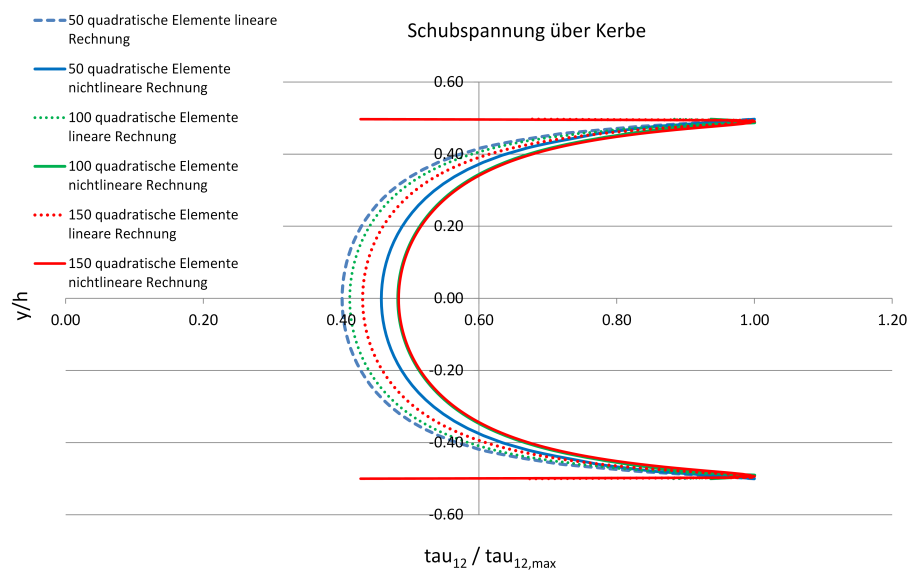


Abbildung A.1: Konvergenzverhalten des Iosipescu-FE-Modells

A.2 