Lehrstuhl für Leichtbau
Technische Universität München

Tragfähigkeit von Bolzenverbindungen in dickwandigen Faserverbundstrukturen

Heiko Diem

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Maschinenwesen der Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades

eines

Doktor-Ingenieurs (Dr.–Ing.)

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: Univ.- Prof. Dr.-Ing. Bernd-Robert Höhn

Prüfer der Dissertation: 1. Univ.- Prof. Dr.-Ing. Horst Baier

2. Univ.- Prof. Dr. mont. habil. Ewald Werner

Die Dissertation wurde am 13.09.2006 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 19.02.2007 angenommen.

Vorwort und Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeiten in der Entwicklungsabteilung der MT Aerospace AG. Die Forschungsarbeiten wurden im Rahmen des Projektes CFK-Booster durchgeführt.

Mein herzlicher Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. H. Baier, dem Leiter des Lehrstuhls für Leichtbau der Technischen Universität München, für die konstruktive Unterstützung der Arbeit, die Bereitschaft zu zahlreichen Fachgesprächen und Anregungen sowie für die Übernahme des ersten Gutachtens.

Herrn Prof. Dr. mont. habil. E. Werner danke ich für sein Interesse an dieser Arbeit und die Übernahme des zweiten Gutachtens. Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. B. Höhn bedanke ich mich für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission.

Herrn Dr.-Ing. habil R. Cuntze danke ich für die kritische Durchsicht meiner Arbeit.

Allen Kollegen der MT Aerospace AG, die zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben, möchte ich meinen besonderen Dank aussprechen. Gerade bei den durchgeführten Versuchen waren es die Kollegen die mir mit viel Einsatz zur Seite gestanden haben. Ganz besonders möchte ich mich für die kollegiale Unterstützung, die Diskussionsbereitschaft, den fachlichen Rat und die konstruktive und kritische Durchsicht meiner Arbeit bei den Herren Dipl.-Ing. J. Scharringhausen und Dr.-Ing. G. Geiss bedanken, denen ich wertvolle Hinweise verdanke.

Nicht zuletzt möchte ich meiner Familie für Ihre Unterstützung und ihr Verständnis danken. Durch Ihre Hilfe wurde mir erst die Möglichkeit für diese Arbeit gegeben.

Augsburg, im April 2007 Heiko Diem

Nomenklatur

Formelzeichen, Abkürzungen und Bezeichnungen

A_5	Bruchdehnung bei metallischen Werkstoffen	[%]
CFK	Kohlenstoff-Faserverstärkter-Kunststoff	
D	Durchmesser	[mm]
DMS	Dehnungsmessstreifen	
E	Elastizitätsmodul	[MPa]
F	Bruchfunktion, Kraft	[-], [N]
FE	Finite Elemente	
FB, FF	Faserbruch (fibre fracture); geometrisch nichtlinear (follower forces)	
G	Schubmodul	[MPa]
GAP	Kraftübertragselement bei Kontakt nicht verbundener Elemente	
H	Materialparameter	
I	Invariante	
IFF, ZFB	Zwischenfaserbruch (inter fibre fracture)	
K_{tg}^{∞}	Spannungsformzahl	
LC	Lastfall (load case)	
M	Modus	
MEOP	Betriebsdruck (Maximum Expected Operating Pressure)	[MPa]
MPC	starres Verbindungselement (Multi-Point-Constraint)	
NC	Gelegeart (non crimped)	
R, S	Festigkeit	[MPa]
$R_{c,t}$	Abstand der charakteristischen Kurve vom Lochrand	[mm]
R_{p02}	technische Fließgrenze	[MPa]
R_m	Bruchgrenze	[MPa]
UD	unidirektional	
WWFE	World-Wide Failure Exercise	
X, Y, Z	Koordinatenrichtungen	
b	Kurvenparameter, Breite	[-], [mm]
c	Materialkonstante	
d_c	charakteristischer Abstand	[mm]
e	Randabstand	[mm]
f_A	Anstrengung	
$f_{Res}^{(modus)}$	Reservefaktor für einen Versagensmodus	
g	bezogener Materialkennwert	
j	Sicherheitsfaktor	
k	bezogener Materialkennwert; Faktor für die Lochleibungsberechnung	
$\dot{m}$	Weibullexponent	
n	bezogener Materialkennwert; Anzahl; Kraftfluss	[-];[-]; N/mm]
p	Druck; Abstand zwischen Bolzenreihen	[MPa]; [mm]

$p_{\perp\parallel}$, $p_{\perp\perp}$	Neigungsparameter der Bruchkurve	
r	Radius	[mm]
t	Wanddicke	[mm]
u	Verschiebung	[mm]
w	Abstand in Umfangsrichtung	[mm]
x, y, z	Orientierung im Koordinatensystem	
2D	zweidimensional	
3D	dreidimensional	

Indizes

A	Anstrengung
Arme	bezogen auf die Arme
Bolzen, bolt	bezogen auf den Bolzen
Bruch, br	gegen Bruch
CFK	Kohlenstoff-Faserverstärkter-Kunststoff
Gelege	Materialtyp
Gehäuse	bezogen auf das Gehäuse
Kette	Richtung der Faser im Gewebe: Kettrichtung
Loch	bezogen auf das Loch
LL	Lochleibung
Modell	bezogen auf das angegebene Modell
Probauf	bezogen auf die Probenaufnahme
Schuss	Richtung der Faser im Gewebe: Schussrichtung
St	Stahl
T	Tangente
außen, innen	Außen-, Innenseite
axial, Umfang	Richtung im Behälter
d, c, (-)	Druck, compression
eq	äquivalent
f	Faser
fp	Bruchebene (fracture plane)
i, j	Index; innen
ges	gesamt
n, t	normal, transversal zur Bruchfläche
res	resultierend
z, t, (+)	Zug, tension
x, y, z	Richtungen des globalen Koordinatensystems
$\perp$	senkrecht zur Faser
$\parallel$	parallel zur Faser
0	Ausgangszustand; Punkt
1, 2, 3, ...	Richtungen des faserparallelen Koordinatensystems; Nummerierung

Griechische Buchstaben

α	Kippwinkel des Bolzens	[°]
ε	Dehnung	[%]
μ	Reibung im Gewebe	
ν	Querkontraktionszahl; Volumenverhältnis	
θ	Neigungswinkel der Bruchfläche; Winkel der Bohrung in Umfangsrichtung	[°]
σ	Spannung	[MPa]
σ_{VN}	Spannung im ungestörten Bereich	[MPa]
τ	Schubspannung	[MPa]
ψ	Schubspannungsverhältnis	

Inhaltsverzeichnis

Vorwort und Danksagung 3

Nomenklatur 5

Inhaltsverzeichnis 9

1 Einleitung 13

1.1 Übersicht 13

1.2 Problemstellung und Motivation 15

1.3 Anwendungen 17

1.4 Gliederung der Arbeit 19

2 Grundlagen zum Versagen von Bolzenverbindungen 23

2.1 Festlegung des Modells der zu untersuchenden Verbindung 24

2.2 Versagensarten von Bolzenverbindungen 26

2.2.1 Globale Versagensmodi einer Bolzenverbindung 26

2.2.2 Versagensbewertung von Bolzenverbindungen in dickwandigen Faserverbunden 29

2.3 Diskussion zur Auswahl stehender Versagenskriterien für Faserverbundschichten 32

2.3.1 Maximalspannungskriterium 34

2.3.2 Versagenskriterium nach Puck für UD-Schichten 35

2.3.3 Versagenskriterium nach Cuntze 39

2.3.4 Gemeinsamkeiten der Versagenskriterien nach Puck und Cuntze 44

2.3.5 Unterschiede zwischen den Versagenskriterien nach Puck und Cuntze 45

2.3.6 Gültigkeit der Versagenskriterien am Lochrand 46

2.3.7 Versagensdarstellung der beiden Kriterien bei einer Bolzenverbindung 47

3 Modellierung der Bolzenverbindung 49

3.1 Mechanische Modellierung 49

3.1.1 Annahmen 49

3.1.2 Analytische Vorauslegung 49

3.2 Lagenaufbau des Faserverbunds an der Verbindungsstelle 51

3.3 Einfluss des Versuchsaufbaus auf das Modell einer Bolzenverbindung 53

3.4 Das numerische Modell 55

3.4.1 Aufbau und geometrische Abmessungen des FE-Modells 55

3.4.1.1 Abmessungen und Symmetriebedingung 56

3.4.1.2 Idealisierung des Faserverbunds 57

3.4.1.3 Idealisierung des Bolzen ... 59
3.4.1.4 Idealisierung der Aufnahme für den Probekörper ... 60
3.4.1.5 Idealisierung der Hülse ... 61
3.4.1.6 Randbedingungen ... 62
3.4.1.7 Belastung des FE-Modells ... 63
3.4.2 Elementauswahl ... 64
3.4.3 Winkelteilung des Bolzens und des Lochbereichs ... 65
3.4.4 Kontaktbedingung zwischen Bolzen, Faserverbund und Probenaufnahme ... 66
3.4.5 Unterbindung der freien Bewegbarkeit des Systems zur Erreichung der Stabilität der FE-Rechnungen ... 67
3.4.6 Geometrisch nichtlineare Berechnung ... 68
3.5 Materialkennwerte für das numerische Modell ... 69
3.5.1 Materialkennwerte für die Hülse, die Probekörper-Aufnahme und den Bolzen ... 69
3.5.2 Materialorientierungen im Faserverbund ... 73
3.5.3 Materialkennwerte für den Faserverbund ... 74
3.5.4 Nichtlineares Materialverhalten des Faserverbunds ... 76
3.5.5 Umsetzung des nichtlinearen Materialverhaltens des Faserverbunds in numerischen Anwendungen ... 79
3.5.5.1 Sprunghafte Degradation ... 79
3.5.5.2 Kontinuierliche Degradation ... 80
3.5.5.3 Auswirkungen auf die vorliegende Arbeit ... 80
4 Gültigkeit der Ergebnisse des numerischen Modells ... 81
4.1 Auswirkungen des zu erwartenden Temperaturfelds ... 81
4.2 Gültigkeit der Ergebnisse am Lochrand ... 81
4.2.1 Spannungskonzentration am Lochrand ... 82
4.2.2 Linear-elastische, ebene, analytische Spannungsberechnung belasteter Löcher ... 84
4.2.2.1 Ebene Spannungsbetrachtung nach der Theorie von Zhang ... 84
4.2.2.2 Verifikation von FE-Ergebnissen mit der analytischen Lösung ... 86
4.2.2.3 Übertrag der ebenen analytischen Lösung auf ein 3D-FE-Modell einer Bolzenverbindung ... 91
4.3 Konvergenz der Rechnungen ... 104
5 Erfassung von interlaminaren Spannungsspitzen ... 107
5.1 Freier Randeffekt ... 107
5.2 Auswirkungen der Randeffekte auf das FE-Modell einer Bolzenverbindung ... 109
5.3 Auswirkung der Schicht-Elementierung auf die Spannungsausbildung ... 111
5.3.1 Grenzfläche der 0°-Schicht zur ±45°-Schicht ... 111
5.3.1.1 Intralaminare Spannungen ... 111

5.3.1.2 Interlaminare Spannungen ... 112
5.3.1.3 Versagen der 0°-Schicht ... 117
5.3.2 Überprüfung der interlaminaren Spannungen an der ±45°-Schicht ... 118
5.4 Zusammenfassung der Randeffekte ... 120

6 Beanspruchungsgerechter Input von Materialkennwerten ... 121
6.1 Ermittlung der druckbeaufschlagten Bereiche ... 121
6.2 Auswirkungen auf die berechneten Ergebnisse ... 124
6.3 Zusammenfassung ... 128

7 Validierung des FE-Modells durch Versuche ... 129
7.1 Versuchskampagne ... 129
7.2 Versuchsaufbau ... 130
7.3 Versuchsergebnisse ... 131
7.3.1 Kraft-Verformungs-Aufzeichnung ... 132
7.3.2 DMS Unterseite – 0°-Schicht ... 134
7.3.3 DMS Oberseite – 90°-Schicht ... 137
7.4 Diskussion der Einflussparameter auf das Versagen der Verbindung ... 139
7.4.1 Kontaktwinkel zwischen Bolzen und Bohrung ... 139
7.4.2 Kippwinkel des Bolzens ... 141
7.4.3 Biegung des Bolzens ... 142
7.4.4 Versagen der Verbindung aufgrund der Lochverformung ... 143
7.4.5 Diskussion des Schichtversagens ... 144
7.4.5.1 0°-Schichten ... 145
7.4.5.2 ±45°-Schichten ... 154
7.4.5.3 90°-Schichten ... 160
7.4.5.4 Zusammenfassung des Schichtversagens ... 164

8 Zusammenfassung und Ausblick ... 165

9 Literaturverzeichnis ... 169

A Anhang ... 173
A.1 Verifikation nach Zhang ... 173
A.2 Berücksichtigung der interlaminaren Spannungen ... 176
A.3 Beanspruchungsgerechte Materialkennwerte ... 181
A.4 Gemessene Dehnungen ... 191

1 Einleitung

1.1 Übersicht

In der Luft- und Raumfahrttechnik werden Faserverbundwerkstoffe seit den frühen sechziger Jahren als Werkstoff für Strukturen eingesetzt. Diese Werkstoffe zeichnet niedriges Gewicht bei gleichzeitig hoher Steifig- und Festigkeit aus. Faserverbundwerkstoffe bieten den Vorteil, dass die Fasern in die Richtungen orientiert werden können, in denen die Lasten aufzunehmen sind. Damit kann für jede Struktur und jeden Lastfall ein Faserverbundwerkstoff mit optimiertem Lagenaufbau hergestellt werden, wodurch überflüssiges Gewicht entfällt. Aus der Gruppe der Fasern haben sich die Kohlenstofffasern für die meisten Anwendungsfälle als besonders geeignet herauskristallisiert.

In der Raumfahrt wird der Faserverbundwerkstoff bisher für Strukturen wie Fairings, Satellitentragstrukturen und als Tankarmierung zur Gewichtsreduktion eingesetzt. Die Kommerzialisierung und der Überhang an Transportkapazitäten zwingen die Raketenbetreiber, Satelliten immer kostengünstiger in das Weltall zu transportieren, indem z.B. mehrere Satelliten gleichzeitig befördert werden. Dazu müssen die Strukturmassen der Trägersysteme weiter verringert und die Herstellverfahren verbessert werden.

Dieser Zwang hat die Weiterentwicklung der Fertigungsverfahren forciert und es haben sich neben den bisherigen Verfahren, z.B. Wickeln und Laminieren, weitere Verfahren wie die Harz-Infiltration etabliert.

Bei der Wickeltechnik werden entweder mit Harz getränkte oder bereits vorimprägnierte Fasern (Prepreg-Tows) auf einen Kern gewickelt. Auf diese Weise können geschlossene Strukturen, z.B. zylindrische Druckbehälter, wirtschaftlich hergestellt werden. Da die Fasern unter Zug abgelegt werden, beschränkt sich dieses Fertigungsverfahren auf Bauteile mit positiv gekrümmter Geometrie. Die Größe der Bauteile wird durch die Topfzeit des Harzes, den Beginn der Vernetzung, begrenzt. Werden hohe Wandstärken benötigt, müssen Zwischen-härtungsschritte zur Kompaktierung vorgenommen werden. Bei der Nasswickeltechnik wird das Harz auf die Fasern in einem Tränkbad aufgebracht, wodurch die Harzmenge nicht genau dosiert werden kann. Dies bedeutet, dass überflüssiges Harz, das während der Faserablage nach außen gedrückt wird, wieder entfernt werden muss. Bei diesen Fertigungsschritten kann das Harz mit der Umwelt und dem Personal in Kontakt kommen. Aufgrund von Anforderungen an das Harz, z.B. feuerresistent zu sein, kann es toxische Bestandteile enthalten.

Bei der Harz-Infiltration, die in den letzten Jahren verstärkt weiterentwickelt worden ist, wird die Bauteilherstellung in zwei Schritten vorgenommen. Zuerst werden die Faserhalbzeuge, die aus dicken vorgefertigten Faserbahnen bestehen, zu einer trockenen Preform abgelegt, so wie es die Bauteile aufgrund der Größe und der Belastung erfordern. Diese Faserhalbzeuge können z.B. aus einzelnen UD-Schichten mit derselben Faserorientierung, Geweben oder aus UD-Schichten mit unterschiedlichen Faserorientierungen, so genannte Multi-Axial-Gelege, bestehen. Das Harz wird anschließend in einem abgeschlossenen, evakuierten Kreislauf

kontinuierlich infiltriert und überschüssiges Harz wird abgesaugt. Die Qualität des Faserverbunds steigt aufgrund fehlender Porosität, da im abgeschlossenen Kreislauf keine Luft vorhanden ist. Es können Bauteile mit hohen Wandstärken, größeren Abmessungen und komplexeren Geometrien zuverlässig und wirtschaftlich hergestellt werden, indem z.B. Aussparungen direkt mit berücksichtigt werden. Durch die höheren Wanddicken können die Belastungen dieser Bauteile ansteigen, wodurch die Problematik der Anbindung an umgebende Bauteile verstärkt in den Vordergrund rückt.

Die gebräuchlichsten Varianten für Strukturverbindungen für Bauteile aus Faserverbundwerkstoff sind bisher Klebungen und Verbindungen mittels Bolzen oder Niete. Klebungen werden genutzt, wenn eine unlösbare Verbindung hergestellt werden soll. Bei einer Klebespaltdicke im Bereich von zehntel Millimetern werden hohe Toleranzanforderungen an das Bauteil gestellt, die für große Bauteile aus Faserverbundwerkstoff nur durch kostenintensive Fertigung und Nacharbeit zu gewährleisten sind.

Bei der Verbindung zweier Bauteile über Bolzen oder Niete müssen im Fall hoher Belastungen hohe Wandstärken in Kauf genommen werden. Ein Versagen dieser Verbindung ist zum einen von den Materialkennwerten und zum anderen von der Geometrie abhängig. Es existieren für Bolzenverbindungen verschiedene Versagensmodi. Diese sind z.B. das Ausreißen, der Bruch im Restquerschnitt und das Lochleibungsversagen. Bei den Versagensmodi wie dem Ausreißen spielen neben den lokalen Geometriewerten wie Wandstärke und Bolzendurchmesser auch globale Werte wie Randabstände eine große Rolle. Entsprechend ist es relativ einfach, manche Versagensarten durch eine gezielte Auslegung der Bolzenverbindung auszuschließen. Konstruktive Vorschläge für die geometrischen Abmessungen in Bolzenfeldern und zum Rand basieren auf den Ergebnissen der Untersuchungen, die bis heute an einer Vielzahl von dünnen Faserverbundwandungen mit einfachem Lagenaufbau vorgenommen worden sind [1], [2]. In [3] und [4] wird beispielsweise der Lagenaufbau angegeben und welche Randabstände sowie Abstände zwischen den Bolzen bei Bolzenfeldern eingehalten werden sollen. Die Versagensuntersuchungen von Bolzenverbindungen wurden z.B. um den Einfluss von seitlichen Stützkräften erweitert, wenn statt Bolzen Niete als Verbindungselemente genutzt werden [2], [5].

Strukturmechanische Anforderungen an den Faserverbund, wie z.B. der Lagenaufbau für einen Druckbehälter, werden dagegen nur in geringem Maße betrachtet [6]. Werden solche Konstruktionsvorschläge bei der Auslegung einer Bolzenverbindung berücksichtigt, kann ein Versagen auf Ausreißen oder Restquerschnittsversagen nahezu ausgeschlossen werden. Als Versagen wird in der Regel dann nur noch das Lochleibungsversagen angenommen.

Das Versagen auf Lochleibung ist nur über die Lochleibungsfestigkeit, den Durchmesser des Bolzens und die Wandstärke des Faserverbunds beeinflussbar. Der Kraftübertrag zwischen Bolzen und Faserverbund wird über Druckbelastung gewährleistet. Aufgrund der Matrixdominanz der Faserverbundstoffe bei Druckbelastung ist die Lochleibungsfestigkeit eines Faserverbunds sehr gering. Die Matrix hat die Aufgabe, die Fasern zu stützen und die Kräfte in die Fasern, zwischen den Fasern und von Schicht zu Schicht zu leiten. Durch Druckbelastung

steigen die Spannungen senkrecht zur Faser und die Schubspannungen an. Aufgrund der geringen Festigkeiten in diesen Richtungen kommt es zu einem frühen Versagen der Matrix bzw. der Faser-Matrix-Anbindung.

1.2 Problemstellung und Motivation

Seit der Einführung der Faserverbundwerkstoffe ist die Problematik der geringen Lochleibungsfestigkeit untersucht worden. Ein Ziel dabei war und ist, wie diese verbessert werden kann. Aktuell laufen zu diesem Thema z.B. bei dem Institut Faserverbundleichtbau des DLR in Braunschweig noch weitere Forschungsvorhaben [7]. Die Lochleibungsfestigkeit von ebenen CFK-Platten wird erhöht, indem Titanschichten in den Verbund als Ersatz für Faserverbundschichten eingebracht werden. Dieses Verfahren stellt sich momentan aufgrund der benötigten chemischen Behandlung der Titanoberflächen als sehr aufwändig und kostenintensiv dar. Durch das Einbringen von Titanschichten wird die Lochleibungsfestigkeit deutlich erhöht. Es ist allerdings bisher nur für ebene Bauteile angewandt worden. Als Herstellverfahren wurde dabei nicht die Harz-Infiltration sondern die Ablage von Prepregs genutzt. Bei der Infiltration wird erwartet, dass die Titanschichten eine Sperrschicht bilden und dadurch eine vollständige Befüllung der Bauteile mit Harz nur mit gezielten Maßnahmen möglich ist, die die Lochleibungsfestigkeit wieder reduzieren können und eine weitere Steigerung des Aufwandes bedeuten. Daher bleibt auch für hoch belastete Bauteile, bei denen die Kosten und der Fertigungsaufwand berücksichtigt werden müssen, die Erhöhung der Wandstärke des Faserverbunds die wesentliche Lösung, um eine hohe Traglast für eine Bolzenverbindung zu erzielen.

Hohe Wandstärken erweitern das Problemfeld der Bolzenverbindung um Fragestellungen nach dem Einfluss der Kippung und der Biegung des Bolzens auf das Tragverhalten einer Bolzenverbindung. Über der Lochhöhe ergibt sich dadurch eine ungleiche Druckbeaufschlagung der einzelnen Schichten. Zur Vermeidung von falschen Berechnungsergebnissen darf die Verteilung der Druckbeaufschlagung nicht über Annahmen, z.B. Bolzen als Starrkörper zu betrachten, abgeschätzt werden, sondern muss bei einer FE-Modellierung detailliert berücksichtigt werden.

Verstärkt werden die Effekte der Biegung und Kippung des Bolzens, wenn nicht - wie zumeist empfohlen - ein quasiisotroper Faserverbundaufbau realisiert werden kann, sondern zusätzlich strukturmechanische Besonderheiten den Lagenaufbau bestimmen. Dies ist z.B. für einen auf Innendruck belasteten Behälter der Fall, bei dem die Umfangslast doppelt so hoch ist wie die axiale Last. Dieses Belastungsverhältnis muss sich im Faserverbundaufbau widerspiegeln, so dass nicht jeweils 25% der Fasern in 0°- und 90°-Richtung liegen, sondern doppelt so viele Fasern in 90°- wie in 0°-Richtung. Der daraus resultierende unsymmetrische und fertigungsbedingt unausgeglichene Faserverbundaufbau bewirkt eine zusätzliche Biegung der Verbindung, bzw. erhöht den Grad der unsymmetrischen Druckbeaufschlagung der Verbindung. Um diesen Effekt im FE-Modell darstellen zu können, wird die Krafteinleitung in den Faserverbund über den Bolzen in der vorliegenden Arbeit vollständig modelliert.

Bisherige Auslegungen von Verbindungen wurden aufgrund von Konstruktionsvorschlägen [3] vorgenommen und die numerischen Ergebnisse über entsprechende Versuche abgesichert [1], [2]. Auf eine schichtweise Spannungs- und Festigkeitsanalyse z.B. nach Tsai-Wu wurde verzichtet. Das liegt hauptsächlich daran, dass einfache Schichtaufbauten aus UD-Schichten einer Richtung, Gewebe oder quasiisotrope Faserverbunde betrachtet worden sind. Die Tragfähigkeit einer Bolzenverbindung aus solchen Faserverbunden wird vereinfacht über verschmierte Festigkeitswerte bewertet. Diese Betrachtungsweise des Verbindungsversagens reicht aus, solange die Belastung und die Wandstärke nicht sehr hoch sind. Zur Bewertung von geometrischen Einflüssen, z.B. Bohrungstoleranzen, auf die Änderungen in der Tragfähigkeit von Bolzenverbindungen muss das Schichtversagen betrachtet werden. Dazu müssen die Spannungszustände in jeder Schicht bekannt sein. Daher wird in der vorliegenden Arbeit ein numerisches Modell entwickelt, mit dem der Spannungszustand und daraus das Versagen aller einzelnen Schichten ermittelt werden kann.

Für einfach aufgebaute Faserverbunde wird in [8], [9] und [10] z.B. eine Spannungsanalyse von belasteten Löchern vorgenommen. Da es schwierig ist, das inhomogene Spannungsfeld am Lochrand in Versuchen direkt zu messen, werden in [8] die numerischen Ergebnisse mit analytischen Lösungen verglichen. Grund für die Schwierigkeit, die Spannungen am Lochrand und innerhalb des Faserverbunds direkt zu bestimmen, ist die bisher fehlende Messtechnik. Infolge der Größe der Dehnungsmessstreifen können die Dehnungen nur an den Außenseiten des Faserverbunds und ab einem entsprechenden Abstand vom Lochrand gemessen werden. Mit dem so genannten „health monitoring“ ist ein Ansatz gefunden worden, auch die innerhalb eines Faserverbunds auftretenden Dehnungen messen zu können. Bei dieser Methode werden mit einem Messgitter versehene Glasfasern in den Faserverbund integriert, um die Dehnungszustände lokal in den Schichten ermitteln zu können [11]. Generell können durch Messungen mit diesen Sensoren numerische und analytische Schichtanalysen von Bolzenverbindungen überprüft und validiert werden, wenn die Berechnungen nicht mehr verschmiert vorgenommen werden. In einer Bolzenverbindung bleibt es allerdings schwierig, solche Sensoren am Lochrand zu positionieren, ohne eine Zerstörung beim Bohren zu riskieren.

Die unterschiedliche Beanspruchung der Schichten bewirkt, dass einzelne hoch beanspruchte Schichten den linear elastischen Materialbereich überschreiten und versagen können. Bei einem dünnen Faserverbund erfolgt dadurch meist das Versagen der gesamten Verbindung. Somit reicht es aus, den numerischen Abgleich von Versuchen mit einem zweidimensionalen linear elastischen Materialgesetz vorzunehmen, wie es von Pradhan und Ray in [8] durchgeführt worden ist. Auswirkungen des nichtlinearen Materialverhaltens in Bolzenverbindungen aufgrund des Versagens der Matrix werden bisher für Verbindungen aus Faserverbund nicht berücksichtigt.

Bei einem dicken Faserverbund mit ungleicher Beanspruchung der einzelnen Schichten kann beim vereinzelt einsetzenden Schichtversagen weitere Belastung durch benachbarte Schichten aufgenommen werden, ohne dass dadurch sofort ein Versagen der gesamten

Bolzenverbindung resultieren muss. Daher sollte für hoch beanspruchte, dickwandige Bolzenverbindungen auch bei Faserverbundwerkstoff die mögliche Anwendung eines nichtlinearen Materialgesetzes in Betracht gezogen werden. Für einen einfachen zweidimensionalen Faserverbund werden erste Ansätze von nichtlinearem Materialverhalten z.B. in [12] untersucht. Es ist bis heute schwierig, nichtlineare Spannungs-Dehnungs-Kurven für Faserverbundwerkstoffe bestimmen zu können, die als abgesichert angesehen werden und als Eingangsgröße für die Materialbeschreibung in FE-Analysen dienen können. Im Bereich der Materialkennwerte stellt sich besonders für Bolzenverbindungen die Frage nach den für die Berechnung zu nutzenden Werten. Faserverbundwerkstoffe besitzen unterschiedliche Kennwerte für Zug- und Druckbeanspruchungen. Für Bolzenverbindungen ergibt sich die Schwierigkeit, dass die Beanspruchungen innerhalb der Schichten u.a. von der Position (z.B. Scheitel oder Restquerschnitt) abhängig sind. Dieses muss bei einer schichtweisen Betrachtung des Faserverbunds berücksichtigt werden.

Für die Herstellung von großen Wandstärken bietet sich die Harz-Infiltration als wirtschaftliches Herstellverfahren an. Bei diesem Verfahren können dicke vorgefertigte Fasergelege mit hohen Schichtdicken der einzelnen UD-Schichten (bis zu 1 mm) abgelegt werden. Die in den Konstruktionsempfehlungen [13] vorgeschlagene feine Schichtung eines Verbindungsbereichs für Bolzenverbindungen lässt sich dann nicht realisieren. Herakovich zeigt in [14], dass die interlaminaren Schubspannungen mit der Dicke einzelner Schichten ansteigen. Der Spannungszustand, der sich im Kontaktbereich zwischen Bolzen und Faserverbund ergibt, ist nicht mehr verschmiert oder zweidimensional darstellbar. Die numerische Spannungsanalyse muss, um diesen Spannungszustand vollständig abzubilden, mit Volumenelementen vorgenommen werden. Für die Bewertung der Schichtspannungen in der Festigkeitsanalyse muss der vollständige Spannungstensor berücksichtigt werden. Zweidimensionale Festigkeitsanalysen, wie das Maximalspannungskriterium, das ebene Tsai-Wu-Kriterium etc. erfassen den Spannungszustand nicht vollständig. Sie müssen erweitert oder durch wirkliche dreidimensionale Kriterien ersetzt werden.

Für hoch belastete Faserverbundstrukturen, die mit Hilfe der Infiltration hergestellt werden, ergibt sich daher der Zwang, von den für dünnwandige Bauteile geltenden Berechnungen von Bolzenverbindungen abzuweichen. Eine zweidimensionale Analyse reicht nicht mehr aus. Der mit der Schichtdicke und der Wandstärke komplexer werdende Spannungszustand muss dreidimensional erfasst werden. Die üblicherweise verschmierte Auslegung über die verschiedenen globalen Versagensmodi der Verbindung reicht ebenfalls nicht mehr aus, wenn eine Optimierung der Bolzenverbindung vorgenommen werden soll. Es muss eine Schichtanalyse der Spannungen mit mehrachsiger Festigkeitsbewertung durchgeführt werden. Die vorliegende Arbeit befasst sich mit dieser Aufgabe.

1.3 Anwendungen

Anwendungsgebiete, in denen hoch belastete dickwandige Strukturbauteile aus Kohlenstofffaserverbund (CFK) und entsprechende Bolzenverbindungen eingesetzt werden, sind z.B. in der Luft- und Raumfahrt und im Bereich der Windkraftanlagen zu finden.

In der europäischen Raumfahrt werden, um z.B. Kosten für zukünftige Starts der europäischen Trägerrakete Ariane 5 (Abb. 1.3.1) zu verringern, die Strukturbauteile hinsichtlich ihres Einsparpotentials untersucht [15]. Bei zwei Bauteilen der Rakete können durch die Verwendung von Faserverbundwerkstoffen voraussichtlich die Herstellkosten gesenkt werden. Dieses sind die Gehäuse der Booster und das so genannte Front-Skirt, über das die Kräfte aus den Boostern in die Zentralstufe der Rakete geleitet werden.

Für die Gehäuse der Booster wird ein Wechsel von einem hochfesten Stahl (D6AC) zu CFK angestrebt und die notwendige Entwicklung betrieben [16], [17]. Bei dem Gehäuse sollen vorerst nur die Zylinder aus CFK hergestellt werden. In einem weiteren Entwicklungsschritt soll die gesamte Struktur aus CFK gefertigt werden.

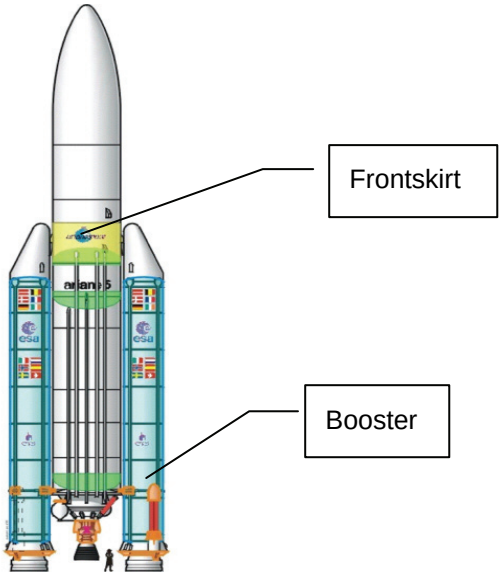


Abb. 1.3.1: Europäische Trägerrakete Ariane 5; blau eingefärbt: Gehäuse der Booster; gelb eingefärbt: Front-Skirt

Der Transport und eine Weiterverarbeitung der Zylinder (Befüllung mit Treibsatz) erfordern aufgrund der Länge des Ariane 5 Boostergehäuses mit 24 m mindestens eine lösbare Trennstelle, die nur durch eine Bolzenverbindung dargestellt werden kann.

Neben den zylindrischen Strukturen in der Raumfahrttechnik werden auch in der Luftfahrt Bauteile wie z.B. ein Flugzeugrumpf bzw. Teile davon, wie die Wing-Box – Struktur zur Krafteinleitung aus den Flügeln in den Rumpf –, auf ihre Realisierbarkeit in Faserverbundwerkstoff hin überprüft [18].

Die Verbindung solcher Rumpfsegmente untereinander oder eines Rumpfes mit einem Flügel ist ein weiteres Einsatzspektrum für Bolzenverbindungen. Dabei kann ein für Verbindungen empfohlener quasiisotroper Aufbau des Faserverbunds nur schwer realisiert werden, wenn strukturelle Besonderheiten, wie sie z.B. bei einem Druckbehälter auftreten, berücksichtigt werden müssen.

1.4 Gliederung der Arbeit

Die Bereitstellung der nötigen Methoden und Verfahren soll am Beispiel des Faserverbundgehäuses für den Booster der Ariane 5 vorgenommen werden. Die wissenschaftlichen Erkenntnisse sind allgemein auf dickwandige Faserverbundbauteile übertragbar.

Um trotz der beschriebenen Vielfalt von Fragestellungen eine möglichst verlässliche Auslegung für dickwandige Bolzenverbindungen zu erreichen, werden in der vorliegenden Arbeit wesentliche Teilbereiche, z.B. die Spannungsverteilung in den einzelnen Schichten des Faserverbunds, genauer betrachtet. Es wird keine Annahme für die Verteilung der Belastung über der Lochhöhe genutzt, sondern durch die Modellierung des Bolzens eine reale Druckbeaufschlagung des Lochrands erreicht. Dadurch können Effekte wie die Biegung und Kippung des Bolzens berücksichtigt werden. Es ist das Ziel, auf Schichtniveau Ansätze zu finden, mit denen Bolzenverbindungen aus Faserverbund praktisch ausgelegt und weitere Untersuchungen bewertet werden können. Mit diesen Verfahren und Methoden soll eine ingenieurmäßige Optimierung einer Bolzenverbindung möglich sein.

Der Schwerpunkt dieser Arbeit liegt daher auf der Betrachtung der folgenden Fragestellungen:

- Welche Möglichkeiten bestehen, um den komplexen dreidimensionalen Spannungszustand einer Bolzenverbindung erfassen und hinsichtlich eines Versagens einzelner Schichten bewerten zu können?
- Können versagte und degradierte Bereiche in den einzelnen Faserverbundschichten numerisch durch nichtlineare Werkstoffdefinitionen erfasst werden?
- Welche Auswirkungen auf das Versagensverhalten haben vereinfachte Materialdefinitionen im Vergleich zu einer beanspruchungsgerechten Materialberücksichtigung?
- Wie reagiert der Faserverbundaufbau auf unterschiedliche Beanspruchungen, die von der Lage der Faserverbundschicht in der Verbindung abhängig sind und sich aufgrund der Biegung des Faserverbunds und der Kippung des Bolzens über der Höhe der Verbindung ändern?

Um die beschriebenen Fragestellungen systematisch beantworten zu können, ist die vorliegende Arbeit folgendermaßen gegliedert:

Kapitel 2: Grundlagen zum Versagen von Bolzenverbindungen

In diesem Kapitel werden die theoretischen Zusammenhänge eines globalen Versagens einer Bolzenverbindung untersucht. Es schließt sich eine Diskussion der für die Schichtanalyse zur Verfügung stehenden Versagenskriterien an. Für die Bewertung des Spannungszustands eignen sich die dreidimensionalen Versagenskriterien nach Puck [19] und Cuntze [20].

Kapitel 3: Modellierung der Bolzenverbindung

In diesem Kapitel wird die Modellierung der Bolzenverbindung dargestellt. Dieses umfasst eine mechanische Modellierung auf Basis des Boostergehäuses der Ariane 5 und die Umsetzung in ein numerisches Modell. Die dabei getroffenen

Berechnungsannahmen werden diskutiert. Dazu zählen unter anderem die Kontaktsituationen, die Elementierung und die Randbedingungen, aber auch die Verifizierung des Modells hinsichtlich der Gültigkeit der Ergebnisse. Mit diesem Modell werden im weiteren Verlauf der Arbeit die Spannungszustände in den Schichten des Faserverbunds ermittelt und anschließend wird mit dem Versagenskriterium nach Kapitel 2 anhand der Schichtanalyse auf das Versagen der Verbindung geschlossen.

Um die numerischen Rechnungen durchführen zu können, müssen Materialkennwerte bereitgestellt werden. Bei hoch beanspruchten einzelnen Schichten reicht die linear elastische Betrachtung prinzipiell nicht mehr aus. Das nichtlineare Materialverhalten des Faserverbunds wird daher untersucht und die numerische Darstellmöglichkeit im dreidimensionalen Raum diskutiert.

Kapitel 4: Gültigkeit der Ergebnisse des numerischen Modells

In Kapitel 4 wird die Gültigkeit des numerischen Modells nachgewiesen. Ein Schwerpunkt sind dabei die Spannungsergebnisse am Lochrand. Darunter fallen die Vergleiche von numerischen Ergebnissen mit analytischen Lösungen für Spannungskonzentrationen am freien Lochrand nach Kroll [21] und die Überprüfung des Spannungszustands am belasteten Lochrand nach Jong [9] und Zhang [10].

Kapitel 5: Erfassung von interlaminaren Spannungsspitzen

In Kapitel 5 werden die theoretischen Zusammenhänge der interlaminaren Spannungen dargestellt und ihre Auswirkungen auf die FE-Rechnungen untersucht. Dazu werden unterschiedliche FE-Modelle mit einem, zwei oder vier Elementen zur Darstellung der Dicke der Faserverbundschichten genutzt.

Kapitel 6: Beanspruchungsgerechter Input von Materialkennwerten

In Kapitel 6 werden die Auswirkungen auf das Versagensverhalten einer Bolzenverbindung diskutiert, wenn zum einen die Materialkennwerte für den gesamten Verbund für Zugbeanspruchung genutzt werden und zum anderen, wenn eine detaillierte beanspruchungsgerechte Beschreibung der Materialkennwerte verwirklicht wird.

Kapitel 7: Validierung des FE-Modells durch Versuche

In Kapitel 7 wird das bisher diskutierte FE-Modell durch geeignete Versuche validiert. Es werden die Ergebnisse der FE-Rechnungen für die Druckbeaufschlagung des Lochrands in Abhängigkeit der Höhenkoordinate des Bolzens untersucht. Dazu werden die Kontaktwinkel zwischen Bolzen und Loch, die übertragenen Kräfte und das Versagen der Schichten diskutiert. Anhand der vorliegenden FE-Ergebnisse werden die Auswirkung der Dicke des Faserverbunds und der strukturmechanischen Randbedingungen über der Höhe der Bohrung auf das Versagensverhalten in den einzelnen Schichten untersucht. Die daraus resultierende Tragfähigkeit der

Bolzenverbindung wird diskutiert und mit den Ergebnissen aus der Versuchsreihe abgeglichen.

Kapitel 8: Zusammenfassung und Ausblick

Die erarbeiteten Ergebnisse werden zusammengefasst und es werden Ansätze für weitere Untersuchungen abgeleitet.

2 Grundlagen zum Versagen von Bolzenverbindungen

Im diesem Kapitel werden die theoretischen Grundlagen zum Versagen von Bolzenverbindungen erläutert, wie sie sich als Standard in den bisherigen Auslegungen von Bolzenverbindungen herauskristallisiert haben. Basis für die entwickelten Konstruktionsvorschläge [3] ist eine Vielzahl von Versuchen an dünnen Faserverbunden [1], [2]. Es werden beispielsweise für zweischnittige Bolzenverbindungen verschiedene Faserverbundaufbauten aus reinem Gewebe, reinen UD-Schichten parallel oder senkrecht zur Belastungsrichtung und aus quasiisotropem Aufbau getestet. Dabei werden die auftretenden Versagensarten untersucht. Entsprechende Nachrechnungen basieren zum einen auf den globalen Versagensmustern, die in Abschnitt 2.2.1 detaillierter betrachtet werden, und zum anderen auf Berechnungen auf Basis des ebenen Spannungszustands. Interlaminare Spannungen werden aufgrund der geringen Dicke der geschichteten Proben, der feinen Schichtung oder bei UD-Proben mit gleicher Faserorientierung wegen der fehlenden Änderung des Faserwinkels von Schicht zu Schicht nicht berücksichtigt.

Bei hoch belasteten dickwandigen Faserverbunden und bei hoher Dicke der einzelnen Schichten verliert nach Soutis [22] die Annahme des ebenen Spannungszustands für die Berechnung ihre Gültigkeit. Der gesamte Spannungszustand mit interlaminaren Normal- und Schubspannungen besitzt einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss auf das Versagensverhalten der einzelnen Schichten und damit auf das Tragverhalten einer Bolzenverbindung. So können z.B. an den Probenrändern zwischen Schichten, u. a. aufgrund unterschiedlicher Faserorientierungen, Delaminationen entstehen, die eine Kraftüberleitung zwischen einzelnen Schichten verhindern.

Die Ausbildung solcher Delaminationen wird z.B. in Untersuchungen von Chen [23] mit dem so genannten YE-Kriterium berücksichtigt, das nur interlaminare Spannungen bewertet. Wechselwirkungen mit intralaminaren Spannungen bleiben unberücksichtigt. Puck [19] dagegen berücksichtigt in seinem Versagenskriterium Interaktionen zwischen intra- und interlaminaren Spannungen. Treten in einer UD-Schicht beispielsweise Druckspannungen in 2- und 3-Richtung gleichzeitig auf, reduziert sich laut Puck die Versagensanfälligkeit der Schicht aufgrund dieser Beanspruchungskombination.

Hinzu kommt eine hohe Stützwirkung der Schichten untereinander. Werden aufgrund der hohen Wandstärke nicht mehr alle Schichten gleichmäßig beansprucht, können bei einer Schädigung der ersten Schicht bei weiter ansteigender Belastung der zusätzliche Belastungsanteil von intakten Schichten übernommen werden. Eine Bolzenverbindung kann deshalb trotz des einsetzenden Versagens der ersten Schicht tragfähig bleiben.

Die Schädigung einer hoch beanspruchten einzelnen Schicht ist allerdings der Ausgangspunkt des Versagens einer Bolzenverbindung. Dadurch wird die globale Tragfähigkeit der Bolzenverbindung reduziert. Die um die versagte Schicht liegenden Schichten erfahren höhere Beanspruchungen. Deshalb müssen bei hoch belasteten dickwandigen Bolzenverbindungen die

Spannungen der einzelnen Schichten ermittelt und mit einem Versagenskriterium bewertet werden. Geeignete Kriterien werden in diesem Kapitel diskutiert.

Werden die traditionellen Konstruktionsvorschläge beachtet, bildet sich vor dem endgültigen Versagen einer Bolzenverbindung eine deutliche bleibende Lochverformung aus. Diese kann dazu führen, dass eine Bolzenverbindung nicht mehr als tragfähig angesehen werden kann. Es besteht z.B. die Gefahr, dass die Bolzen aus der Verbindung herausfallen. Ergibt sich aufgrund der hohen Wanddicke und unsymmetrischen Belastung eine ungleiche bleibende Lochaufweitung, muss diese in den einzelnen Schichten ermittelt werden. Dazu kann ebenfalls ein geeignetes Versagenskriterium genutzt werden, indem die Tiefe des Schichtversagens für den betrachteten Faserverbund bestimmt wird.

Die erarbeiteten Ergebnisse aus Kapitel 2 sind die Grundlage für die Beantwortung der ersten Fragestellung der vorliegenden Arbeit, wie sich der komplexe Spannungszustand einer hoch beanspruchten dickwandigen Bolzenverbindung zusammenfassen und bewerten lässt.

Zum besseren allgemeinen Verständnis wird im folgenden Abschnitt die untersuchte Bolzenverbindung kurz dargestellt. Diese wird später in Kapitel 3 detailliert beschrieben.

2.1 Festlegung des Modells der zu untersuchenden Verbindung

Für die Verbindung von zwei Faserverbundzylindern wird die Wandstärke an den Enden der Zylinder erhöht (Abb. 2.1.1). Die aufgedickten Faserverbundbereiche werden über Bolzen mit einer metallischen Einfassung verbunden. An dieser wird im Falle des Boosters der Ariane 5 eine so genannte metallische Clevis-Tang Verbindung angebracht. Diese Verbindung ähnelt der Verbindung des heutigen Ariane 5 Boostergehäuses. Durch diese zusätzliche Verbindung wird die Lösbarkeit der beiden CFK-Zylinder gewährleistet.