ARCAN-Versuch, Probekörperzeichnungen

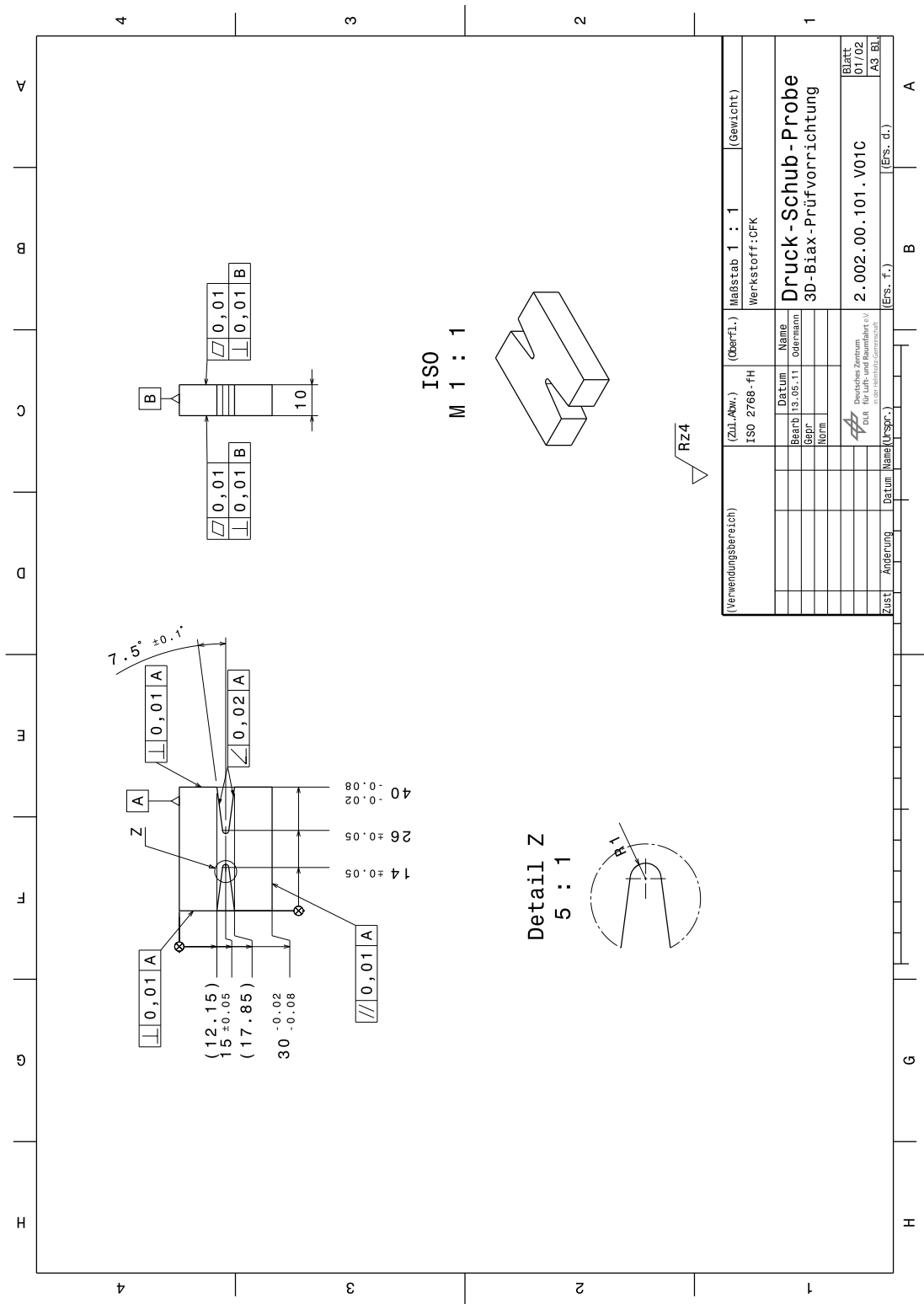


Abbildung A.2: Zeichnung für Schub-Druckprobekörper