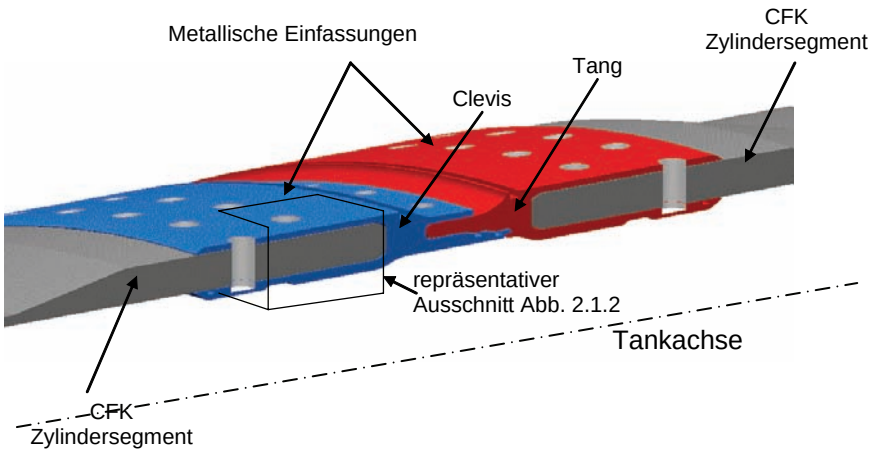


Abb. 2.1.1: Mögliche Verbindung für die Ariane 5 Boostergehäuse aus Faserverbundwerkstoff

Aus dieser Verbindung wird für diese Arbeit der repräsentative Bereich um einen Bolzen herausgeschnitten (Abb. 2.1.2). An diesem Bereich werden die Methoden zur Bewertung einer dickwandigen Bolzenverbindung ermittelt und diskutiert. Für die folgenden Betrachtungen wird vereinfachend angenommen, dass der Faserverbund aus einer ebenen Platte besteht. Dieses ist zulässig, da das zugrunde liegende Bauteil mit 3 m Durchmesser nur geringe Krümmungen

in der Wand aufweist. Außerdem werden Grundlagenversuche zum Abgleich der Rechnung üblicherweise mit ebenen Platten durchgeführt. Der Versuchsaufbau ist einfacher und es ergeben sich keine weiteren Einflüsse aus der Krümmung der Faserverbundplatte.

Der Booster der Ariane 5 stellt einen auf Innendruck belasteten Behälter dar. Durch den Innendruck wird ein zweiachsiger Spannungszustand in der Behälterwand erzeugt. Bezogen auf die Tankachse ist das die Spannung in axialer Richtung und in Umfangsrichtung. Zur Reduzierung der Komplexität und der Anzahl der zu bewertenden Parameter wird in dem repräsentativen Ausschnitt nur ein einachsiger, nämlich der Axial-Belastungszustand berücksichtigt. Diese Belastung ist für die Bolzenverbindung dimensionierend, da die Fasern in axialer Richtung unterbrochen sind und die gesamte axiale Last aus diesen Fasern über den Bolzen in die Einfassung geleitet werden muss. In Umfangsrichtung wird die Last nur um die Löcher geleitet, nicht aber in andere Bauteile übertragen. Zusätzlich übernimmt die metallische Einfassung aufgrund ihrer Steifigkeit einen Teil der Umfangslast.

Die axiale Last wird im FE-Modell analog zum späteren Versuch im Bereich, in dem das hydraulische Spannzeug greift, auf die metallische Probenaufnahme aufgebracht (Abb. 2.1.2). Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Bewertung des Faserverbunds. Daher wird die metallische Einfassung nicht wie in der Bolzenverbindung (Abb. 2.1.1) modelliert, sondern durch eine Probenaufnahme aus dem Versuchsaufbau ersetzt. Entsprechend werden die Werkstoffe und die geometrischen Abmessungen der Einfassung an die Versuchsbedingungen angepasst.

Zur Fixierung des FE-Modells mit der Umgebung wird die CFK-Platte am linken freien Ende fest eingespannt.

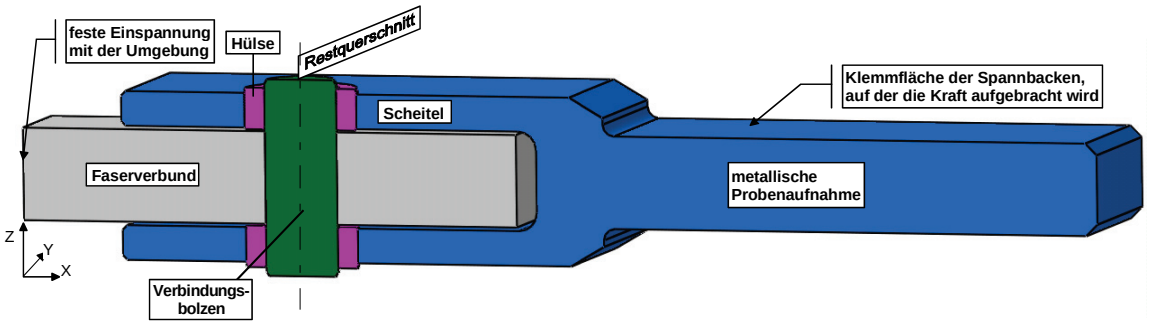


Abb. 2.1.2: Prinzipskizze der numerisch berechneten Bolzenverbindung

Der Lagenaufbau $[(0/\pm45_2/90_2/\pm45_2)_5\ 0/\pm45_2/90_2]$ der CFK-Platte besteht aus UD- und ±45-Gewebeschichten. Die UD-Schichten sind bezogen auf die Tankachse des Boostergehäuses (Abb. 2.1.1) unter einem Winkel von 0° als Axiallagen und unter einem Winkel von 90° als Umfangslagen angeordnet. Im FE-Modell (Abb. 2.1.2) liegen die Fasern in den 0°-Schichten in der globalen X-Richtung, die Fasern der 90°-Schichten in Y-Richtung, die ±45°-Schichten unter dem entsprechenden 45°-Winkel in der XY-Ebene.

Im FE-Modell werden die einzelnen Schichten durch eine entsprechende Idealisierung mit Volumenelementen berücksichtigt. Jede Schicht wird einzeln idealisiert, so dass eine schichtweise Betrachtung ermöglicht wird.

Für das beschriebene Modell werden im Folgenden verschiedene Möglichkeiten diskutiert, den komplexen Spannungszustand innerhalb einer Schicht zu bewerten und den Einfluss des Schichtverhaltens auf die Tragfähigkeit der Bolzenverbindung abzuleiten.

2.2 Versagensarten von Bolzenverbindungen

2.2.1 Globale Versagensmodi einer Bolzenverbindung

In den bisherigen Untersuchungen von Festigkeiten von Bolzenverbindungen in dünnen Faserverbunden werden z.B. von Erikson [1] und Wang [24] verschiedene Versagensmodi angegeben. Diese gelten für den gesamten Faserverbund. Das Versagen ist nicht nur von der aufgebrachten Kraft, sondern auch von der Geometrie, wie den Randabständen, abhängig (Abb. 2.2.1). Auch die Art der Verbindung ob ein- oder zweischnittig spielt eine Rolle. Die im Folgenden beschriebenen Versagensmodi treten in dünnen Faserverbunden in der reinen Form auf. Je dicker die Faserverbunde werden und je mehr Schichten mit unterschiedlichen Faserwinkeln vorhanden sind, desto mehr stellen sich Kombinationen der in Abb. 2.2.1 dargestellten Versagensmodi ein.

In der Regel werden für einfache Faserverbunde aus gleichgerichteten UD- oder Gewebeschichten die Festigkeiten in Standardversuchen an ungeschädigten Faserverbunden ermittelt [2]. Dann können die Festigkeitswerte der ungeschädigten Einzelschichten auch für das globale Versagen und damit zur Auslegung einer Bolzenverbindung genutzt werden. Besteht der Faserverbund aus mehreren Schichten mit unterschiedlichen Faserrichtungen, ergibt sich eine Stützwirkung der eingebetteten Schichten untereinander und die für das Versagen zulässigen globalen Festigkeiten müssen für diesen Faserverbund gezielt ermittelt werden.

Die Lochleibungsfestigkeit wird z.B. in [4] und [6] in Abhängigkeit vom Anteil der Schichten mit unterschiedlichen Faserorientierungen für einen Lagenaufbau angegeben, der nur aus 0/±45/90°-Schichten aufgebaut ist. Für die Auslegung der Verbindung auf z.B. Lochleibungsfestigkeit wird dann nicht mehr die Druckfestigkeit der einzelnen Schicht in Kraftrichtung (Abb. 2.2.1) genutzt, sondern die aus Versuchen für den gesamten Faserverbund ermittelte Lochleibungsfestigkeit direkt angesetzt. Somit erfolgt die Betrachtung in diesen Fällen mit Hilfe von verschmierten Faserverbundeigenschaften.

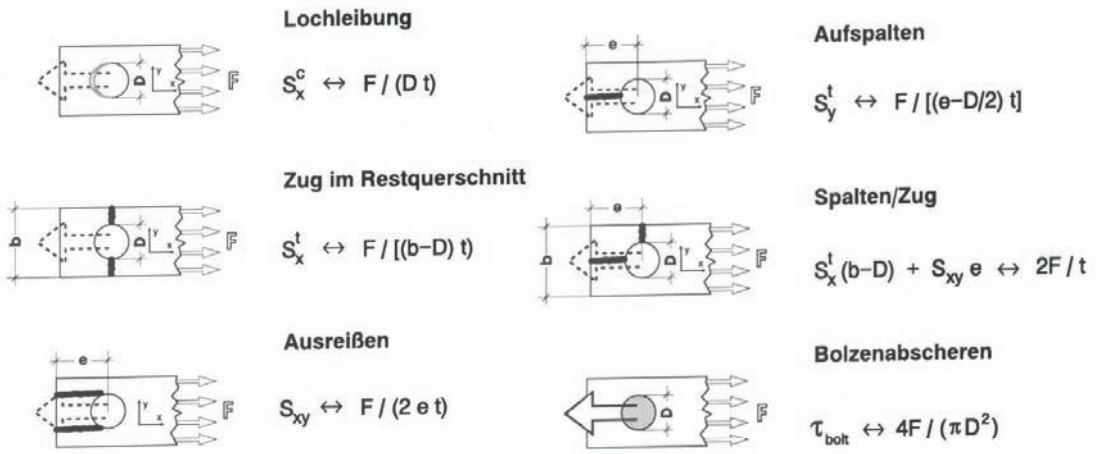


Abb. 2.2.1: Versagensmodi einer Bolzenverbindung [13]

Bei dünnen Faserverbunden mit unterschiedlichen Faserwinkeln wird bisher davon ausgegangen, dass die Schichtdicke so gering ist, dass es zu einer konstanten Spannungsverteilung über der Höhe der Schicht kommt. Dabei nehmen die Fasern den größten Teil der in ihrer Richtung wirkenden Kräfte auf. Es müssen nur Beanspruchungen in der Faserebene berücksichtigt werden. Bei einer Bolzenverbindung werden dann die Druckkräfte im Kontaktbereich zwischen Bolzen und Faserverbund von den 0°-Fasern aufgenommen. Diese Fasern leiten die Kräfte auch über den Restquerschnitt. Durch die Verformung des Loches kommt es im Scheitel zu Beanspruchungen, die quer zur Belastung gerichtet sind und von den Fasern der 90°-Schichten aufgenommen werden. Die ±45°-Gewebeschichten dienen dazu, die global auftretenden Schubkräfte aufzunehmen und in Beanspruchungen in die Faserrichtungen der Gewebeschicht zu überführen. Die Schichten erfahren damit hohe Spannungen in den jeweiligen Faserrichtungen und geringe Spannungen in den schwachen Richtungen (d.h. senkrecht zur Faser und Schub). Spannungen in Dickenrichtung und interlaminare Schubspannungen werden bisher nur bei verschmierten Betrachtungen der Faserverbund-eigenschaften berücksichtigt, wenn die Verbindung als gesamtes über gezielte Versuche bewertet wird.

Die schichtweise Betrachtung einer hoch beanspruchten Bolzenverbindung erfordert dagegen, auch die Spannungen in Dickenrichtung σ_3 und die interlaminaren Schubspannungen τ_{31} und τ_{23} zu ermitteln und bei der Bewertung des Schichtversagens mit zu berücksichtigen.

Lochleibungsversagen tritt auf, wenn durch die Druckkräfte aus dem Bolzen die anliegenden Lochbereiche des zu verbindenden Bauteils die Kräfte zwar aufnehmen können, das Material am Lochrand allerdings zu versagen beginnt. Als Bezugsgröße für die Lochleibung wird für Faserverbunde, aus gleichgerichteten UD-Schichten, die Druckfestigkeit in Kraftrichtung herangezogen.

Bei Faserverbunden mit unterschiedlichen Faserrichtungen wird die Lochleibungsfestigkeit z.B. direkt aus Druckversuchen [24] ermittelt. Die Lochleibung kann bewirken, dass sich das Loch durch Versagen des Faserverbunds bleibend aufweitet. Sind die Randabstände eines Faserverbunds groß genug, bildet sich zuerst ein Versagen auf Lochleibung aus. Der

endgültige Bruch der Verbindung kann dann auf einem der anderen Versagensmodi z.B. Ausreißen basieren (Abb. 2.2.2).

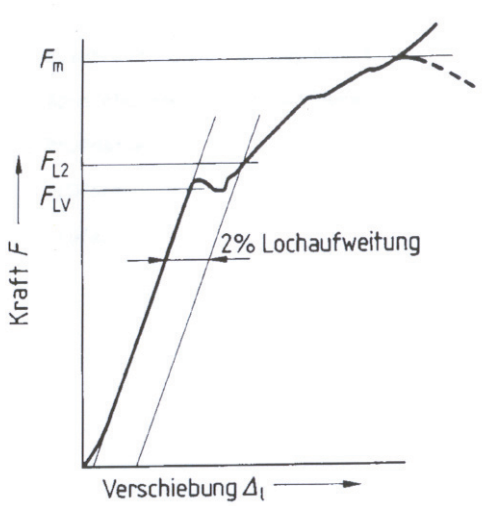


Abb. 2.2.2: Lochaufweitung einer Bolzenverbindung [25]

Ein Zugversagen im Restquerschnitt entsteht, wenn der Abstand zwischen den einzelnen Löchern oder zum seitlichen Rand des Bauteils zu gering ist und Kräfte über den Restquerschnitt übertragen werden. Durch das Loch werden die Kräfte umgeleitet und am Lochrand konzentriert. Dort bilden sich Spannungsspitzen aus. In einer Einzelschicht bildet sich das Zugversagen aus, wenn die Zugfestigkeit im Restquerschnitt überschritten wird. Im Faserverbund mit unterschiedlichen Faserrichtungen versagen zuerst die schwächsten Schichten unter dem so genannten Zwischenfaserbruch. Die schwächsten Schichten besitzen den größten Faserwinkel bezogen auf die Kraftrichtung im Restquerschnitt. Dadurch steigt die Beanspruchung in den funktionsfähigen Schichten, die infolge weiter ansteigender Last ebenfalls versagen können. Durch die Schädigung der schwächsten Schichten können sich Delaminationen und Risse im Restquerschnitt ausbilden, die zwar noch nicht zu einem Versagen der Verbindung führen müssen, wohl aber das Bauteil schädigen [26].

Beim Ausreißen ist der Randabstand in Kraftrichtung zu gering. Der gesamte Bereich in dem der Bolzen Kontakt zum Lochrand besitzt, wird nach außen geschoben und reißt aus, sobald die Schubfestigkeit in den Schichten überschritten ist.

Ähnlich verhält es sich auch bei dem Versagen durch Aufspalten. Der größte Lastanteil wird im Scheitel übertragen. Dieses bewirkt bei einem zu geringen Randabstand in Kraftrichtung eine Verformung des Faserverbunds vom Scheitel aus nach außen. Die Zugspannungen senkrecht zum Scheitel steigen an und sobald die Zugfestigkeit den Schichten senkrecht zum Scheitel überschritten ist, versagt die Verbindung.

Ein weiteres Versagen der Verbindung kann durch das Abscheren des Bolzens hervorgerufen werden, wenn die Schubspannungen im Bolzen über die zulässige Schubfestigkeit ansteigen.

Entsprechend der geometrischen Abmessungen ist auch eine Kombination aus den unterschiedlichen Versagensmodi möglich.

2.2.2 Versagensbewertung von Bolzenverbindungen in dickwandigen Faserverbunden

Werden die geometrischen Anforderungen für Bolzenverbindungen [13] eingehalten, kommt es in dicken Faserverbunden mit einer feinen Schichtung in einzelnen Schichten zu einem Versagensanfang, der den oben beschriebenen Versagensmodi dünner Verbunde ähnlich ist. Durch die Stützwirkung der einzelnen Schichten untereinander und den sich ausbildenden unterschiedlichen Versagensmodi der einzelnen Schichten bildet sich bei entsprechender Belastung über der gesamten Verbindung die bleibende Lochaufweitung aus. Versagt eine Schicht, nicht aber die gesamte Verbindung, ist der bis zu diesem Lastniveau anwendbare linear elastische Materialansatz im Weiteren nicht mehr gültig. Diese Erkenntnis gilt aufgrund der Belastungskonzentration besonders im Restquerschnitt und im Scheitel des Lochs. Übersteigt in einer Schicht beispielsweise die Zugspannung quer zur Faser die zulässige Festigkeit, so können weitere Beanspruchungen in dieser Richtung nicht mehr aufgenommen werden. In Faserrichtung können in dieser Schicht Beanspruchungen aber weiterhin aufgenommen werden. Erst wenn es in allen Schichten zu einem Versagen kommt, versagt die Verbindung aufgrund einer Kombination aller Spannungen was zu Versagensmodi nach Abb. 2.2.1 und zusätzlicher Delamination führen kann.

Um das Versagen einer Bolzenverbindung in einem dicken Faserverbund unter Einhaltung der geometrischen Anforderungen technisch erfassen und bewerten zu können, wird die bleibende Lochaufweitung (Abb. 2.2.2) gemessen. Es gibt für Faserverbunde unterschiedliche Ansätze, ab welcher relativen Lochaufweitung eine Verbindung als nicht mehr tragfähig angesehen wird. In den Luftfahrttechnischen Handbüchern Band HSB [4] und Band FL [6] wird diese Grenze bei 4 % bleibender Aufweitung festgesetzt. Andere Literaturstellen wie die DIN [25] setzen die Grenze auf 2 % bleibende Aufweitung, bis zu der die Verbindung noch funktionstüchtig ist. Im Mil-Handbuch [3] sind beide Werte angegeben, mit dem Hinweis, dass der zu verwendende Wert abhängig von der sich bei den Versuchen ausbildenden Kraft-Verschiebungskurve ist.

Wird bei dickwandigen Faserverbunden eine auslegungsseitig gewünschte feine Schichtung aufgrund von Fertigungsvorteilen der neuen Fertigungsverfahren durch eine grobe Schichtung mit dicken Einzelschichten ersetzt, wird erwartet, dass der Einfluss des Versagens der einzelnen Schichten auf das Versagen der Bolzenverbindung ansteigt. Die gegenseitige Stützwirkung der Schichten sinkt und die Kraftübernahme der Schichten untereinander wird aufgrund des großen Abstandes der unterschiedlichen Faserorientierungen reduziert. Zusätzlich steigen die interlaminaren Spannungen nach Herakovich [14] mit zunehmender Schichtdicke an und die Delaminationsneigung wird verstärkt, wodurch die Kraftüberleitung zwischen den Schichten reduziert wird.

Eine hohe Wandstärke ermöglicht eine verstärkte Biegung des Bolzens. Die äußeren Schichten werden dadurch höher beansprucht und es kann infolge hoher interlaminarer Spannungen zu Delaminationen zwischen den äußeren Schichten und dadurch zu einer Verschiebung der betroffenen Schichten in Dickenrichtung kommen (Abb. 2.2.3). Für die Verbindung resultiert daraus eine Schwächung der Tragfähigkeit.

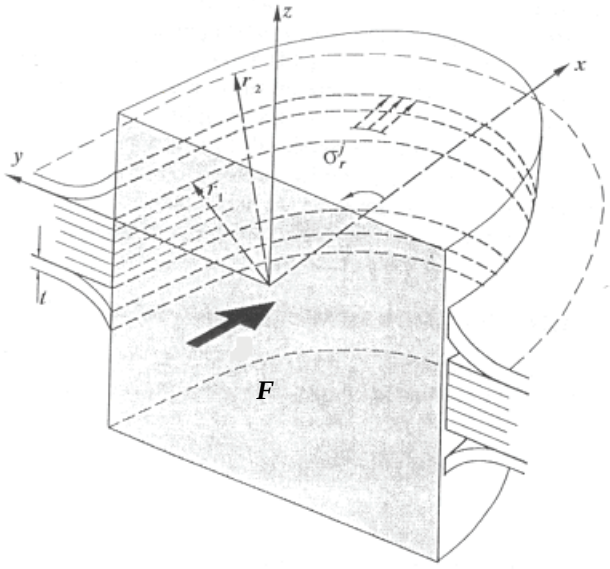


Abb. 2.2.3: Darstellung der Verschiebung delaminierter Schichten in Dickenrichtung [1]

Eine verschmierte Betrachtung des Faserverbundversagens von dickwandigen hoch belasteten Bolzenverbindungen reicht daher nicht mehr aus. Es muss eine schichtweise Analyse vorgenommen werden, mit der alle Spannungen am Lochrand ermittelt und auch bei der Bewertung des Versagens der einzelnen Schichten berücksichtigt werden können. Erst dann können Schwachpunkte z.B. beim Lagenaufbau oder den geometrischen Abmessungen erkannt und beseitigt werden.

Die meisten analytischen Untersuchungen von Löchern in Faserverbunden beschäftigen sich mit unbelasteten Lochrändern. Die sich am Lochrand ausbildenden Spannungsspitzen werden als Kerbspannungen betrachtet. Deren Einfluss auf das Versagen des Faserverbunds – das Loch als Kerbe – wird in [21] ermittelt. Der am häufigsten untersuchte Fall ist die Spannungsspitze im Restquerschnitt, die sich aufgrund einer Zugbelastung des Faserverbunds am Lochrand einstellt. Die Spannungen am Lochrand können die Festigkeiten übersteigen, ohne dass ein globales Versagen des Faserverbunds resultiert. Deshalb wird zur Bestimmung des Versagens mit dem Kriterium der „kritischen Abstände“ die Spannung (lokal oder gemittelt) in einem charakteristischen Abstand vom Lochrand ermittelt (Abb. 2.2.4). Erreicht diese die zugehörige Festigkeit, kommt es zu einem globalen Versagen der Schicht. Dieses ermöglicht es, den Faserverbund weiterhin linear elastisch zu betrachten, da die Spannungen vom Lochrand bis zum charakteristischen Abstand nicht bewertet werden. Die dort auftretenden nichtlinearen Effekte werden nicht berücksichtigt.