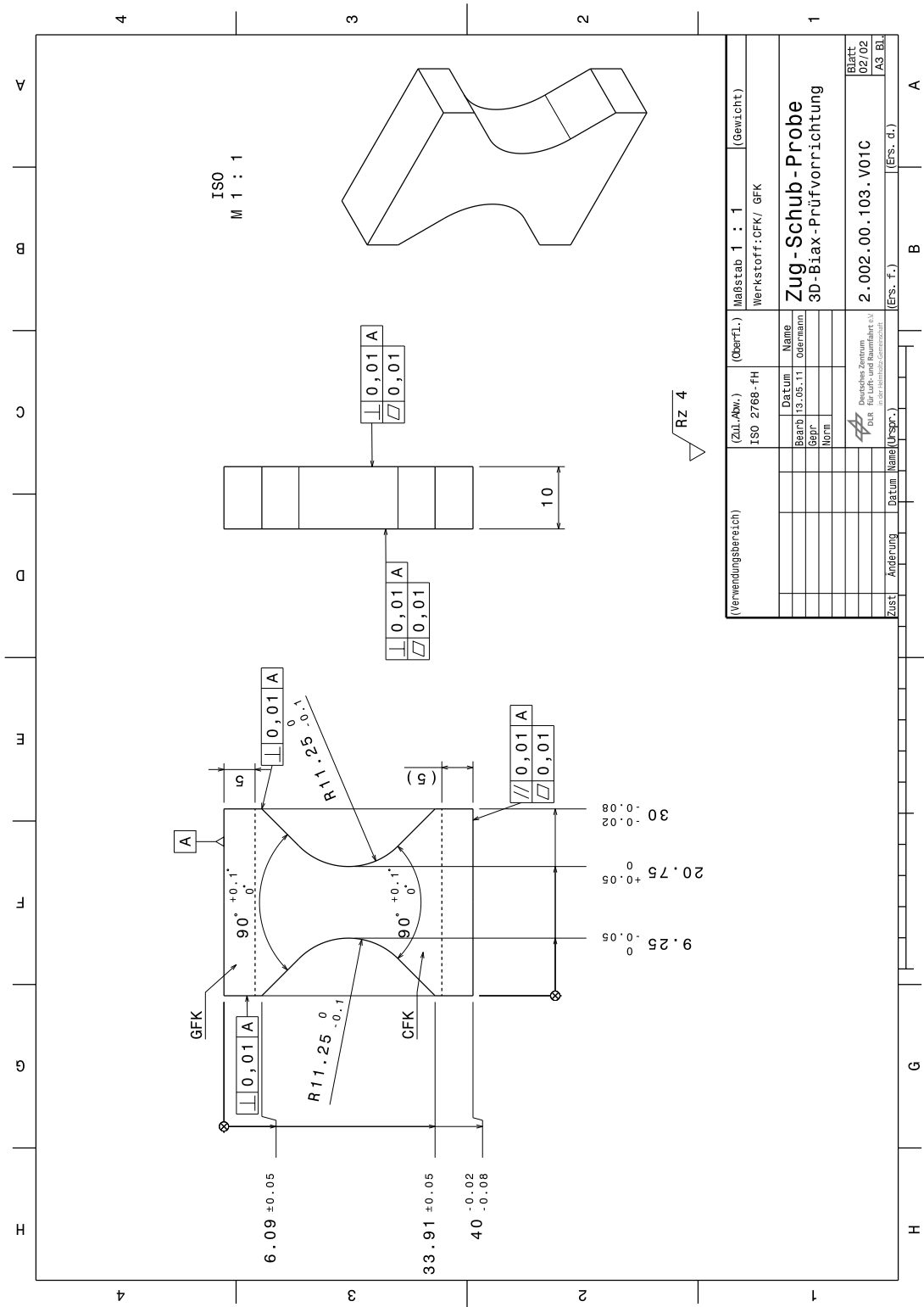
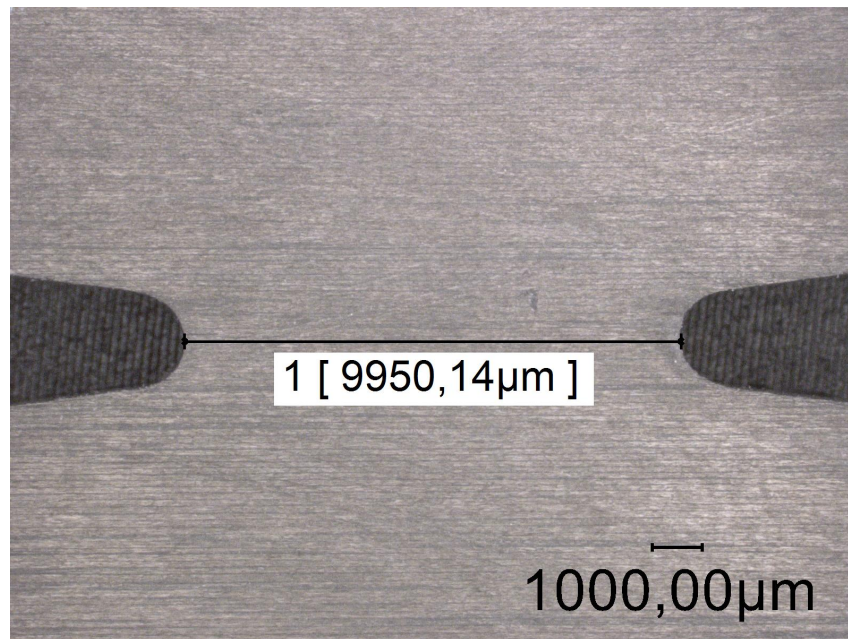
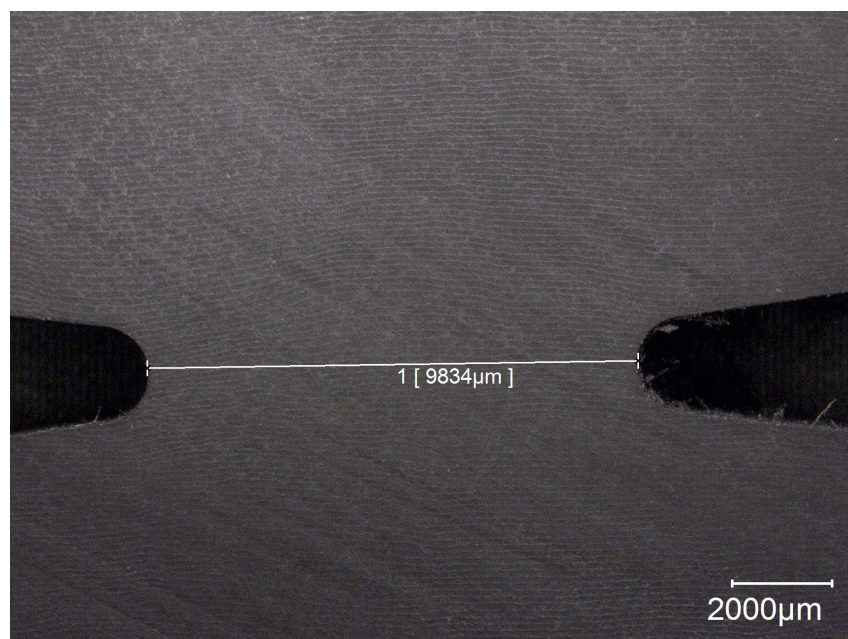