Wird die analytische Ermittlung der Spannungsspitzen am Lochrand auch auf Bolzenverbindungen übertragen [27], [28], müssen die charakteristischen Abstände im Restquerschnitt R_t und im Scheitel R_c experimentell ermittelt werden. Mit diesen Abständen lässt sich die von Chang [29] angegebene charakteristische Kurve $r_c(\theta)$ um das Loch ermitteln (Abb. 2.2.4). Erreichen an dieser Kurve die Spannungen die Festigkeit oder das zugrunde gelegte Versagenskriterium die Versagensbedingung, versagt die Bolzenverbindung. Die Form und die Lage der Kurve für das Versagenskriterium der „kritischen Abstände“ ist abhängig von

dem zugrunde liegenden Versagenskriterium, mit dessen Hilfe das globale Versagen des Faserverbunds bewertet wird, geometrischen Daten und seitlichen Führungskräften. Auf Basis dieser Kurve ist es beispielsweise möglich, unterschiedliche Lastfälle für eine Bolzenverbindung zu bewerten. Die Kurve lässt sich nach

$$r_c(\theta) = r + R_c + (R_t - R_c) \cdot \cos(\theta) \quad \text{für} \quad -\frac{\pi}{2} \le \theta \le \frac{\pi}{2} \tag{2.1}$$

ermitteln.

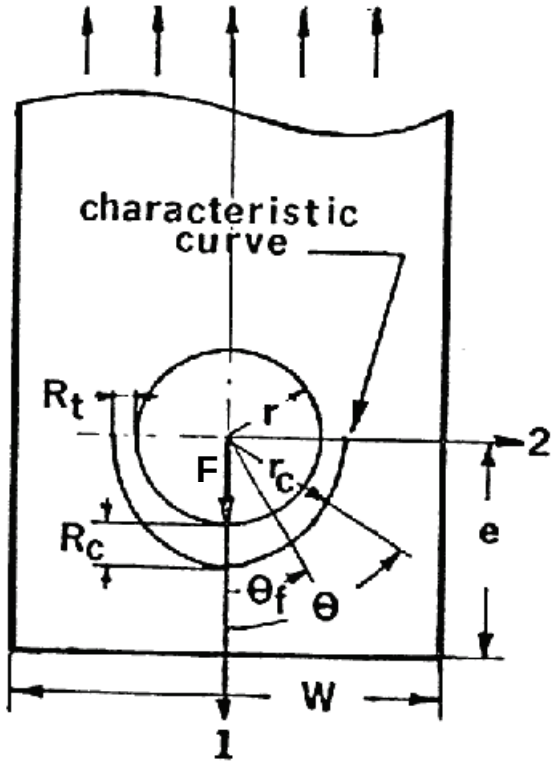


Abb. 2.2.4: Darstellung der charakteristischen Kurve einer Bolzenverbindung [28]

Jong [9] und Zang [10] ermitteln aus den komplexen Spannungsfunktionen die Spannungen direkt an belasteten Lochrändern. Anwendbar sind diese Spannungsgleichungen nur bei linear elastischen Materialverhalten. Änderungen des Kontaktwinkels des Bolzens zum Lochrand und Verformungen des Lochrands werden in der Regel nicht berücksichtigt, da dann eine einfache Beschreibung des Spannungsverlaufs nicht mehr gegeben ist.

Die analytischen Untersuchungen eignen sich dazu, die numerische Modellierung einer Bolzenverbindung zu verifizieren und Aussagen treffen zu können, wie gut das Modell den real vorhandenen Beanspruchungszustand abbilden kann.

Um Effekte wie Verformung, Änderung des Kontaktwinkels und Spannungsspitzen berücksichtigen und bewerten zu können, muss die Schichtanalyse mit FE-Rechnungen durchgeführt werden. Sollen Spannungsverläufe über der Lochhöhe, Lastverteilungen und die interlaminaren Spannungen berücksichtigt werden, muss die Modellierung in den FE-Rechnungen mit Volumenelementen vorgenommen werden [13].

2.3 Diskussion zur Auswahl stehender Versagenskriterien für Faserverbundschichten

In einem dicken Faserverbund muss der komplexe dreidimensionale Spannungszustand am Lochrand berücksichtigt werden. Die Spannung in Dickenrichtung und die interlaminaren Schubspannungen bewirken ein Versagen, das die Lochleibung und damit die Aufweitung des Loches unterstützt. In bisherigen Untersuchungen von Chen [23] und McCarthy [30] sind FE-Rechnungen für Bolzenverbindungen durchgeführt worden, in denen Volumenelemente zur Idealisierung genutzt worden sind, die intern allerdings aus mehreren ebenen Schichten bestehen. Jede Schicht beinhaltet vier Integrationspunkte. An diesen wird zwar der dreidimensionale Spannungszustand für jede Schicht berechnet, ein Gradient über der Höhe der einzelnen Schichten ist damit allerdings nicht darstellbar.

Das Delaminationsverhalten von Faserverbunden wird z.B. von Chen [23] mit dem Kriterium von Ye oder von Fenske [31] mit dem quadratische Delaminationskriterium bewertet. Damit wird das Erreichen der Delaminationsbedingung in Abhängigkeit der Wirkungsrichtung der interlaminaren Normalspannung σ_3 ermittelt. Eine Wechselwirkung der interlaminaren Spannungen mit den intralaminaren Spannungen wird nicht berücksichtigt. Da sich allerdings die Wirkungen der Spannungen nach Puck [19] untereinander beeinflussen, muss ein geeignetes Versagenskriterium ausgewählt werden, mit dem die in den einzelnen Schichten vorhandenen Spannungen in den unterschiedlichen Richtungen zusammengefasst und auf die entsprechenden richtungsabhängigen Festigkeiten bezogen werden können.

Die neue Generation von Versagenskriterien, z.B. nach Puck [19] und Cuntze [20], berücksichtigen den gesamten dreidimensionalen Spannungszustand bei der Ermittlung des Versagens. Es wird die Interaktion der einzelnen Spannungen im Hinblick auf den Zwischenfaserbruch genauer dargestellt. Diese Kriterien beziehen sich grundsätzlich auf transversal-isotrope UD-Schichten, da diese die Basis für Faserverbunde darstellen.

Eine UD-Schicht kann auf Faserbruch versagen, wenn die Zugspannungen größer sind als die Festigkeit in Faserrichtung (FF1). Bei einer Druckbelastung in Faserrichtung (FF2) knicken die Fasern aus, wenn die Druckfestigkeit überschritten wird (Abb. 2.3.1). Dieses Ausknicken ist besonders bei dicken Faserverbunden ein häufig untersuchter Festigkeits-Versagensmodus [32]. Durch fehlerhafte Ablage der Fasern kann es bei der anschließenden Kompaktierung zu einer Wellenbildung der Fasern kommen, der so genannten Ondulation. Damit sind die Fasern bereits aus der Kraftrichtung ausgelenkt bzw. sogar vorgeschädigt, so dass die Tragkraft der Schicht reduziert ist. Faserversagen bedeutet für die Schicht finales Versagen.

Zwischenfaserbruch bildet sich in drei von den Beanspruchungen abhängigen Modi aus:

Quer zur Faser ergibt sich bei einer Zugbelastung (IFF1) ein Trennbruch (NF), wenn die Spannungen σ_2 oder σ_3 über der Zugfestigkeit liegen. Bei einer Druckbelastung (IFF3) quer zur Faser ergibt sich aufgrund der Spannung σ_2 oder σ_3 ein Schubbruch (SF). Wirken die Spannungen σ_2 und σ_3 (im IFF3) als Druckbeanspruchungen gemeinsam, heben sich die Auswirkungen dieser beiden Spannungen nach Puck [19] teilweise gegenseitig auf. Besonders

bei diesen beiden Spannungen existiert eine hohe Interaktion. Die Schubspannungen τ_{12} und τ_{31} bewirken einen Schubbruch (IFF2) parallel zu der Faserrichtung. Aus der Schubspannung τ_{23} resultiert ein Zugbruch der Matrix senkrecht zur Faserrichtung, der ein Versagen aufgrund von Spannungen σ_2 und σ_3 senkrecht zur Faserrichtung unterstützt.

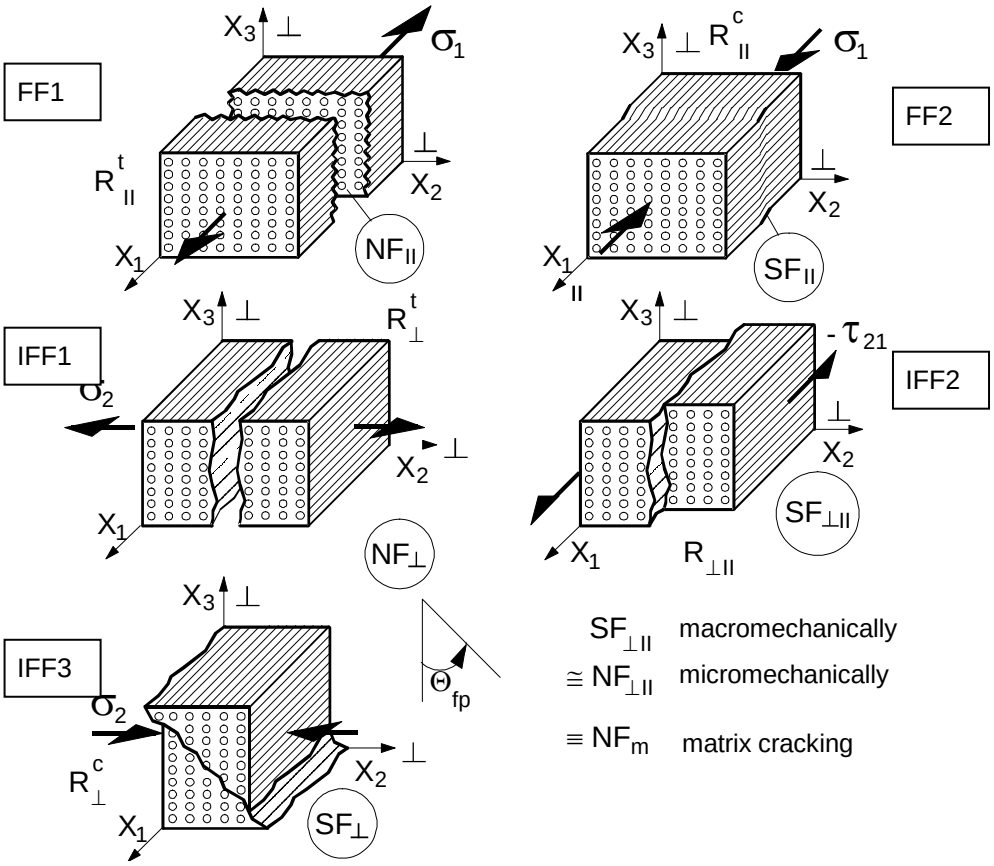


Abb. 2.3.1: Versagensformen des Faserverbunds [33]

Für Gewebeschichten werden in den meisten Fällen aufgrund der fehlenden Interaktion der Spannungen aufgrund der Bindung durch die Über- und Unterkreuzung der Fasern einfache ebene Versagenskriterien angenommen. In beiden Hauptrichtungen liegen Fasern. Beispielsweise kann sich ein Schubbruch, wie er sich für eine UD-Schicht ausbilden kann (IFF3 in Abb. 2.3.1), aufgrund der Bindung der Fasern nicht über mehrere Gewebelagen ausbreiten. Daher wird in [34] das Maximalspannungskriterium genutzt, um den Versagensbeginn zu detektieren. In [35] wird das Versagen in der Ebene nach Tsai-Hill angewandt und sich ausbildende Delaminationen zwischen den Gewebeschichten werden mittels einer interlaminaren Versagensfunktion berücksichtigt. Für eine Gewebeschicht wird mit diesen Ansätzen eine hohe Genauigkeit in der Vorhersage eines Versagens erreicht. Nur für wenige (z.B. Cuntze) existiert eine Erweiterung der Versagenskriterien auf Gewebeschichten.

In den vergangenen Jahren wurden 19 unterschiedliche Versagenskriterien für Faserverbundmaterialien auf ihre Übereinstimmung mit Testergebnissen unter dem Stichwort „World-Wide Failure Exercise“ (WWFE) untersucht [36]. Ziel war es, die Vielzahl von Versagenskriterien hinsichtlich ihrer Genauigkeit in der Vorhersage der Festigkeit und des Deformantionsverhaltens für 14 Testfälle zu betrachten, für die Versuchsergebnisse vorlagen.

Es wurde sowohl das Verhalten von Einzelschichten als auch von Faserverbunden ermittelt. Dazu wurden uni-axiale, bi-axiale Zug- und Drucklasten, sowie Zug-Schublasten und Kombinationen davon an gewickelten Rohrproben berechnet. Es wurden die Festigkeiten ermittelt und es galt Anfangs- (z.B. Leckage) und Bruchversagen vorherzusagen.

Der Ausgangspunkt der meisten zu bewertenden Versagenskriterien liegt auf Schichtniveau. Diejenigen, die von mikromechanischen Grundlagen ausgegangen sind, konnten nur moderate Übereinstimmungen mit dem Versuchsergebnissen nachweisen.

Basis für die Validierung der Versagenskriterien waren vorhandene, aber unvollständige Testergebnisse. Es fehlten nicht nur Spannungen für den Abgleich mit Versagenskörpern dreidimensionaler Beanspruchungszustände, sondern teilweise auch Spannungen zum Abgleich mit der zweidimensionalen Versagensfläche im Druckbereich. Daher war sowohl eine dreidimensionale Validierung der Versagenskriterien, als auch eine abschließende und entscheidende Bewertung der Versagenskriterien für den ebenen Spannungszustand nicht möglich.

Aus den 19 Versagenskriterien wurden die fünf ausgewählt, die die größten Übereinstimmungen mit den vorliegenden „ebenen“ Testergebnissen erzielen konnten. Es werden die Versagenskriterien von Zinoviev, Bogetti, Tsai, Puck und Cuntze zur Anwendung empfohlen [36].

Das Versagenskriterium von Zinoviev basiert auf dem Maximalspannungsversagenskriterium. Bis zur ersten Schädigung legt er ein linear-elastisches Spannungs-Dehnungs-Verhalten zugrunde, wobei die Änderung der Faserrichtung aufgrund der Belastung kontinuierlich berücksichtigt wird.

Bogetti nutzt ein dreidimensionales Maximaldehnungsversagen, das um ein nichtlineares Schubspannungs-Dehnungsverhalten der Einzelschicht und eine Berechnung des progressiven Versagens erweitert ist. Tsai wendet das Tsai-Wu Kriterium bis zum ersten Versagen an, reduziert dann die Matrixsteifigkeit.

Puck und Cuntze nutzen den dreidimensionalen Versagensmechanismus und beschreiben den Versagensbeginn mit nichtlinearen Ansätzen. Mit beiden Versagenskriterien ergeben sich sehr ähnliche Versagenskörper und es werden die meisten Übereinstimmungen mit den globalen Aussagen der Tests und des Verhaltens des Faserverbunds getroffen.

So werden z.B. für das generelle Verhalten von Faserverbunden unter Belastung und das endgültige Bruchversagen von Mehrschichtverbunden die Versagenskriterien nach Puck und Cuntze empfohlen. Da diese die besten Bewertungen bekommen haben, werden diese in den folgenden Kapiteln genauer betrachtet, um den Spannungszustand am belasteten Lochrand auf Schichtniveau zusammenzufassen und im Hinblick auf das Versagen bewerten zu können.

2.3.1 Maximalspannungskriterium

Bei dem Maximalspannungskriterium werden die Spannungen in jeder Richtung einzeln betrachtet und mit der Festigkeit verglichen. Überschreitet eine Spannung die zugehörige

Festigkeit, wird das Versagen der betroffenen Faserverbundschicht aufgrund dieser Spannung und Beanspruchungsrichtung angenommen. Eine Interaktion zwischen Spannungen in unterschiedlichen Richtungen wird nicht berücksichtigt. Es kann nur nach Faserbruch und Zwischenfaserbruch unterschieden werden. Auf dieser Basis muss dann entschieden werden, ob das Bauteil versagt oder nicht [37]. Der Faserbruch wird im Maximalspannungskriterium durch

$$F = \left| \frac{\sigma_1}{R_{\parallel}} \right| \tag{2.2}$$

beschrieben [13].

Dieses Versagenskriterium eignet sich nicht alleine für die Bewertung der Tragfähigkeit einer Bolzenverbindung, da der Faserverbund besonders im Druckbereich des Bolzens sehr versagensanfällig ist. Neben der hohen Druckspannung in Faserrichtung liegen auch hohe Schubspannungen und hohe Spannungen senkrecht zur Faserrichtung vor. Die Interaktion dieser Spannungen kann einen Zwischenfaserbruch oder eine Ablösung im Bereich der Faser-Matrix-Anbindung bewirken. Dadurch wird der Halt der Fasern in der Matrix reduziert und es kommt zu einem früheren Versagen der Fasern (z.B. durch Ausknicken) als es mit dem Maximalspannungskriterium alleine ermittelt werden kann.

Sowohl Cuntze als auch Puck nutzen zur Bewertung des Faserbruchs in der UD-Schicht das Maximalspannungskriterium. Bei Puck wird die Faserspannung separat mit dem Maximal-spannungskriterium betrachtet und auf ein Faserversagen geschlossen. Über den so genannten „weakening“ Faktor führt er eine Interaktion zwischen Faser- und Zwischenfaserbruch ein. Cuntze integriert diese Betrachtung der Faserspannung mit dem Maximalspannungskriterium mit in das Gesamtversagen, wodurch die Interaktion von Faserbruch und Zwischenfaserbruch direkt gegeben ist.

2.3.2 Versagenskriterium nach Puck für UD-Schichten

Basis des Puck’schen Versagenskriteriums [19] ist, dass nicht die UD-Schicht-Spannungen betrachtet werden, sondern die Spannungen in einer möglichen Bruchebene, der so genannten Wirkebene, bestimmt werden. Das Versagenskriterium basiert auf den drei grundlegenden Hypothesen von Mohr und Hashin für einen Sprödbruch:

- Die Bruchgrenze eines Materials wird durch die Spannungen in der Bruchebene bestimmt.
- Ein Zwischenfaserbruch erfolgt stets in einer faserparallelen Schnittebene.
- Für einen Zwischenfaserbruch sind ausschließlich die auf der Bruchebene wirkenden Normal- und Schubspannungen maßgebend.

Tritt aufgrund einer Belastung ein Zwischenfaserbruch auf, ergibt sich eine Bruchebene, für die die Beanspruchungen ermittelt werden können. Daraus kann dann der dazugehörige Spannungszustand in Faserkoordinaten berechnet werden.

Zusätzlich sind im Puck’schen Versagenskriterium aufgrund der Ansätze von Mohr und Hashin physikalische Widersprüche eliminiert worden. In einigen Pauschalbruchkriterien wird für den

Zwischenfaserbruch das Versagen im Druckbereich von der Querzugfestigkeit $R_{\perp}^{z}$ bzw. im Zugbereich von der Querdruckfestigkeit $R_{\perp}^{d}$ durch mathematische Zwangskopplung abhängig gemacht. Dieses ist physikalisch nicht korrekt, da es sich um getrennte Bereiche im Versagensraum handelt.

Für die Bestimmung des Versagens werden nicht die Spannungen in den Hauptrichtungen der UD-Schichten benötigt, sondern die Spannungen entlang der sich ausbildenden Bruchfläche (Abb. 2.3.2).

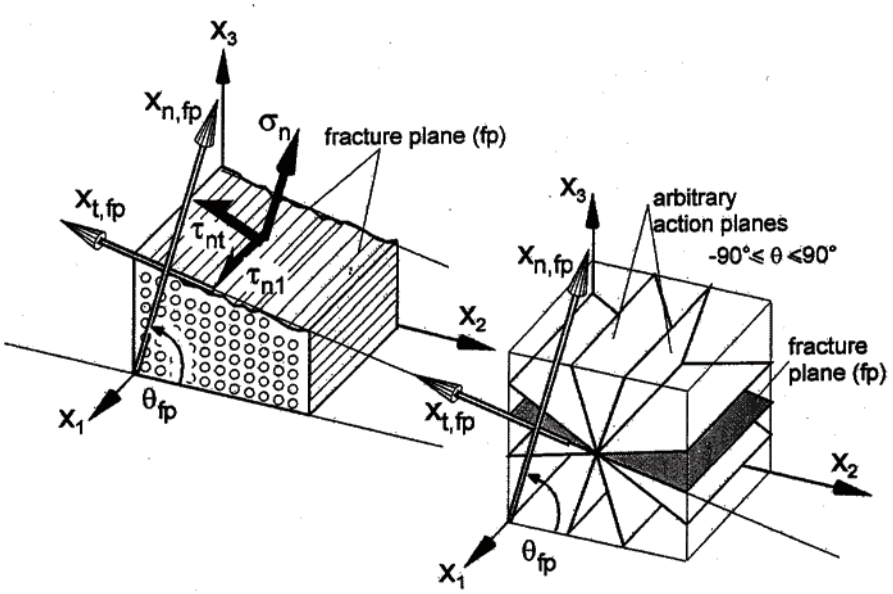


Abb. 2.3.2: Versagensfläche beim Versagenskriterium nach Puck [20]

Die Spannungen in der Bruchfläche können mit folgender Transformation, abhängig vom Winkel θ der Bruchfläche, in die gesuchten Spannungen im Faserkoordinatensystem umgerechnet werden.

$$\begin{Bmatrix} \sigma_n \\ \tau_{nt} \\ \tau_{n1} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos^2\theta & \sin^2\theta & 2\cdot\sin\theta\cdot\cos\theta & 0 & 0 \\ -\sin\theta\cdot\cos\theta & \sin\theta\cdot\cos\theta & \cos^2\theta-\sin^2\theta & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \sin\theta & \cos\theta \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{21} \end{Bmatrix} \qquad (2.3)$$

Der Vorteil der Betrachtungsweise über die Bruchfläche liegt darin, dass sich mit der Ermittlung des Versagens auch gleichzeitig die Lage der Bruchfläche und die Bruchart vorhersagen lassen.

In dem Versagenskörper lassen sich die drei Versagensmodi (A, B und C) eindeutig zuordnen (Abb. 2.3.3). Versagensmodus A entspricht IFF 1, Versagensmodus B IFF 2 und Versagensmodus C IFF 3 aus Abb. 2.3.1.

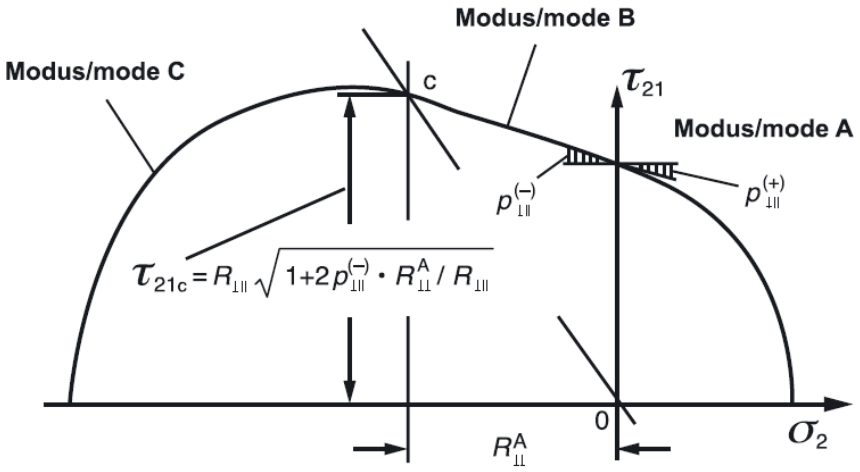


Abb. 2.3.3: Bruchmodi der σ_2-τ_{21} Bruchkurve [13]

Puck benutzt ein Sieben-Parametermodell für die Berechnung der winkelabhängigen Anstrengung $f_A(\theta)$. Die Anstrengung ist das Verhältnis zwischen Spannung σ und Festigkeit R. Ist die Anstrengung größer als 1, kommt es theoretisch zu einem Versagen des betrachteten Faserverbunds. Puck unterscheidet zwei Beanspruchungszustände:

- Dem Zugfall ($\sigma_n > 0$), bei dem die Schubspannungen τ_{nt} und τ_{n1} beim Hervorrufen des Zwischenfaserbruchs durch die Normalspannung unterstützt werden und
- dem Druckfall ($\sigma_n < 0$), bei dem das Versagen durch die Normalspannung erschwert wird.

Zugfall:

$$f_A(\theta) = \sqrt{\left[\left(\frac{1}{R_\perp^z} - \frac{p_{\perp\Psi}^z}{R_{\perp\Psi}^A}\right)\cdot\sigma_n(\theta)\right]^2 + \left[\frac{\tau_{nt}(\theta)}{R_{\perp\perp}^A}\right]^2 + \left[\frac{\tau_{n1}(\theta)}{R_{\perp\|}^A}\right]^2} + \frac{p_{\perp\Psi}^z}{R_{\perp\Psi}^A}\cdot\sigma_n(\theta), \tag{2.4}$$

Druckfall:

$$f_A(\theta) = \sqrt{\left[\left(\frac{p_{\perp\Psi}^d}{R_{\perp\Psi}^A}\right)\cdot\sigma_n(\theta)\right]^2 + \left[\frac{\tau_{nt}(\theta)}{R_{\perp\perp}^A}\right]^2 + \left[\frac{\tau_{n1}(\theta)}{R_{\perp\|}^A}\right]^2} + \frac{p_{\perp\Psi}^d}{R_{\perp\Psi}^A}\cdot\sigma_n(\theta). \tag{2.5}$$

In diesen Gleichungen sind folgende Vereinfachungen enthalten:

$$\frac{p_{\perp\Psi}^z}{R_{\perp\Psi}^A} = \frac{p_{\perp\perp}^z}{R_{\perp\perp}^A}\cdot\cos^2\psi + \frac{p_{\perp\|}^z}{R_{\perp\|}^A}\cdot\sin^2\psi\,, \tag{2.6}$$

$$\frac{p_{\perp\Psi}^d}{R_{\perp\Psi}^A} = \frac{p_{\perp\perp}^d}{R_{\perp\perp}^A}\cdot\cos^2\psi + \frac{p_{\perp\|}^d}{R_{\perp\|}^A}\cdot\sin^2\psi\,, \tag{2.7}$$

$$R_{\perp\perp}^A = \frac{R_\perp^d}{2\cdot\left(1+p_{\perp\perp}^d\right)}, \qquad \tan\psi = \frac{\tau_{n1}}{\tau_{nt}}. \tag{2.8}$$

Die Parameter $p_{ij}^{z/d}$ bestimmen die Neigung der Bruchfläche des Versagenskörpers, wenn keine Normalspannung ($\sigma_n = 0$), keine Schubspannung in der Bruchfläche in Faserrichtung ($\tau_{n1} = 0$) oder keine Schubspannung senkrecht zur Faserrichtung ($\tau_{nt} = 0$) vorhanden ist (Abb. 2.3.4). Damit ist der Versagenskörper eindeutig definiert.

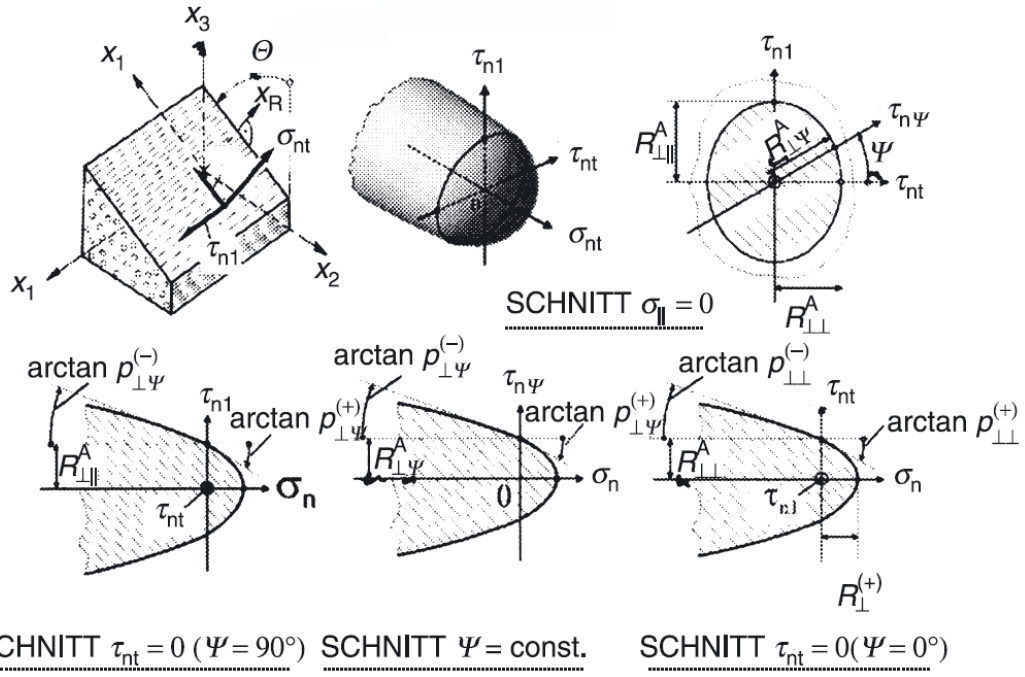


Abb. 2.3.4: Darstellung der Versagenskurven der Wirkspannungen mit den zu bestimmenden Neigungsparametern [13]

Die Parameter $p_{ij}^{z/d}$ sind in der Regel aufgrund von experimentellen Daten zu ermitteln. Für die Vordimensionierung existieren aber auch Vorschläge für diese Parameter.

Tab. 2.3.1: Vorschläge für die Neigungsparameter der Grenzfläche des Versagenskörpers für das Versagenskriterium nach Puck für Kohlenstoff-Fasern [13]

$p_{\perp\parallel}^{z}$	$p_{\perp\parallel}^{d}$	$p_{\perp\perp}^{z} = p_{\perp\perp}^{d}$
0.35	0.3	0.25 bis 0.3

Die Anwendung dieser Vorschläge ist möglich, da kein großer Einfluss auf die berechnete Bruchspannung resultiert, solange die Grenzen für die Werte eingehalten werden. Unter Umständen ergibt sich allerdings ein nicht ganz korrekter Bruchwinkel.

Bedingt durch den Mohr-Coulomb'schen-Zwischenfaserbruch-Ansatz von Puck muss der Bruchwinkel bestimmt werden. Dazu müssen in allen Wirkebenen für den Winkelbereich von $-90° \leq \theta \leq 90°$ die Anstrengungen berechnet werden. Mittels einer Maximalwertsuche muss derjenige Winkel ermittelt werden, unter dem sich die höchste Anstrengung ergibt. Dieser Winkel kennzeichnet den theoretischen Bruchwinkel.

Für den Zwischenfaserbruch wird bei Puck der Einfluss der Spannung in Faserrichtung σ_1 auf das Zwischenfaserbruchversagen erst berücksichtigt, wenn diese Spannung beim Erreichen der

Zwischenfaserbruchgrenze größer als etwa 60 % der Zugfestigkeit in Faserrichtung ist. Die Gleichungen (2.4) und (2.5) werden in diesem Fall entsprechend erweitert:

Zugfall (f_A aus Gl. (2.4)):

$$f_A(\theta) = \frac{1}{1.6} \cdot \left[f_A(\theta) + \left| \frac{\sigma_1}{R_{\parallel}} \right| \right], \tag{2.9}$$

Druckfall (f_A aus Gl. (2.5)):

$$f_A(\theta) = \frac{1}{1.6} \cdot \left[f_A(\theta) + \left| \frac{\sigma_1}{R_{\parallel}} \right| \right]. \tag{2.10}$$

Für die Anwendung auf eine Bolzenverbindung bedeutet dies, dass aus den numerisch errechneten Spannungen im Faserkoordinatensystem mittels der Variation des Winkels θ der Versagensfläche abhängig vom Vorzeichen der Normalspannung σ_n die gesamte Bandbreite der Anstrengungen ermittelt werden muss. Dadurch ergibt sich mit dem Winkel neben der berechneten Anstrengung ein weiterer Wert, der bei der Optimierung einer Verbindung bewertet werden muss. Dieses erschwert eine einfache und schnelle Bewertung des Einflusses der Schichtspannungen auf das Tragverhalten der Bolzenverbindung.

2.3.3 Versagenskriterium nach Cuntze

UD-Schicht:

Das Versagenskriterium nach Cuntze [20] basiert auf dem so genannten Versagensmoduskonzept. Die Spannungen werden durch Invarianten mit dem Ziel beschrieben, ein möglichst allgemeingültiges Koordinatensystem unabhängiges Versagenskriterium für ein Werkstoffverhalten aufzustellen.

Das Versagensmoduskonzept bietet einige Vorteile [38]:

- Jede Versagensbedingung repräsentiert theoretisch einen unabhängigen Versagensmechanismus und bildet einen Teil der kompletten Versagensfläche des Versagenskörpers.
- Jeder Versagensmechanismus wird von einer Festigkeit bestimmt.
- Jeder Invarianten-Term repräsentiert im Versagensfall einen physikalischen Mechanismus:
    - eine Volumenänderung,
    - eine Formänderung oder
    - die interne Reibung des betroffenen Materialelements
- Die fünf Versagensmodi treten sowohl im zweidimensionalen als auch im dreidimensionalen Beanspruchungsfall auf.
- Das Anpassen der Versagenskurve an Testdaten ist nur in den Bereichen gestattet, die durch einen eindeutigen Versagensmodus definiert sind.
- Im Interaktionsbereich zwischen benachbarten Versagensmodi ist die Anpassung der Versagensfläche durch eine einfache, Weibull-basierte Reihenbildung möglich.

Die Verwendung von Invarianten ermöglicht eine skalare Formulierung, die automatisch die Materialsymmetrien berücksichtigt. Die Invarianten werden aus homogenen Spannungstermen mit möglichst niedrigem Grad gebildet [20]. Die Gleichungen ermöglichen eine schnelle Berechnung, die sich als numerisch sehr robust erwiesen hat. Aus den Ergebnissen können die Versagensmodi mit dem geringsten bzw. höchsten Reservefaktor oder numerisch vorteilhafter durch seine Inverse, die Anstrengung, ermittelt werden. Für Strukturoptimierungen eines betrachteten Bauteils aus Faserverbund sind damit die kritischen Bereiche identifiziert. Das Design des Bauteils kann dann gegebenenfalls so angepasst werden, dass es weder unter- noch überdimensioniert ist.

Die Invarianten auf Basis der Spannungen definiert Cuntze folgendermaßen [38]:

$$\begin{aligned} I_1 &= \sigma_1 \cong \nu_f \cdot {\sigma_{1f}}^t = \nu_f \cdot {\varepsilon_1}^t \cdot E_{1f} = {\varepsilon_1}^t \cdot E_{\parallel} \\ I_2 &= \sigma_2 + \sigma_3 \\ I_3 &= \tau_{31}^2 + \tau_{21}^2 \\ I_4 &= (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + 4 \cdot \tau_{23}^2 \end{aligned} \tag{2.11}$$

Im Vergleich zu anderen Versagenskriterien wird für die Zugbeanspruchung in Faserrichtung nicht die homogenisierte Schichtspannung σ_1 angesetzt. Es wird das mikromechanische Versagen in Faserrichtung berücksichtigt, indem mit dem Faservolumengehalt ν_f auf die direkte Faserbeanspruchung übergegangen wird.

Mit den Gleichungen der Invarianten lassen sich die fünf verschiedenen Versagensmodi aus Abb. 2.3.1 beschreiben. Für jeden dieser Modi kann einzeln über die Festigkeit die Versagensfunktion und daraus der Reservefaktor bestimmt werden. Der Reservefaktor gibt an, ob die aufgebrachte Belastung in der Struktur ein Versagen aufgrund des betrachteten Modus hervorruft oder nicht.

Es lassen sich folgende Versagensbedingungen formulieren [38]:

$$\begin{aligned} FF1 &: F_{\parallel}^{\sigma} = \frac{I_1}{\overline{R}_{\parallel}^{z}} = 1 \\ FF2 &: F_{\parallel}^{\tau} = \frac{-I_1}{\overline{R}_{\parallel}^{d}} = 1 \\ IFF1 &: F_{\perp}^{\sigma} = \frac{I_2 + \sqrt{I_4}}{2\overline{R}_{\perp}^{z}} = 1 \\ IFF2 &: F_{\perp\parallel} = \frac{\sqrt{I_3}}{\overline{R}_{\perp\parallel} - b_{\perp\parallel} \cdot I_2} = 1 \\ IFF3 &: F_{\perp}^{\tau} = (b_{\perp}^{\tau} - 1)\frac{I_2}{\overline{R}_{\perp}^{d}} + b_{\perp}^{\tau}\frac{\sqrt{I_4}}{\overline{R}_{\perp}^{d}} = 1 \end{aligned} \tag{2.12}$$

Zur Lösung dieser Gleichungen werden, neben den für die Auslegung immer benötigten fünf Festigkeiten, im allgemeinen Fall zwei Kurvenparameter b eingeführt, die sich aus den

folgenden Gleichungen ermitteln lassen. Die darin enthaltenen Spannungen werden in geeigneten Quer-Druckversuchen gemessen. Sie können als innere Reibungskoeffizienten des Materials interpretiert werden.

Der Kurvenparameter für die Interaktion aus intralaminaren Schub und Querdruck ergibt sich aus:

$$b_{\perp\parallel} = \frac{1 - \tau_{21}^2 / \overline{R}_{\perp\parallel}^2}{2\sigma_2^d \cdot \tau_{21}^2 / \overline{R}_{\perp\parallel}^3} \tag{2.13}$$

Der Kurvenparameter für den biaxialen Querdruck ergibt sich aus:

$$b_{\perp}^{\tau} = \frac{1 + (\sigma_2^d + \sigma_3^d) / \overline{R}_{\perp}^d}{(\sigma_2^d + \sigma_3^d) / \overline{R}_{\perp}^d + (\sigma_2^d - \sigma_3^d) / \overline{R}_{\perp}^d} \tag{2.14}$$

Falls die benötigten Daten für die Lösung der Gleichungen (2.13) und (2.14) aus Versuchen nicht vorliegen, haben sich für CFK folgenden Bandbreite als gute Abschätzung für die beiden Kurvenparameter erwiesen:

$$\begin{aligned} 0.05 < b_{\perp\parallel} < 0.3, \\ 1.0 < b_{\perp}^{\tau} < 1.2. \end{aligned} \tag{2.15}$$

Die Grenzwerte dieser Kurvenparameter bedeuten

$$\begin{aligned} b_{\perp\parallel} = 0.0 &\rightarrow \text{kein Ausbeulen der } (\tau_{21}, \sigma_2) - \text{Kurve} \\ b_{\perp}^{\tau} = 1.0 &\rightarrow \text{keine Reibung in der Ebene senkrecht zur Faser} \end{aligned} \tag{2.16}$$

Der Reservefaktor für jeden einzelnen Versagensmodus berechnet sich aus

$$f^{Modus} = \overline{R}^{Modus} / \sigma_{eq}^{Modus} \tag{2.17}$$

Ein Versagen bezogen auf den betrachteten Modus liegt vor, wenn f < 1 wird. Im linearen Materialbereich können die Ergebnisse für einen Spannungszustand zwischen den Versagenskriterien von Puck und Cuntze für den Zwischenfaserbruch direkt über

$$f_A^{(IFF)} = 1 / f_{Res} \tag{2.18}$$

verglichen werden.

Um eine Aussage treffen zu können, in wieweit das Zusammenspiel der einzelnen Versagensmodi ein totales Versagen in der Schicht hervorruft, beschreibt Cuntze die gesamte Versagensfläche über einen resultierenden Reservefaktor f_{Res}. Dabei werden durch den Exponent $\dot{m}$ die Rundungen an den Übergängen zwischen benachbarten Versagensmodi berücksichtigt:

$$(1/f_{Res})^{\dot{m}} = (1/f^{\perp\sigma})^{\dot{m}} + (1/f^{\perp\parallel})^{\dot{m}} + (1/f^{\perp\tau})^{\dot{m}} + (1/f^{\parallel\sigma})^{\dot{m}} + (1/f^{\parallel\tau})^{\dot{m}} \tag{2.19}$$

Der Exponent $\dot{m}$ in Gleichung (2.19) wird mit einem Wertebereich von

$$2 \le \dot{m} \le 3 \tag{2.20}$$

angegeben.

In der automatisierten Anwendung von Gl. (2.19) können unsinnige Werte entstehen, wenn aus einem berechneten Spannungszustand die Werte der Versagensgleichung berechnet werden. Eine Faserbeanspruchung kann physikalisch entweder auf Zug (FF1) oder auf Druck (FF2) vorliegen. Wird keine Fallunterscheidung vorgenommen, kommt es bei der Summation nach Gl. (2.19) zu Fehlern. Um unsinnige Ergebnisse auszuschließen, werden die Bruchgleichungen mathematisch angepasst. Der Zähler wird um den Betrag des Zählers erweitert, der Nenner wird mit dem Faktor 2 multipliziert. Aufgelöst ergibt sich damit folgende Gleichung:

$$\begin{aligned}(1/f_{\mathrm{Res}})^{\dot{m}} = &\left[\frac{\left(\varepsilon_1+\left|\varepsilon_1\right|\right)\cdot E_{\parallel}}{2\cdot \overline{R}_{\parallel}^{z}}\right]^{\dot{m}} + \left[\frac{-\sigma_1+\left|\sigma_1\right|}{2\cdot \overline{R}_{\parallel}^{d}}\right]^{\dot{m}} + \left[\frac{\left(I_2+\sqrt{I_4}\right)+\left|I_2+\sqrt{I_4}\right|}{4\cdot \overline{R}_{\perp}^{z}}\right]^{\dot{m}} + \\ &+\left[\frac{\left|\sqrt{|I_3|}\right|}{\overline{R}_{\perp\parallel}-b_{\perp\parallel}\cdot I_2}\right]^{\dot{m}} + \left[\frac{-\left(\left(b_{\perp}^{\tau}-1\right)\cdot I_2+b_{\perp}^{\tau}\sqrt{I_4}\right)+\left|\left(b_{\perp}^{\tau}-1\right)\cdot I_2+b_{\perp}^{\tau}\sqrt{I_4}\right|}{2\cdot \overline{R}_{\perp}^{d}}\right]^{\dot{m}}\end{aligned} \tag{2.21}$$

Mit diesem Versagenskriterium können in der vorliegenden Form auch

- nichtlineare Materialverläufe auf Basis der realen Spannungs-Dehnungs-Kurve berücksichtigt werden. Allerdings liegen dazu noch zu wenige Versuchsdaten vor, um eine Aussage über die Güte des Verfahrens im nichtlinearen Materialbereich treffen zu können.
- das Werkstoffverhalten ‚hardening' und ‚softening' erfasst werden.
- die Stützwirkung durch die Einbettung der Faserverbundschichten im Faserverbund berücksichtigt werden.
- mögliche Änderungen der Querkontraktionszahlen bei unterschiedlichen Beanspruchungszuständen implementiert werden.

Das Konzept besitzt den großen Vorteil, dass das gesamte UD-Schichtversagen mit einer Gleichung ermittelt wird. Eine Fallunterscheidung hinsichtlich Zug-, Druckspannungen, Faserbruch und Zwischenfaserbruch ist nicht nötig. Der design-treibende Versagensmodus kann aber jederzeit über die einfache Ermittlung des minimalen Modus-Reservefaktor f^{Modus} aus obigen Gleichungen bestimmt werden.

Gewebeschicht:

Eine Anwendung des Versagensmodus-Konzepts auf Gewebeschichten ist möglich [33]. Dazu wurden Cuntze von Böhler sinnvolle zugehörige Gewebe-Invarinaten bereitgestellt. Diese werden benötigt, da ein Faserverbund für eine Bolzenverbindung nicht nur aus UD-Schichten besteht, sondern auch zu einem großen Teil aus Gewebeschichten.

$$
\begin{aligned}
I_1 &= \sigma_{Schuss} \\
I_2 &= \sigma_{Kette} \\
I_3 &= \sigma_3 \\
I_4 &= \tau^2_{3Kette} \\
I_5 &= \tau^2_{Schuss3} \\
I_6 &= \tau^2_{SchussKette}
\end{aligned}
\tag{2.22}
$$

Eine Beeinflussung der Spannungen untereinander existiert nur für Schubspannungen, bei denen ein Reibungseinfluss in Dickenrichtung existiert. Entsprechend wird Reibung in den Versagensmodi mit berücksichtigt. Basierend auf einer Aufteilung nach Kett- und Schussrichtung (Abb. 3.5.5) ergeben sich folgende Gleichungen:

$$
\begin{aligned}
IFF3Kette: F_{3Kette} &= \frac{\sqrt{I_4}}{\overline{R}_{3Kette} - \mu_3 \cdot I_3} = 1 \\
IFFSchuss3: F_{Schuss3} &= \frac{\sqrt{I_5}}{\overline{R}_{Schuss3} - \mu_3 \cdot I_3} = 1
\end{aligned}
\tag{2.23}
$$

Dieser Reibungseinfluss wird über die innere Reibung des Gewebes μ und die Spannung in der dritten Richtung σ_3 berücksichtigt. Da die Reibung schwer zu messen ist, wird von Cuntze in [33] ein Bereich von 0.1 bis 0.3 vorgeschlagen.