Abbildung A.3: Zeichnung für Schub-Zugprobekörper

A.3 ARCAN-Versuch, Lichtmikroskopieaufnahmen



(a) Probekörper in \perp ||-Orientierung



(b) Probekörper in $\perp\perp$ -Orientierung

Abbildung A.4: Lichtmikroskopie vor Versuch: ARCAN Probekörper der beiden untersuchten Materialorientierungen

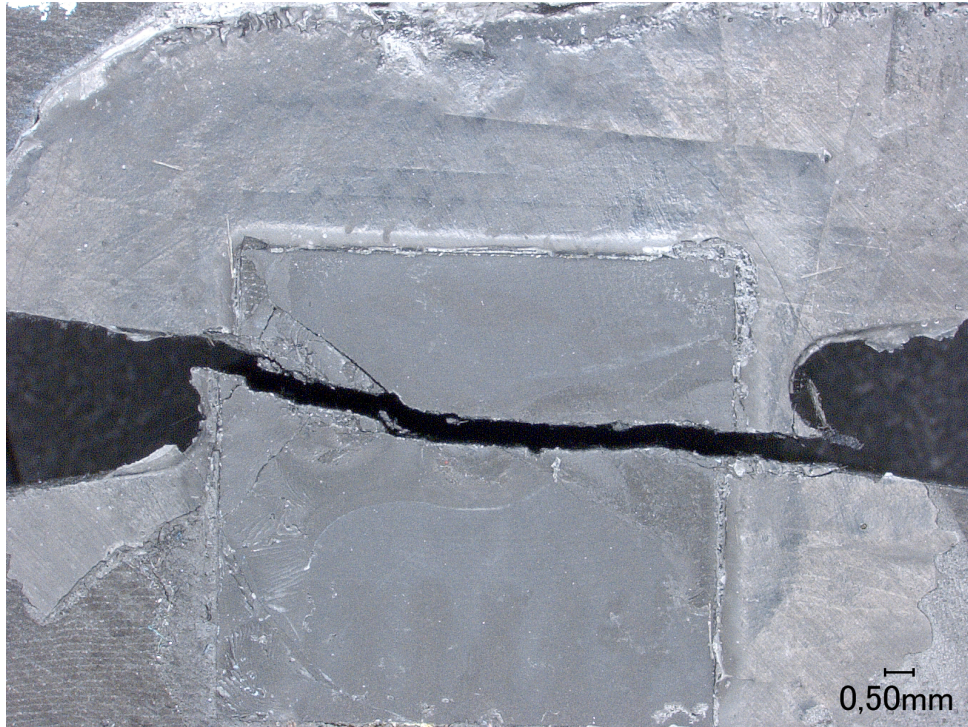