Alle anderen Versagensmodi werden aus den Spannungen und den dazugehörigen Festigkeiten einzeln nach dem Maximalspannungskriterium (Abschnitt 2.3.1) gebildet:

$$
\begin{aligned}
FF1: F^{\sigma}_{Schuss} &= \frac{I_1}{\overline{R}^{z}_{Schuss}} = 1 \\
FF2: F^{\tau}_{Schuss} &= \frac{-I_1}{\overline{R}^{d}_{Schuss}} = 1 \\
FF3: F^{\sigma}_{Kette} &= \frac{I_2}{\overline{R}^{z}_{Kette}} = 1 \\
FF4: F^{\tau}_{Kette} &= \frac{-I_2}{\overline{R}^{d}_{Kette}} = 1 \\
IFF1: F^{z}_{3} &= \frac{I_3}{\overline{R}^{z}_{3}} = 1 \\
IFF2: F^{d}_{3} &= \frac{-I_3}{\overline{R}^{d}_{3}} = 1 \\
IFF3: F_{SchussKette} &= \frac{I_6}{\left(\overline{R}_{SchussKette}\right)^2} = 1.
\end{aligned}
\tag{2.24}
$$

Für die Ermittlung des Gesamtversagens werden die Modus-Reserfevaktoren f^{Modus} – analog zur UD-Schicht – über die Gleichung (2.17) berechnet und anschließend entsprechend zu Gleichung (2.19) aufsummiert.

2.3.4 Gemeinsamkeiten der Versagenskriterien nach Puck und Cuntze

Beide Autoren haben als Basis für ihre Versagenskriterien physikalische Annahmen getroffen. Grundlage ist eine UD-Schicht, die als transversal-isotrop angesehen wird und aufgrund ihres spröden Verhaltens durch Trenn- und Schubbruch versagt.

Es wird in Faserbruch und Zwischenfaserbruch unterschieden. Der Faserbruch wird von beiden mit dem Maximalspannungskriterium beschrieben.

Bei beiden gilt die Mohr'sche Aussage, dass die Festigkeiten des Materials von den sich in der Bruchfläche ausbildenden Spannungen (σ_n, τ_{nt}, τ_{n1}) bestimmt wird. Die entstehende Bruchfläche kann sich unter einem Winkel θ zur Belastungsebene ausbilden, was zu einem Versagen durch den Keileffekt (IFF3) führt und im Versagenskriterium entsprechend berücksichtigt wird. Aus diesem kann ein finales Versagen eines Faserverbunds durch „Aufsprengen" der Schichten in der dritten Richtung resultieren (Abb. 2.3.5).

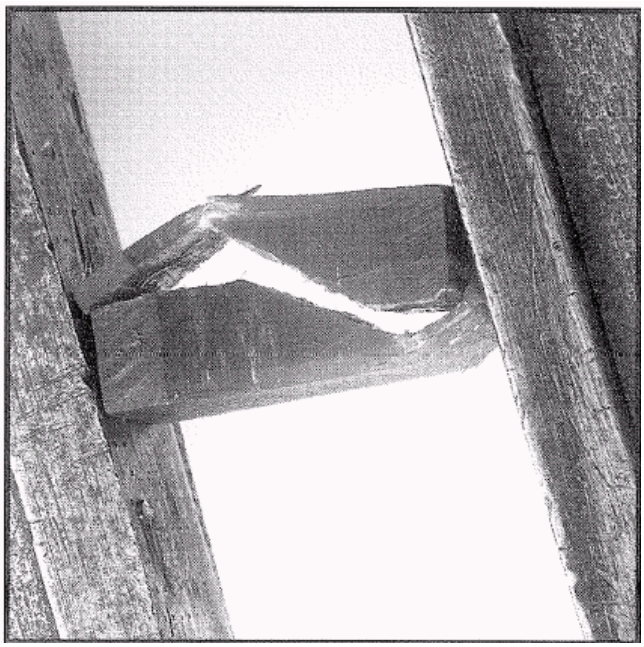


Abb. 2.3.5: Finales Versagen durch „Aufsprengen" durch den Keileffekt [19]

Beanspruchungen senkrecht zur Faser ($\sigma_{\perp}^{z}$) führen zu Mikrorissen, die die Bildung lokaler interlaminarer Spannungen fördern, da sich 3D-Spannungsspitzen ausbilden. Die Gefahr von Delaminationen steigt.

Beide Autoren gehen davon aus, dass ein Faserverbund versagt, wenn in einer Schicht Faserversagen vorliegt.

Es wird angestrebt, den Einfluss der Einbettung von Faserverbundschichten in dem Faserverbundaufbau zu erfassen. Hierzu fehlen allerdings noch verlässliche Versuchsdaten.

Beide Autoren setzen für die Erfassung der reduzierten Tragfähigkeit einer Schicht zwar unterschiedliche Ansätze an, aber die Auswirkungen auf die absoluten Beanspruchungen sind gering. Besonders im Bereich der reinen Versagensmodi sind die Versagenskriterien beider Autoren sehr ähnlich. Es ergeben sich praktisch gleiche Flächen des Versagenskörpers (Abb. 2.3.6).

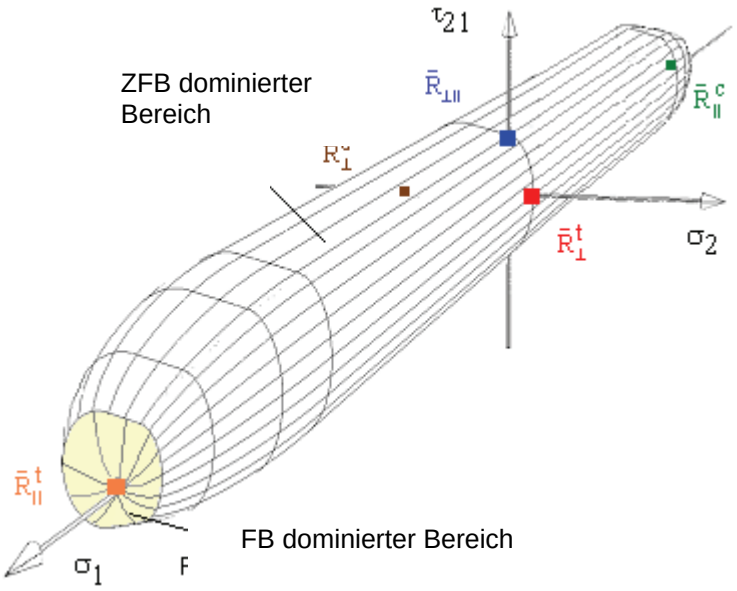


Abb. 2.3.6: Versagenskörper für den ebenen Spannungszustand [13]

2.3.5 Unterschiede zwischen den Versagenskriterien nach Puck und Cuntze

Ein Unterschied ist die Verwendung des Begriffs Modus.

Puck stellt für jede mögliche Beanspruchungskombination in der Bruchfläche einen Unter-Modus auf. Daraus resultieren die folgenden sieben Unter-Modi, die aufgrund des Versagensbildes zu übergeordneten Modi zusammengefasst werden. Dabei wird zwischen Zug- und Druckbeanspruchung normal zur Bruchfläche unterschieden.

Für die Zugbeanspruchung ($\sigma_n \geq 0$) ergibt sich:

$$\begin{aligned} M1 &= f(\sigma_n^z, \tau_{nt}, \tau_{n1}) \rightarrow \text{genereller Modus} \\ M2 &= f(\sigma_n^z, 0, 0) \\ M3 &= f(\sigma_n^z, 0, \tau_{n1}) \rightarrow \text{Versagensmodus A} \\ M4 &= f(0, 0, \tau_{n1}) \end{aligned} \tag{2.25}$$

Für die Druckbeanspruchung ($\sigma_n < 0$) ergibt sich:

$$\begin{aligned} M5 &= f(\sigma_n^d, 0, \tau_{n1}) \rightarrow \text{Versagensmodus B} \\ M6 &= f(\sigma_n^d, \tau_{nt}, \tau_{n1}) \\ M7 &= f(\sigma_n^d, \tau_{nt}, 0) \rightarrow \text{Versagensmodus C} \end{aligned} \tag{2.26}$$

Die Zuordnung der Modi A, B und C zur Versagenskurve ist in Abb. 2.3.3 dargestellt.

Cuntze dagegen nutzt den Begriff Modus direkt zur Beschreibung der drei ZFB-Arten (IFF1, IFF2, IFF3 aus Abb. 2.3.1), mit der Idee, dass in jedem Modus jeweils eine Spannung - entweder $\sigma_{\perp}^{z}$, $\sigma_{\perp}^{d}$ oder $\tau_{\parallel\perp}$ - das Versagen dominiert.

Ein Unterschied in dem sich aus den Versagenskriterien beider Autoren ergebenden Versagenskörper lässt sich vor allem im Übergang zwischen benachbarten Versagensarten feststellen. **Puck** führt einen Abschwächungsfaktor für das mechanische Runden zwischen Faserbruch (FF) und Zwischenfaserbruch (IFF) ein. **Cuntze** rundet durch eine Wahrscheinlichkeitsbetrachtung mittels Seriensystemmodell aller 5 Modi und der Fixierung auf einen Exponent.

Puck's Basis ist eine auf physikalischen Überlegungen basierende Beschreibung des mechanischen Zusammenspiels der Spannungen (σ_n, τ_{nt}, τ_{n1}) in einer möglichen Bruchfläche des Zwischenfaserbruchs nach dem von Hashin auf UD-Schichten übertragenen Mohr-Coulomb'schen Modells. Den Bruchkörper im (σ_n, τ_{nt}, τ_{n1})-Spannungsraum beschreibt er mittels einfacher Polynome mit parabolischem oder elliptischem Ansatz.

Zur Ermittlung der möglichen Bruchfläche für eine bekannte Beanspruchung muss bei Puck die Anstrengung f_A für alle möglichen Bruchflächen ($-90° \leq \theta \leq 90°$) berechnet werden. Der Winkel für die Bruchfläche mit der geringsten Anstrengung f_A ist der theoretische Bruchwinkel. Wird die Versagensbedingung ($f_A = 1$) für den berechneten Belastungsfall noch nicht erreicht, kann bei linearer Betrachtungsweise der Spannungszustand für den Versagensfall errechnet werden, indem der Beanspruchungszustand durch die geringste Anstrengung dividiert wird.

Cuntze setzt auf die einfachere Beschreibung über Invarianten. Durch die Anwendung eines einzigen Interaktionswert für $\dot{m}$ nimmt er im Interaktionsbereich von benachbarten Versagensmodi einen Verlust an physikalischer Genauigkeit in Kauf, kann aber direkt die Bruchlasten bestimmen. Eine direkte Aussage über den Zwischenfaserbruchwinkel ist bei Cuntze nur für den Keilbruch (IFF3) möglich, nicht aber für den Puck'schen Modus B.

2.3.6 Gültigkeit der Versagenskriterien am Lochrand

Mit den beschriebenen Versagenskriterien können Spannungszustände in einer Schicht bewertet werden. Am Lochrand kommt es aufgrund der Kerbwirkung allerdings zu lokalen Spannungsspitzen. Diese verursachen zwar ein lokales Versagen in der betroffenen Schicht, führen allerdings noch nicht zu einem totalen Versagen der Verbindung. Daher ist es nicht möglich, mit den beschriebenen Versagenskriterien direkt auf ein Versagen der Bolzenverbindung zu schließen. Stattdessen wird bei Bolzenverbindungen analog zu gelochten Platten ein charakteristischer Abstand vom Lochrand ermittelt, bei dem das Versagenskriterium die Bruchbedingung erreicht. Diese Abstände werden für den Restquerschnitt (Zugbelastung) und den Scheitel (Druckbelastung) aus getrennten Versuchen ermittelt [27]. Entsprechend lässt sich dann die Gleichung der Kurve für den kritischen Abstand (Gl. (2.1)) nach Abschnitt 2.2.2 bestimmen.

Da diese Versuchsergebnisse nicht immer vorhanden sind, wird in der vorliegenden Arbeit die Versagenskurve im Scheitel, unter dem Winkel von 45° und im Restquerschnitt der Bolzenverbindung in radialer Richtung ermittelt. Nach einer Validierung der FE-Rechnungen durch Versuche lassen sich direkt die gesuchten Größen ablesen und die Kurve für den kritischen Abstand kann nach Gleichung (2.1) ermittelt werden. Damit lässt sich das Versagen von einer Bolzenverbindung bewerten und es können nach geeigneten Versuchen zur Validierung der Ergebnisse weitere Parameter untersucht werden, solange diese nicht die Bestimmung der charakteristischen Kurve beeinträchtigen.

Nach [27] ist der kritische Abstand R_t im Restquerschnitt vom Bolzendurchmesser D und vom Verhältnis von Probenbreite zu Bolzendurchmesser w/D abhängig. Im Scheitel wird der charakteristische Abstand R_c durch die Geometrie bestimmt. Mit steigendem Bolzendurchmesser vergrößern sich die charakteristischen Abstände R_t und R_c. Zusätzlich besitzt auch eine seitliche Führungskraft einen Einfluss. Wird der einfache Bolzen durch eine Schraube oder einen Niet ersetzt, steigt besonders im Restquerschnitt der charakteristische Abstand R_t.

2.3.7 Versagensdarstellung der beiden Kriterien bei einer Bolzenverbindung

Um die Übereinstimmungen und Unterschiede der beiden diskutierten Versagenskriterien bei der Anwendung in einer Bolzenverbindung darstellen zu können, werden diese im Folgenden auf Ergebnisse aus einer FE-Rechnung mit dem in Kapitel 3 diskutierten FE-Modell angewandt. Für die FE-Rechnungen werden lineare Materialkennwerte für den Faserverbund, den Bolzen und die Probenaufnahme (Tab. 3.5.1 bis Tab. 3.5.4) angesetzt.

Die Auswertung des Zwischenfaserbruchversagens (Abb. 2.3.7) wird exemplarisch am Lochrand an der hoch beanspruchten untersten 0°-Schicht (Schicht 1) vorgenommen. Um die Unterschiede zwischen den beiden Versagenskriterien besser herausarbeiten zu können, wird der Vergleich am Lochrand vorgenommen. Dort ändert sich der Bruchwinkel im Lochrandverlauf. Somit wird nicht nur ein Punkt, sondern ein Bereich des Versagenskörpers erfasst.

Es wird aufgrund der Übereinstimmung der Versagenskörper erwartet, dass die Unterschiede der beiden Versagenskriterien gering sind. Die im WWFE nachgewiesenen Unterschiede bei der Rundung im Übergang zwischen benachbarten Versagensmodi spielen für die Aussagen über die Tragfähigkeit der Bolzenverbindung nur eine untergeordnete Rolle und können falls gewünscht durch einen Abgleich der Parameter reduziert werden.

Es kann nur das Zwischenfaserbruchversagen verglichen werden, da bei Puck der Faserbruch gesondert betrachtet wird. Um mit dem Versagenskriterium von Cuntze ebenfalls nur den ZFB betrachten zu können, kann der Anteil des Faserversagens aus der Reihenbildung (Gl. (2.19)) eliminiert werden.

Bei der Anwendung des Versagenskriteriums nach Puck müssen alle möglichen Winkel der Versagensfläche betrachtet werden. Für diese muss dann abhängig von der Richtung der Normalspannung in der Versagensfläche die Anstrengung ermittelt werden. Wie erwartet bildet

sich am Lochrand kein konstanter Bruchwinkel aus. Im Scheitelbereich liegt der Bruchwinkel bei etwa -20°, während er ab einem Umfangswinkel von 45° ca. 40° beträgt. Der nach Cuntze ermittelte Reservefaktor stimmt über dem gesamten betrachteten Winkelbereich des Loches mit dem geringsten ermittelten Wert nach Puck nahezu überein. Nur im Übergang der Brucharten z.B. bei 45° kommt es zu einer geringfügigen Abweichung.

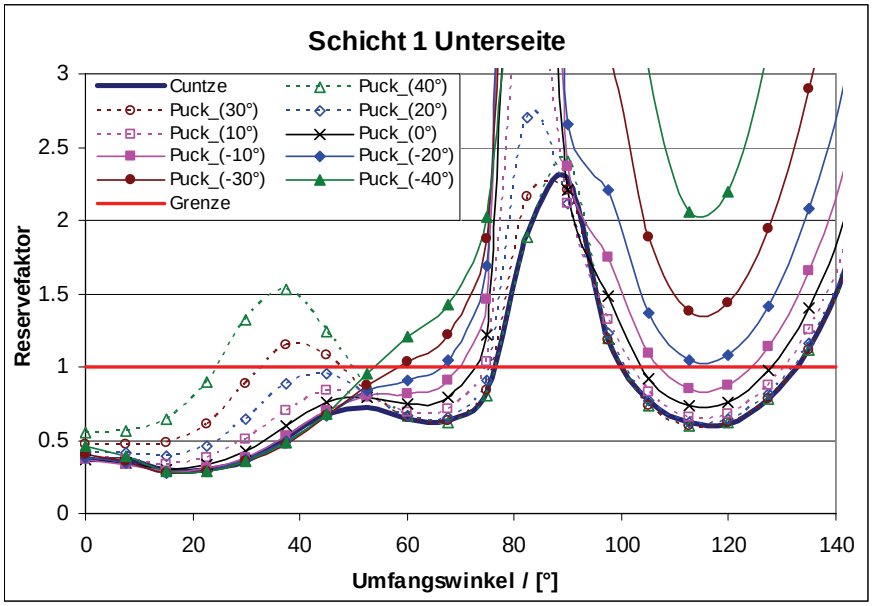


Abb. 2.3.7: Versagensvergleich zwischen Puck und Cuntze im Lochrandverlauf

Beide Versagenskriterien ermitteln das ZFB-Versagen einer Schicht nahezu identisch. Der Aufwand, der für die Ermittlung nach Cuntze benötigt wird, ist deutlich geringer.

Für eine Versagensbewertung einer Bolzenverbindung ist es wichtig, ob ein ZFB-Versagen in einer Schicht vorliegt oder nicht. Der Winkel der Versagensfläche ist von untergeordneter Wichtigkeit, vor allem da sich dieser, wie in Abb. 2.3.7 zu erkennen, im Lochrandverlauf kontinuierlich ändert. Bedeutend sind die Lage und die Ausbreitung des Versagens. Danach kann dann eine Aussage getroffen werden, welcher Versagenstyp einer Bolzenverbindung (Abb. 2.2.1) vorliegt.

Die Vergleichbarkeit einer Versagensbewertung wird erleichtert, wenn wie bei Cuntze, als Ergebnis der Rechnung nur ein Zahlenwert vorliegt. Untersuchungen von Verbesserungen, Auswirkungen geometrischer Änderungen oder geändertem Spiel zwischen Bolzen und Loch auf das Versagensverhalten der betrachteten Bolzenverbindung können dadurch leichter bewertet werden.

Der Vergleich der beiden Versagenskriterien zeigt, dass die Versagensbestimmung in beiden Versagenskriterien im Rahmen einer Spannungsbewertung auch ohne explizite Anpassung der Parameter für eine Bolzenverbindung nahezu identisch ist. Mit dem Versagenskriterium von Cuntze kann der geringste Reservefaktor direkt ermittelt werden. Daher ist für dieses Versagenskriterium die Bewertung von z.B. Fertigungstoleranzen einfacher. Deshalb werden im Folgenden alle Versagensbewertungen mit dem Versagenskriterium nach Cuntze vorgenommen.

3 Modellierung der Bolzenverbindung

3.1 Mechanische Modellierung

Ein ingenieurmäßig vereinfachtes mechanisches Modell einer Bolzenverbindung dient als Grundlage zur Bestimmung der Abmessungen für ein detailliertes numerisches Modell einer Bolzenverbindung (Abb. 2.1.1). Es werden die Anzahl der Bolzen, die resultierende Wandstärke, die Abmessungen und der Lagenaufbau der Verbindung berechnet.

3.1.1 Annahmen

Die geometrische Basis der Annahmen liefert die Verbindung eines Boostergehäuses aus CFK, das in erster Näherung ein Druckbehälter ist. Für die Vorauslegung wird neben der Zugfestigkeit der UD-Schicht in Faserrichtung (1250 MPa nach [39]) für die Bestimmung der Mindestwandstärken, die dem Lagenaufbau zugrunde liegen, nur noch die Lochleibungsfestigkeit des Faserverbunds benötigt. Diese wird aufgrund von Erfahrungswerten auf den Wert $R_{LL_CFK} = 375$ MPa festgelegt. Für die analytischen Auslegungen werden allgemeine Design-Werkstoffkennwerte für infiltrierte Bauteile der Materialkombination einer Faser der HTA-Klasse und dem Epoxy-Harz RTM6 [39] zugrunde gelegt.

Nach den allgemeinen Regeln der Faserverbundauslegung wird für den Lochabstand in Umfangsrichtung und in axialer Richtung mindestens das Dreifache des Lochdurchmessers empfohlen (Abb. 3.1.1) [6]. Soll eine Beeinflussung der Löcher untereinander vermieden werden, werden Lochabstände bis zu dem sechsfachen des Bolzendurchmessers vorgeschlagen.

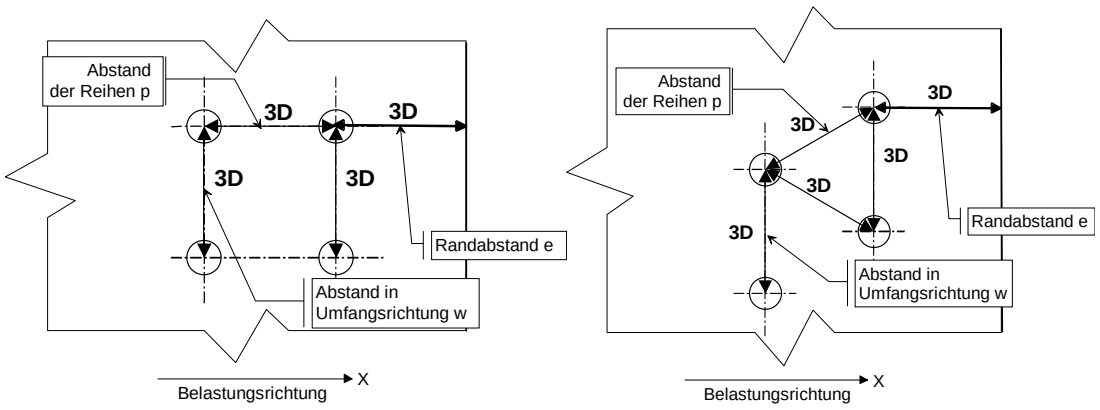


Abb. 3.1.1: Darstellung möglicher Bolzenanordnungen für eine zweireihige Verbindung

3.1.2 Analytische Vorauslegung

Bei der analytischen Vorauslegung wird davon ausgegangen, dass die an der Verbindung angreifenden Kräfte ausschließlich durch den Innendruck des Boostergehäuses entstehen. Daraus resultiert ein zweidimensionaler Belastungsfall mit einer Last in Umfangsrichtung und einer Last in axialer Richtung. Ausschlaggebend für die Dimensionierung ist in diesem Fall die Kraft in axialer Richtung, da diese über die Bolzenverbindung übertragen werden muss. Die Umfangslast wird an der Verbindungsstelle zum Großteil von den beiden metallischen Platten

an den Außenseiten des Faserverbunds aufgenommen, die als Verbindung zwischen den Faserverbundsegmenten dienen (Abb. 2.1.1). Wie groß dieser aufgenommene Betrag ist, ist abhängig von den Steifigkeitsverhältnissen. Den Rest der Umfangslast müssen vor allem die Fasern in den 90°-Schichten (Umfangsrichtung) übernehmen. Die hieraus resultierenden Spannungen überlagern sich dem vorhandenen Spannungszustand aus dem axialen Kraftübertrag im Bereich zwischen den Löchern.