Abbildung A.5: Bruchbild $\varphi = 90^\circ$ $\perp\perp$ -Materialorientierung

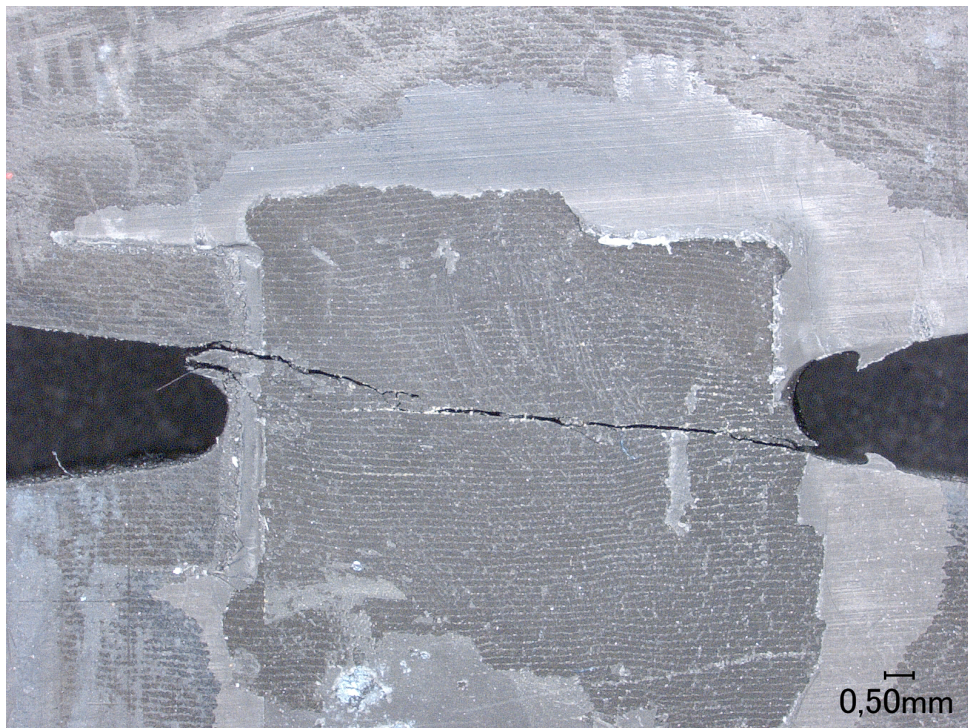


Abbildung A.6: Bruchbild $\varphi = 60^\circ$ $\perp\perp$ -Materialorientierung

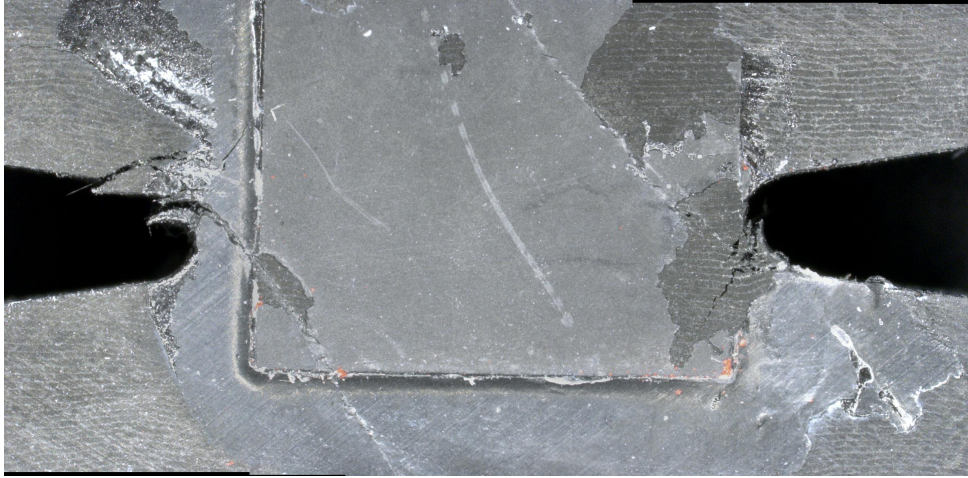


Abbildung A.7: Bruchbild erstes Randversagen $\varphi = 30^\circ$ $\perp\perp$ -Materialorientierung