Hieraus resultiert zwar ein Einfluss auf das Versagen im Faserverbund, allerdings muss die Verbindung hauptsächlich die axiale Last übertragen können. Die Umfangslasten, die um die Löcher geleitet werden müssen, können bei einer linearen Betrachtung anschließend in einem weiteren Schritt überlagert werden.

Als maximaler Innendruck p_i bei Betrieb (Maximum Expected Operational Pressure = MEOP) ist für den Ariane 5 Booster ein Wert von

$$p_i = 68\,bar \tag{3.1}$$

vorgegeben. Dieser gilt auch für das Gehäuse der Booster aus CFK.

Die Basis für die Auslegung ist ein Innendruckbehälter mit den Abmaßen des heutigen Boostergehäuses mit einem Innenradius r_i von

$$r_i = 1516\,mm \tag{3.2}$$

Aus diesen beiden Werten resultiert ein axialer Kraftfluss, der über die Kesselformel berechnet wird:

$$n_{axial} = \frac{p_i \cdot r_i}{2} = 5154\,\frac{N}{mm} \tag{3.3}$$

Mit den Faktoren $k_{Loch} = 1.5$, der Sicherheit gegen Biegeeffekte, und einem Sicherheitsfaktor gegen Bruch von $j_{Bruch} = 1.25$ [40], [41], ergibt sich die Anzahl der Bolzen abhängig von der Wandstärke nach:

$$n = \frac{n_{axial} \cdot k_{Loch} \cdot j_{Bruch} \cdot D_{Gehäuse} \cdot \pi}{R_{LL_CFK} \cdot D_{Bolzen} \cdot t_{Gehäuse}} \tag{3.4}$$

Um den geforderten Bolzenabstand einhalten zu können, werden verschiedene Kombinationen von Wandstärke, Bolzendurchmesser und Bolzenanzahl nach Gleichung (3.4) ermittelt. Die optimale Kombination im Hinblick auf die benötigte Verbindungslänge und damit der Masse der Bolzenverbindung wird für eine Wandstärke t von

$$t_{Gehäuse} = 40\,mm \tag{3.5}$$

bei einem Durchmesser des Bolzens von D = 32 mm ermittelt. Für dünne Faserverbunde sollte das Verhältnis aus den beiden berechneten Werten $D/t \geq 1$ betragen, für dicke Faserverbunde sollte dieser Faktor gegen 1 tendieren [6].

Für den Booster ergibt sich ein Verhältnis von Durchmesser des Bolzens und Wandstärke von

$$D_{Bolzen} / t_{Gehäuse} = 0.8 \tag{3.6}$$

Dieser Wert ist akzeptabel. Ein größerer Bolzendurchmesser, um nach [6] einen Faktor näher an dem Wert 1 zu erreichen, erhöht die Masse der Verbindung, da die Verbindungslänge (Randabstand und Abstand zwischen Bolzenreihen) ansteigt, bei der eine hohe Wandstärke realisiert werden muss. Es werden daher

$$n = 198 \tag{3.7}$$

Bolzen in zwei Reihen benötigt, wenn zugrunde gelegt wird, dass die Kraftaufteilung zwischen diesen beiden Reihen 50 zu 50 ist. Diese ist z.B. nach [5] zulässig. Dabei ist die Anordnung der Bolzenreihen (Abb. 3.1.1) für die vorliegende Arbeit von untergeordneter Rolle, da nur der repräsentative Bereich um einen Bolzen genauer betrachtet wird.

$$w = \frac{\pi \cdot D_{Gehäuse}}{\frac{n}{2}} \tag{3.8}$$

Der analytisch ermittelte Bolzenabstand w in Umfangsrichtung erreicht bezogen auf die Innenseite der Boosterwand mit $3.01*D_{Bolzen}$ einen geringfügig höheren Abstand als die geforderten $3*D_{Bolzen}$. Um den unteren Grenzwert des empfohlen Bereich bewerten zu können, wird der Lochabstand in den weiteren Betrachtungen genau auf das erforderliche Minimum ($3*D_{Bolzen}$) festgesetzt [6]. Einflüsse des sich mit der Wanddicke ändernden Gehäusedurchmessers werden nicht berücksichtig. Es ergibt sich damit eine konstante Probenbreite von

$$w = 96\ mm \tag{3.9}$$

Wenn zugrunde gelegt wird, dass jeder Bolzen den gleichen Anteil der Kraft überträgt, resultiert aus dem Kraftfluss (Gl. (3.3)) eine Kraft bei MEOP des Boostergehäuses Gl. (3.1) pro Bolzen von

$$P_{Bolzen\ axial} = 248\ kN \tag{3.10}$$

3.2 Lagenaufbau des Faserverbunds an der Verbindungsstelle

Im Membranbereich des Zylinders ergeben sich aufgrund des Innendrucks laut Kesselformel (Gl. (3.3)) folgende Wanddicken bei einer Zugfestigkeit der UD-Schicht von 1250 MPa [39] :

Tab. 3.2.1: Mindestwanddicken des UD-Faserverbunds im Membranbereich des Zylinders aufgrund des Innendrucks

t_{axial}	5.2 mm
t_{Umfang}	10.3 mm

Der Anbindungsbereich muss obige Wanddicken beinhalten und zusätzlich auf die in Gleichung (3.5) berechnete Wanddicke aufgedickt werden. Dieses wird weitgehend über Gewebe-

schichten mit einer Faserorientierung von ±45° durchgeführt, da diese die auftretenden Schubkräfte als Faserkräfte besser aufnehmen können als weitere 0°- oder 90°-UD-Schichten.

Für Bolzenverbindungen hat sich eine möglichst feine Aufteilung der Schichten mit verschiedenen Orientierungen bewährt, damit jede Schicht optimal ausgenutzt werden kann [13]. Im Gegensatz dazu sollte aus fertigungstechnischer Sicht die Schichtdicke für die Infiltration möglichst groß gewählt werden, damit die Ablage des trockenen Materials für die Infiltration schnell und damit Kosten sparend durchgeführt werden kann. Es wird mit 1.0 mm die oberste Lagendicke gewählt, mit der die Infiltration und die Herstellung des Bandes noch realisierbar sind. Um damit eine möglichst feine Aufteilung zu erreichen, die eine hohe Stützung der Schichten untereinander gewährleistet, wird für das FE-Modell als Lagenaufbau eine Schichtung mit folgenden Orientierungen genutzt (Abb. 3.2.1).

$$[(0 / \pm 45_2 / 90_2 / \pm 45_2)_5 \, (0 / \pm 45_2 / 90_2)]$$

Die ±45°-Schichten bestehen in Faserverbund einer Bolzenverbindung normalerweise aus Gewebe. In den Versuchskörpern für die Versuche wird das Gewebe allerdings durch NC2-Gelege ersetzt, da dieses besonders gute inplane Eigenschaften aufweisen soll. Dieses besteht aus zwei übereinander gelegten UD-Schichten mit der Winkelorientierung +45° und –45°. Eine Bindung der Fasern untereinander wie im Gewebe durch die Fasern in Kett- und Schussrichtung ist nicht gegeben. Stattdessen werden die beiden Schichten mit Fixierungsfäden aus Polyester zusammengehalten. Durch diese Fixierungsfäden kommt es zu einer Verbindung und damit zu einem Einfluss auf die Faserlagen.

Da dieses NC2-Gelege nur als Ersatz für normalerweise genutztes Gewebe dient, werden die Eigenschaften für die ±45°-Schichten orthotrop verschmiert ermittelt und im FE-Modell angesetzt.

Die 0°-Richtung entspricht der axialen Richtung, die 90°-Richtung der Umfangsrichtung des Boostergehäuses.

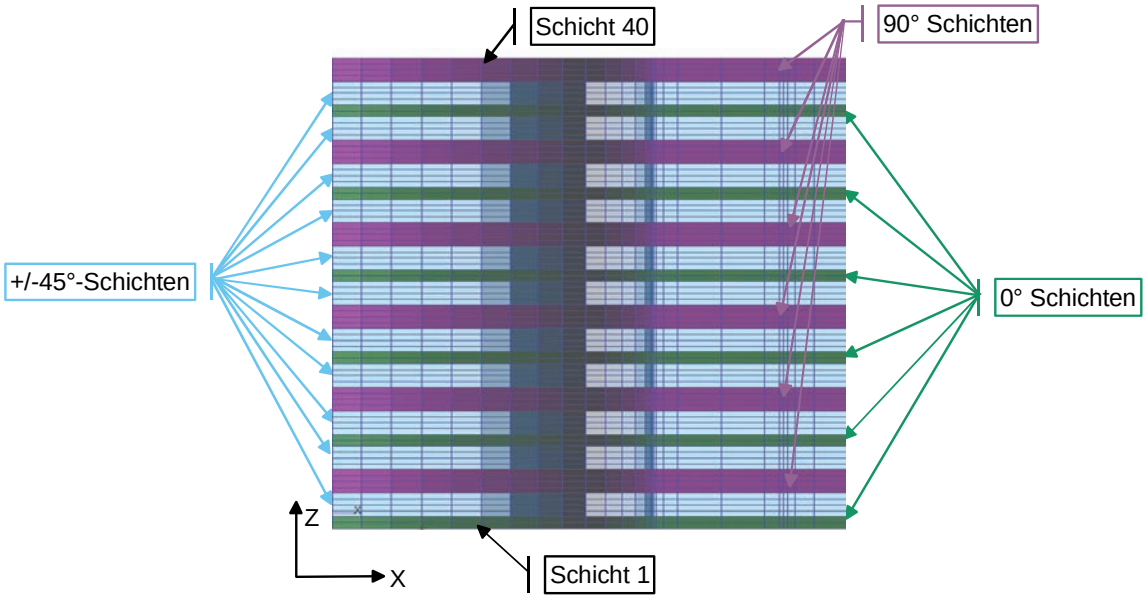


Abb. 3.2.1: Schichtaufbau des Faserverbunds am Loch und Schichtnummerierung

Mit diesem oben gewählten Schichtaufbau und den Schichtdicken wird gewährleistet, dass genügend Fasern in axialer und in Umfangsrichtung (Tab. 3.2.1) vorhanden sind, um die Lasten, die in dem unter Innendruck stehenden zylindrischen Behälter auftreten, aufnehmen zu können. Zudem kann durch die einfache Schichtung die Ablage fertigungstechnisch einfach und schnell aus nur zwei unterschiedlichen Faserverbundbändern realisiert werden.

Bei dem oben gewählten Schichtaufbau und den Schichtdicken ergeben sich für den in den FE-Rechnungen realisierten Verbindungsbereich folgende kumulierte Wanddicken:

Tab. 3.2.2: Im FE-Modell umgesetzte Wanddicken

t_{axial}	6 mm
t_{Umfang}	12 mm
t_{Gelege}	22 mm
t_{ges}	40 mm

3.3 Einfluss des Versuchsaufbaus auf das Modell einer Bolzenverbindung

Ziel der Arbeit ist es, nicht die Bauteilverbindung des Boosters zu betrachten, sondern das Versagen einer Bolzenverbindung in einem dickwandigen Faserverbund zu bewerten. Das Versagen der Schichten des Faserverbunds wird untersucht und nicht z.B. der Einfassung. Statt einer metallischen Einfassung (Abb. 2.1.1), die in einem Bauteil auf das Versagen des Faserverbunds hin ausgelegt ist, wird eine Probenaufnahme (Nr. 1, Abb. 3.3.1) definiert. Diese stellt die Verbindung zwischen Bolzen und Prüfmaschine her. Über sie wird die Kraft in den Probekörper geleitet. Es ergeben sich folgende Anforderungen:

- Keine plastische Verformung in der Probenaufnahme,
- ein erhöhter Abstand zwischen Faserverbund und Probenaufnahme, damit Dehnungsmessstreifen (DMS) zur Validierung der Ergebnisse der FE-Rechnungen angebracht werden können,
- die Geometrie der Probenaufnahme wird an die Einspannmöglichkeiten der Prüfmaschine angepasst und
- der Abstand zwischen der Stirnseite des Faserverbunds und der Probenaufnahme wird erhöht, damit sich das Versagen im Faserverbund frei ausbilden kann.

Die Breite der Probenaufnahme ist abhängig von der Größe der Spannbacken (∅148 mm) des hydraulischen 600 bar Spannzeugs der im Versuch eingesetzten 1000 kN Zug-Versuchsmaschine und wird mit

$$w_{\text{Probauf}} = 150\,mm \tag{3.11}$$

festgesetzt. Sie ist damit breiter als der Faserverbund. FE-Rechnungen haben gezeigt, dass durch die erhöhte Breite im Vergleich zum Faserverbund auf den Kraftübertrag von der Probenaufnahme in den Bolzen kein Unterschied resultiert.

Statt einer unsymmetrischen Wandstärke der Arme der Einfassung, wie sie für ein Boostergehäuse aufgrund von Dichtigkeitsanforderungen realisiert werden würde, wird diese für

beide Arme gleich gesetzt. Die Wandstärke wird so weit erhöht, dass es nicht zu einer plastischen Verformung der Probenaufnahme kommt und somit alle Versuche unter den gleichen Bedingungen ablaufen.

$$t_{\text{Probauf_Arme}} = 15\,mm \tag{3.12}$$

Um eine detaillierte Validierung der FE-Rechnungen durchführen zu können, ist vorgesehen, an den Außenseiten des Faserverbunds (Nr. 2, Abb. 3.3.1) Dehnungsmessstreifen anzubringen. Gleichzeitig können Toleranzen der Probekörper ausgeglichen werden. Damit muss zwischen den Armen der Probenaufnahme und dem Faserverbund ein Abstand von 1.5 mm vorgesehen werden. Daraus resultiert die Schwierigkeit, die Probekörper immer in der Mitte der Probenaufnahme positionieren zu können, damit die Belastung des Faserverbunds durch die Biegung des Bolzens bei allen Versuchen gleich ist. Deshalb werden in die Probenaufnahme Hülsen (Nr. 3, Abb. 3.3.1) eingebaut. Die Wandstärke der Hülsen (18 mm) ermöglicht es durch gezieltes Einpressen einen Überstand innerhalb der Probenaufnahme zu realisieren, wodurch die Zentrierung der Probe gewährleistet wird. Die Hülsen werden nach jedem Versuch ausgetauscht, wodurch sichergestellt werden kann, dass alle Versuche unter gleichen Bedingungen vorgenommen werden können und mögliches Plastifizieren der Kanten bei allen Versuchen in gleicher Weise auftritt.

Entsprechend müssen die DMS außerhalb dieser Hülse angebracht werden.

Weiterhin wird ein Abstand (8 mm) zwischen der Stirnseite der Probe und dem Steg der Probenaufnahme vorgesehen, damit ein Einfluss auf das Versagen des Faserverbunds durch die Probenaufnahme vermieden wird. Die Stirnseite des Faserverbunds kann sich dadurch frei verformen.

In einer realen Verbindung werden die seitlichen Abstände und der stirnseitige Abstand abhängig von den Bauteiltoleranzen so gering wie möglich gehalten, damit die Bauhöhe und damit das Gewicht möglichst gering wird.

Entsprechend sieht das Modell, das im Weiteren als Grundlage dient, wie folgt aus:

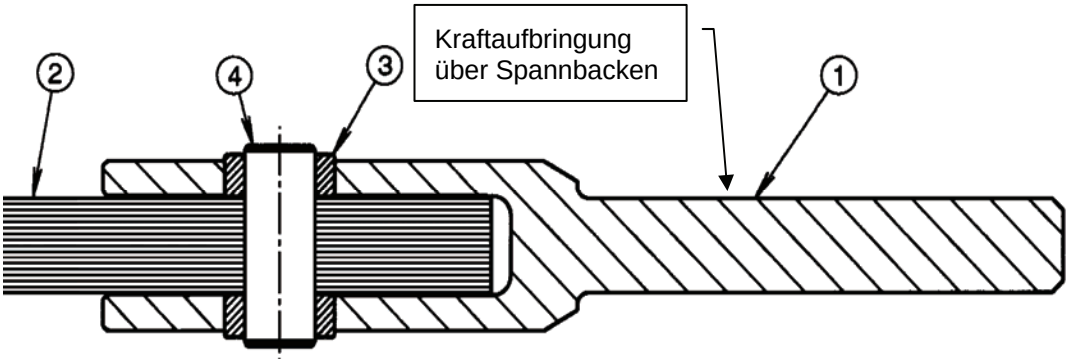


Abb. 3.3.1: Schnitt durch das Modell der im Weiteren betrachteten Bolzenverbindung

Die genauen Abmessungen werden direkt bei der Umsetzung in das numerische Modell mit angegeben.

3.4 Das numerische Modell

Die numerischen Rechnungen in der vorliegenden Arbeit werden mit dem kommerziell erwerbbaren FE-Code NASTRAN durchgeführt. Der Aufbau des dafür notwenigen FE-Modells wird im folgenden Abschnitt beschrieben.

Es wird nicht das vollständige Modell der zu testenden Verbindung dargestellt (Abb. 3.3.1), sondern es können die Symmetrien der Probe berücksichtigt werden. Daher muss nur ein Viertelmodell – jeweils die halbe Probe in X-, als auch in Y-Richtung – umgesetzt werden.

Der Scheitel der Bohrung im Faserverbund liegt in Kraftrichtung (X-Richtung) im Kontaktbereich zwischen Bolzen und Faserverbund. Von dort steigt der Umfangswinkel der Bohrung θ in positiver Richtung. Der Restquerschnitt stellt die dünnste Stelle des Faserverbunds in Y-Richtung bei einem Winkel von 90° dar (Abb. 3.4.1).

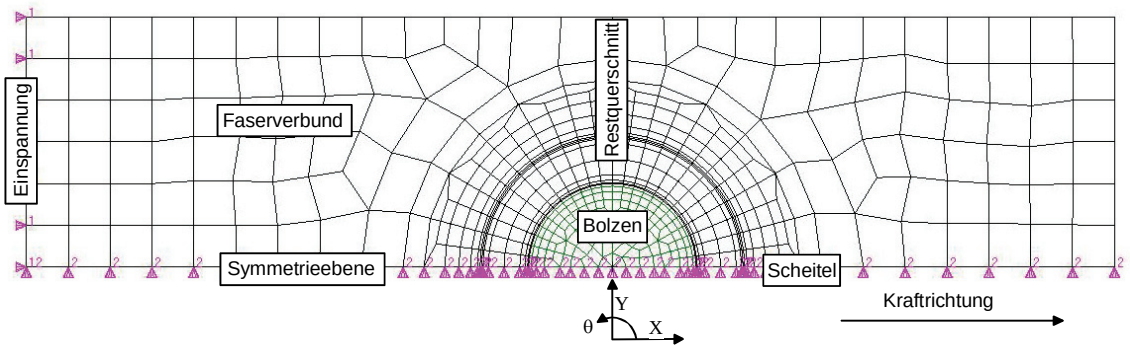


Abb. 3.4.1: Draufsicht auf das FE-Modell; Faserverbund und Bolzen; Angabe der Winkelorientierung; Scheitel und Restquerschnitt

3.4.1 Aufbau und geometrische Abmessungen des FE-Modells

Das FE-Modell besitzt keine Krümmung in Y-Richtung, wie es bei einem realen Ausschnitt aus dem Boostergehäuse vorkommen würde, sondern es ist in allen Richtungen eben. Dieses wird aus mehreren Gründen vorgenommen:

- Die Krümmung durch den großen Radius (r_i = 1516 mm) des Gehäuses ist gering.
- Experimentelle Grundlagenversuche für die Validierung der FE-Rechnung werden ebenfalls eben realisiert.
- Ein Einfluss aus gekrümmten Schichten auf das Versagen wird per se ausgeschlossen.

Der Einfluss der geschlossenen Ringstruktur, z.B. die radiale Aufweitung, kann nur für ein FE-Modell eines vollständigen Gehäuses berücksichtigt werden, wodurch zusätzlich der zweiachsige Spannungszustand betrachtet werden muss. In der vorliegenden Arbeit mit dem Ziel, grundsätzliche Aussagen für den einzelnen Bolzen unter dem einachsigen Belastungszustand zu erhalten, wird die radiale Aufweitung nicht berücksichtigt. Dadurch kann es am Rand der Platte in Y-Richtung zu einer Einschnürung kommen. Aus der mechanischen Modellierung (Abschnitt 3.1) ergeben sich die Wandstärke des Faserverbunds, der Mindestlagenaufbau und der Durchmesser des Bolzens.

Die anderen Maße ergeben sich aus den Vorschriften für eine Bolzenverbindung in Faserverbunden [13] bzw. der Meß- und Prüftechnik (Abb. 3.4.2).

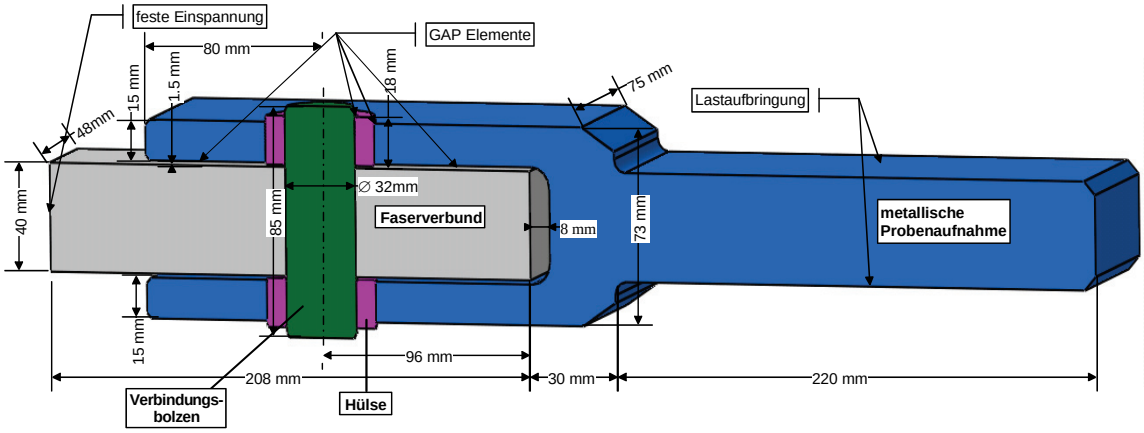


Abb. 3.4.2: Schematische Darstellung des FE-Modells mit geometrischen Abmessungen

3.4.1.1 Abmessungen und Symmetriebedingung

Die Zugkraft wird auf den „Lastaufbringungsflächen“ (Abb. 3.4.2) in positiver X-Richtung aufgebracht. Diese Fläche entspricht dem Bereich, in dem die Spannbacken die Probenaufnahme greifen.