Abbildung A.8: Bruchbild Totalversagen $\varphi = 30^\circ$ $\perp\perp$ -Materialorientierung

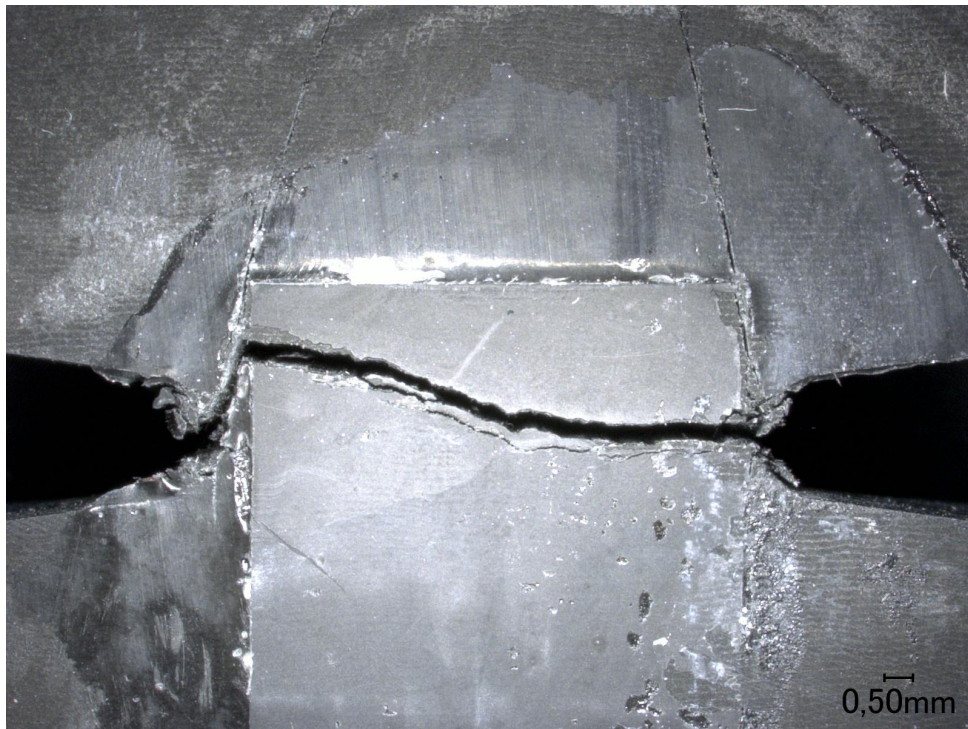


Abbildung A.9: Bruchbild $\varphi = 00^\circ$ $\perp\perp$ -Materialorientierung

A.4 Bestimmung der Einträge der Steifigkeitsmatrix der unidirektionalen Lage nach Tsai und Melo

Einen interessanten Zusammenhang haben Tsai et al. [64], bei der Untersuchung der Werkstoffkennwerte diverser FKV festgestellt. Normiert man die Einträge der Steifigkeitsmatrix Q für den ebenen Spannungszustand mit der Spur ihrer Einträge $Tr(Q) = E_{\parallel} + E_{\perp} + 2G_{\perp\parallel}$, beträgt der Anteil der Faserparallelen Steifigkeit ca. 88%, so dass

$$Tr(Q) = 1/0,88 \cdot E_{\parallel} \quad (A.1)$$

formuliert werden kann. Dies bedeutet andererseits, dass

$$E_{\perp} + 2G_{\perp\parallel} = 1/0,12 \quad (A.2)$$

gilt.

Sind demnach E_{\parallel} und E_{\perp} bekannt, kann über $Tr(Q)$ auch auf $G_{\perp\parallel}$ geschlossen werden. Aufwendige Schubversuche können demnach entfallen. Da für die UD-Lage, die selben Zusammenhänge zwischen reduzierten Steifigkeiten und den Elastizitätsgründen bestehen, wird vereinfacht $Q_i = E_i$ angesetzt. Die Untersuchung wurde für eine Vielzahl von Materialien durchgeführt und zeigte eine nur geringe Abweichung von 1,5%. Jedoch wird lediglich lineares Materialverhalten berücksichtigt.

Für das hier verwendete Material, zusammengefasst in Tabelle A.1, ergeben sich folgende Überlegungen.

Tabelle A.1: Zusammenfassung von Elastizitätskennwerten

	E_{\parallel}^t	E_{\parallel}^c	E_{\perp}^t	E_{\perp}^c	$G_{\perp\parallel}$
MEAN N/mm^2	125.489	102.800	8.329	8.259	4.355
CoV %	2,16	3,5	4,75	1,84	1,67

Zu erkennen ist ein Unterschied von ca. 18% zwischen der faserparallelen Steifigkeit in Zug- und Druckrichtung. Quer dazu ist die Steifigkeit unter Druck und Zug in etwa gleich. Der Schubmodul, hier ermittelt aus dem $\pm 45^\circ$ -Zugversuch ist stark abhängig vom zur Auswertung herangezogenen Intervall. Hier wurde nach DIN 6031 zwischen einer Längsdehnung von 0,05% und 0,25% ausgewertet.

Bei Normalisierung mit der Spur der Einträge $Tr[Q] = Q_{11} + Q_{22} + 2 * Q_{33}$ ergibt sich nach Tsai und Melo eine Verteilung der Einträge $Q_{11} = 0,88$ und $Q_{22} + 2 * Q_{33} = 0,12$. Diese Verteilung ist für alle FKV unter Zug und Druck konstant. Demnach kann eine experimentelle Ermittlung des Schubmoduls entfallen, wenn alle axialen Kennwerte bekannt sind.

Dies bedeutet aus der faserparallelen Steifigkeit E_{\parallel}^t lässt sich $Tr[Q] = E_{\parallel}^t/0,88$ ermitteln. Aus der Spur und der Steifigkeit senkrecht zur Faser E_{\perp} kann dann auf die Schubsteifigkeit geschlossen werden $(Tr[Q]/0,12 - Q_{22})/0,5 = Q_{33}$. In Tabelle A.2 wird dies für den Fall Q_{11} aus E_{\parallel}^t durchgeführt.

Tabelle A.2: Ermittelte Einträge nach Tsai und Melo; Zuglastfall

$Tr[Q_{Zug}] = E_{\parallel}^t/0,88$	$Q_{22} + 2 * Q_{33} =$	$Q_{33} =$
143.458 MPa	17.215 MPa	4.418 MPa

Zieht man nun E_{\parallel}^c für die Ermittlung von Q_{11} und somit $Tr[Q_{Druck}]$ heran, ergeben sich die Werte aus Tabelle A.3.

Tabelle A.3: Ermittelte Einträge nach Tsai und Melo; Drucklastfall

$Tr[Q_{Druck}] = E_{\parallel}^c/0,88$	$Q_{22} + 2 * Q_{33} =$	$Q_{33} =$
117.669 MPa	14.120 MPa	2.901 MPa

Für den Zuglastfall wird in etwa der Schubmodul aus dem ausgewählten Test erreicht. Allerdings führt die Methode unter Verwendung der Druckkennwerte zu einem 35% geringeren Wert von Q_{33} .

Eine Begründung mag darin liegen, dass der Kennwert E_{\parallel}^c ebenfalls geometrisch Effekte beinhaltet und der Versagenstyp durch mikromechanischen Stabilitätsverlust eintritt. Ebenso muss das nichtlineare Schubverhalten berücksichtigt werden, welches zu einer Abhängigkeit des Schubmoduls vom herangezogenen Auswerteintegral führt.