Die Länge des Faserverbunds wird durch die Forderung des Randabstands $e/D \geq 3$ bestimmt [6]. Damit es zu keiner Beeinflussung des Bolzenbereichs durch die Einspannung kommt, wird der Abstand zwischen fester Einspannung und Bolzenachse mit 3.5D größer gewählt. Mit einem Durchmesser des Bolzens von 32 mm, wie er in Abschnitt 3.1 berechnet worden ist, ergibt sich damit eine Länge des Faserverbunds in globaler X-Richtung von 208 mm.

Die Dicke des Faserverbunds berechnet sich nach den analytischen Auslegungen (Abschnitt 3.1) zu 40 mm. Die Breite ergibt sich aus dem Ausschnitt des Modells aus dem Bolzenfeld des Boostergehäuses. In [6] wird auch für den seitlichen Abstand zwischen zwei Bolzen ein Mindestabstand $w/D \geq 3$ gefordert. Auf diesen Wert wurde der seitliche Abstand in Abschnitt 3.1 festgesetzt. Damit ergibt sich für das FE-Modell unter Berücksichtigung der Symmetrie eine Breite von $w/2 = 48$ mm.

Die Arme der Probenaufnahme besitzen eine Wandstärke von 15 mm, der Randabstand beträgt 2.5D. Damit wird geometrisch verhindert, dass es in der Probenaufnahme zu einem Ausreißen oder Ausscheren nach Abb. 2.2.1 kommen kann, sondern wenn überhaupt ein Lochleibungsversagen resultieren würde. In die beiden Arme der Probenaufnahme werden Hülsen (t = 18 mm) mit beidseitigem Überstand eingepresst.

Der Bolzen besitzt eine Länge von 85 mm und damit einen beidseitigen Überstand über die Hülsenaußenflächen von 4.5 mm. Damit können die Bolzen nach dem Versuch locker gegriffen werden und bei einem möglichen geringfügigen Verrutschen während des Versuchs ergibt sich keine Überdeckungslücke.

Der axiale Abstand zwischen Faserverbund und Probenaufnahme beträgt 8 mm. Er gewährleistet, dass sich das Versagen des Faserverbunds frei ausbilden kann. Ein Herausschieben der Schichten wird dadurch nicht behindert.

Die Breite des Steges der Probenaufnahme entspricht mit 30 mm der, die im heutigen Boostergehäuse an der Clevis vorhanden ist, bevor die Wand auf Membranwandstärke reduziert wird. Der Bereich der Kraftaufbringung wird mit einer möglichst hohen Wanddicke (t = 40 mm) realisiert, die von der maximalen Griffbreite der Spannbacken bestimmt wird. Dadurch muss die Last nur geringfügig umgeleitet werden und die Steifigkeit ist so hoch, dass der Einfluss auf den Faserverbund durch Verschiebung der Arme gering ist.

Die Symmetrieebene führt durch die Mitte des Modells und ist durch die XZ-Ebene definiert. Im FE-Modell wird durch die Nutzung dieser Ebene die Rechenzeit reduziert, bzw. kann eine feinere Elementierung realisiert werden. In dieser Ebene ist die Verschiebung für alle Knoten in Y-Richtung unterbunden.

3.4.1.2 Idealisierung des Faserverbunds

Der Lagenaufbau des Faserverbunds (Abb. 3.2.1) wird auf Basis der analytischen Auslegung (Kapitel 3) auf $[(0/\pm45_2/90_2/\pm45_2)_5\ (0/\pm45_2/90_2)]$ festgesetzt. Die Schichten, die jeweils eine Dicke von 1 mm besitzen, werden von unten nach oben über die Wanddicke des Faserverbunds für die Auswertung von 1 bis 40 durchnummeriert. Die Dickenrichtung ist von unten nach oben positiv gerichtet.

Der Aufbau beinhaltet eine prozentuale Aufteilung der Lagen von 15%/ 55%/ 30% für die 0°/±45°/90°-Schichten. Diese Aufteilung ist durch den Spannungszustand in einem Zylinder unter Innendruck bestimmt. In [4] wird für einen optimalen Lagenaufbau für eine einachsig belastete Bolzenverbindung eine prozentuale Aufteilung bei feiner Schichtung von 40%/ 50%/ 10% vorgeschlagen. Da diese Lagenaufteilung durch die strukturmechanischen Anforderungen in der vorliegenden Bolzenverbindung nicht realisiert werden kann, ist mit einer höheren Versagensneigung der Verbindung zu rechnen.

Um die interlaminaren Spannungen korrekt erfassen zu können, wird die Dicke der Faserverbundschichten mit einer unterschiedlichen Anzahl von Elementen diskretisiert:

- 1 Element pro Schicht (Abb. 3.4.3)
- 2 Elemente pro Schicht (Abb. 3.4.4)
- 4 Elemente pro Schicht (Abb. 3.4.5), beispielhaft für die untersten 3 Faserverbundschichten

Damit ergeben sich 3 Modelle mit unterschiedlichen Anzahlen von Elementschichten:

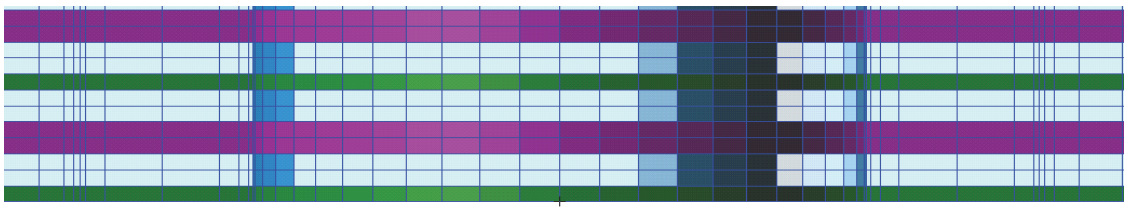


Abb. 3.4.3: FE-Modell; Idealisierung der Faserverbundschichten; Ausschnitt an der Unterseite; 1 Element pro Schicht

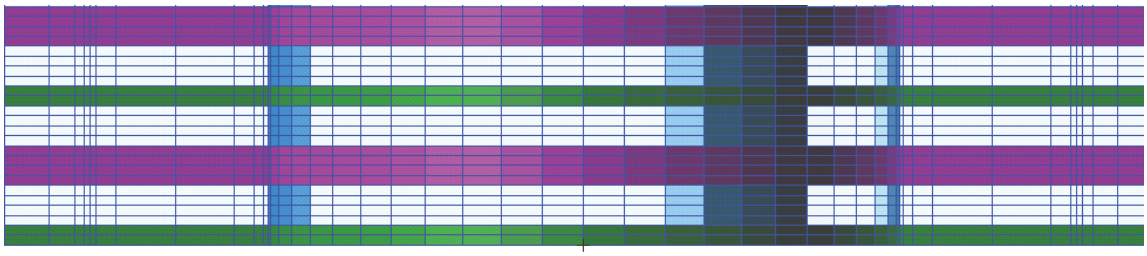


Abb. 3.4.4: FE-Modell; Idealisierung der Faserverbundschichten; Ausschnitt an der Unterseite; 2 Element pro Schicht

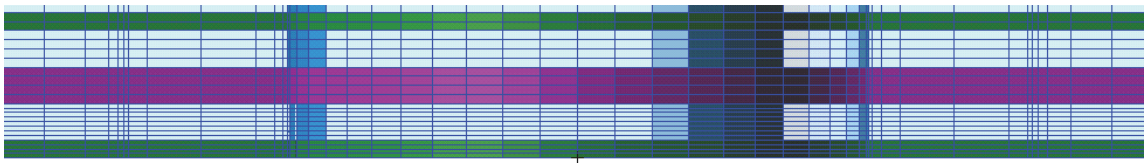


Abb. 3.4.5: FE-Modell; Idealisierung der Faserverbundschichten; Ausschnitt an der Unterseite; 4 Element in den untersten 3 Faserverbundschichten

Die Auswirkung der unterschiedlichen Netzfeinheit auf den Spannungszustand und das Versagen wird in Kapitel 5 separat diskutiert.

Der Lochbereich im Faserverbund und in der Probenaufnahme muss aufgrund der Spannungsspitzen fein elementiert werden. Um keine zu große Anzahl von Freiheitsgraden zu erhalten, wird außerhalb des direkten Lochbereichs das Netz in radialer Richtung und in Dickenrichtung vergröbert.

Die Elementschichten, die die gleiche Faserorientierung (±45°- und 90°-Schichten) beinhalten und direkt aneinander grenzen, werden außerhalb des radial verfeinerten Lochbereiches in Z-Richtung zu einer Schicht zusammengefasst (Abb. 3.4.6).

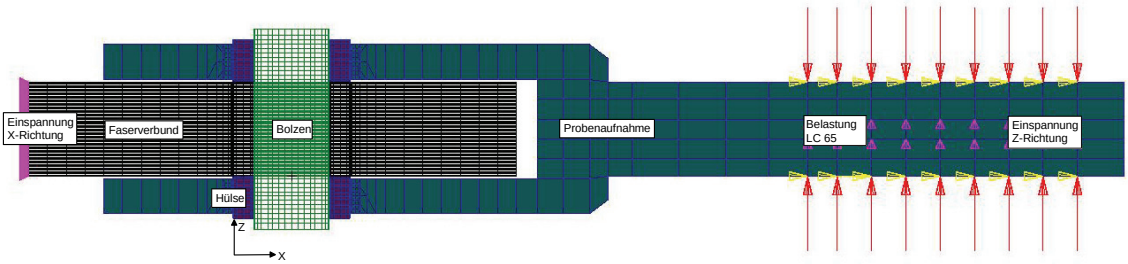


Abb. 3.4.6: FE-Modell; Belastung (MEOP) und feste Einspannung; Faserverbund und Probenaufnahme

Untersuchungen im Hinblick auf die Übertragbarkeit der analytischen Lösung auf die FE-Rechnungen (Abschnitt 4.2.2) haben gezeigt, dass ein Elementwinkel von 7.5° in Umfangsrichtung um den Lochrand (Abb. 3.4.7) ein guter Kompromiss zwischen Rechenzeit und Genauigkeit der Lösung darstellt. Viel ausschlaggebender für die Darstellung der Spannungsspitzen ist die radiale Größe der Elemente. Mit steigender Netzfeinheit werden diese genauer dargestellt. Daher verläuft die Elementkante in der XY Ebene radial vom Loch weg. Die Elementlänge ändert sich mit steigendem Abstand vom Lochrand (Abb. 3.4.7). Am Lochrand beträgt die Elementlänge 0.2 mm und steigt bis auf einen Wert von 3.0 mm an. Die darauf folgende Reduzierung der Elementlänge ist bedingt durch das Loch in der Probenaufnahme.

Auch hier müssen feine Elemente am Rand genutzt werden, um die Spannungsspitzen abbilden zu können. Die genaue Abbildung der Spannungsspitzen wird nötig, wenn durch nichtlineare Materialgesetze die Beanspruchungen und das Versagen am Lochrand bewertet werden soll. Daher besteht der feine Bereich aus 12 Elementen und überspannt einen Abstand vom Lochrand von 16 mm. Danach wird das Netz in großen Schritten vergröbert. Es werden jeweils zwei Elemente in Umfangsrichtung des Loches zusammengefasst. Der Übergang zwischen grobem und feinem Netz wird über Hexaeder gewährleistet, bei denen es durch die Grundform mit spitzen Winkeln in der Kante und hohen Seitenverhältnissen zu lokalen Ungenauigkeiten bei der Berechnung der Spannungen kommen kann.

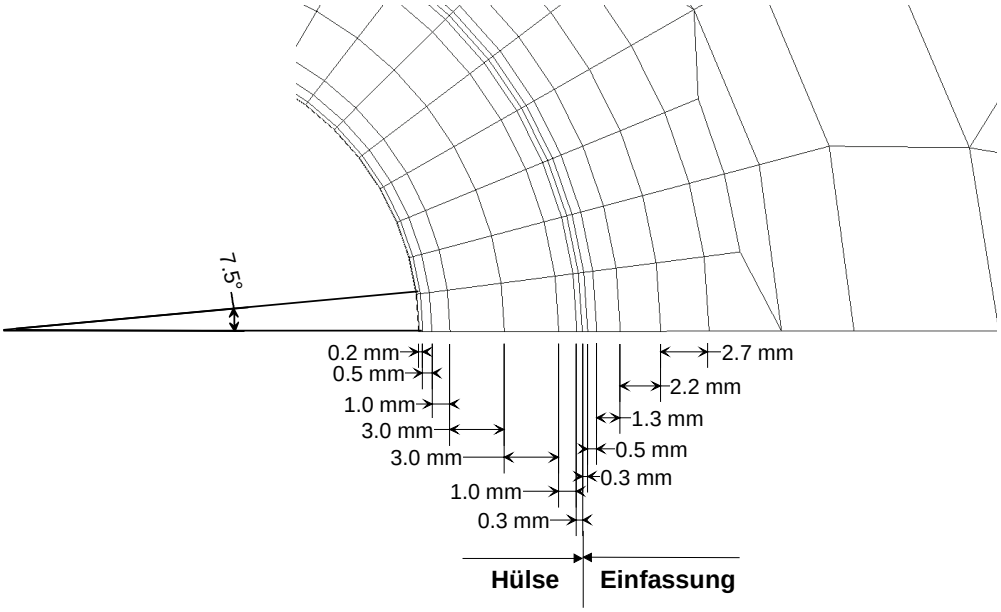


Abb. 3.4.7: FE-Modell; radiale Netzfeinheit um das Loch

Am Lochrand beträgt das Seitenverhältnis der Hexaeder (Höhe: Breite: Tiefe) 1:2.1:5, wenn die Schichthöhe jeder Faserverbundschicht über ein Element idealisiert wird. Mit steigender Elementzahl pro Schicht, reduziert sich das Verhältnis, so dass in der XZ-Ebene bei vier Elementen ein Verhältnis von 1 zu 1.25 vorhanden ist. Aufgrund dieser Seitenverhältnisse am Lochrand werden keine numerischen Fehler in den Ergebnissen aufgrund der Kantenlänge erwartet.

Die Verifizierung der Netzfeinheit in radialer Richtung wird über die Darstellung der Spannungsspitze für anisotrope Materialien im Restquerschnitt für ein unbelastetes Loch im Vergleich zur Theorie von Kroll [21] vorgenommen. Detaillierte Ausführungen dazu sind im Abschnitt 4.2 aufgeführt.

3.4.1.3 Idealisierung des Bolzen

Für die Darstellung des Bolzens existieren mehrere Möglichkeiten.

Die über den Bolzen übertragene Kraft kann einmal direkt auf die Knoten des Loches aufgebracht werden, wie es in einigen zweidimensionalen Berechnungen durchgeführt wurde [8]. Dieses vereinfacht die Berechnungen deutlich, da die Kontaktbedingungen entfallen. Es hat allerdings den Nachteil, dass die Aufteilung der Kräfte von Anfang an fest steht und sich nur

dann ändern kann, wenn die Kraftaufbringung durch direkten Eingriff geändert wird. Die Verteilung der Kraft am Lochrand ist abhängig vom Kontaktwinkel, der Steifigkeit, der Lochverformung und der Bolzenverformung. Für all diese Parameter müssten Annahmen getroffen werden. Dazu müssten Ergebnisse der hier untersuchten FE-Rechnungen bereits vorliegen. Daher wird diese Art der Darstellung von Bolzen in der vorliegenden Arbeit nicht weiter verfolgt.

Eine weitere Möglichkeit ist es, den Bolzen nicht mit Elementen sondern mit Starrkörper (MPCs) zu idealisieren. Auch hiermit wird die Rechenzeit aufgrund einer geringeren Anzahl von Freiheitsgraden reduziert. Es muss bei dieser Variante allerdings trotzdem die Kontaktbedingung hergestellt werden. Diese Variante der Bolzenidealisierung wird z.B. beim Übertragen der analytischen Lösung (Abschnitt 4.2.2) genutzt. Einflüsse wie Bolzenbiegung und Versagen des Bolzens können mit dieser Alternative nicht berücksichtigt werden, da alle mit MPCs verbundenen Knoten die gleiche Verschiebung vollführen. Um die Biegung darstellen zu können, muss auch der Bolzen vollständig elementiert werden.

Für die vollständige Elementierung (Abb. 3.4.1), wie sie in der vorliegenden Arbeit genutzt wird, wird auf der Mantelfläche des Bolzens das Netz des Faserverbunds abgebildet. Damit besitzen die GAP-Elemente, mit denen der Kontakt zwischen den Bauteilen dargestellt wird (Abschnitt 3.4.4), alle eine radiale Ausrichtung. Die ersten drei Elementreihen innerhalb des Bolzens sind ebenfalls radial ausgerichtet. Das Seitenverhältnis der äußeren Elemente beträgt 1:2.1:1.33. Im Innenbereich werden die Elemente zusammengefasst, um deren Anzahl auch im Bolzen in einer annehmbaren Größenordung zu halten, die die Rechenzeit nicht unnötig erhöht. In Z-Richtung bleiben im Bolzen die Anzahl der Elementschichten erhalten. Eine Netzvergröberung im Inneren des Bolzens in Z-Richtung wird aufgrund der geringen geometrischen Abmessung nicht vorgenommen.

3.4.1.4 Idealisierung der Aufnahme für den Probekörper

Die Probenaufnahme besitzt die in Abb. 3.4.8 und Tab. 3.4.1 dargestellten Abmessungen.

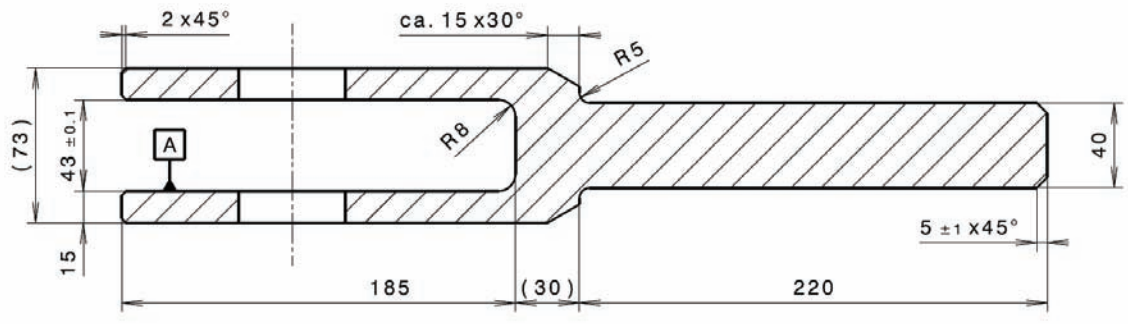


Abb. 3.4.8: Zeichnungsausschnitt für die Probenaufnahme

Tab. 3.4.1: Abmessung der Probenaufnahme

Randabstand	e	80 mm
Breite	b	150 mm

Die Probenaufnahme besitzt einen Abstand von 2.5*D zum freien Rand, damit es auch hier nicht zu einem Versagen der Verbindung aufgrund von Ausreißen oder Scherung kommt, sondern Lochleibungsversagen der Versagensmodus ist (Abb. 2.2.1). Für einen metallischen Werkstoff reicht dafür nach [42] dieser geringere Abstand aus.

In der XY-Ebene wird in den beiden Armen der Probenaufnahme das Netz des Faserverbunds direkt übernommen. Dieses ist bereits detailliert in Abb. 3.4.7 dargestellt.

Die Elementhöhe beträgt in beiden Armen 1.875 mm. Damit wird die Wanddicke von 15 mm mit 8 Elementen in Z-Richtung am Lochrand idealisiert. Durch eine mehrstufige Netzvergröberung werden die 8 Elementreihen auf eine Elementreihe reduziert (Abb. 3.4.9).

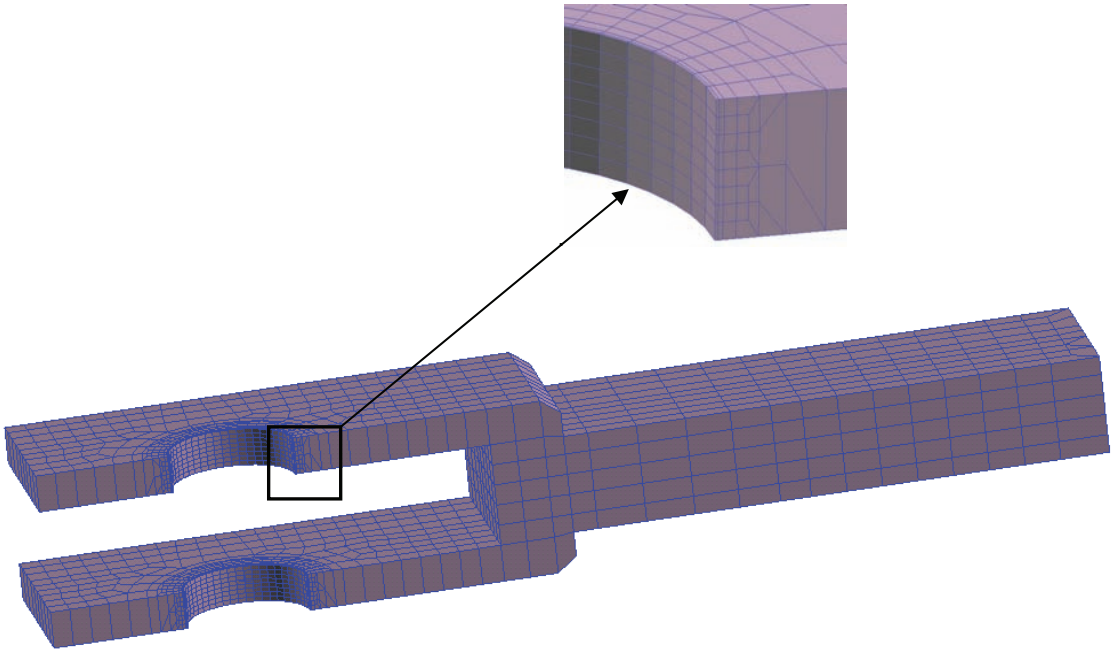


Abb. 3.4.9: Elementierung der Probenaufnahme

Da keine Auswertung der Spannungen in der Probenaufnahme vorgesehen ist, wird die Netzvergröberung relativ nah am Lochrand vorgenommen. Die Lage des Vergröberungsbereichs entspricht der, die auch im Faserverbund genutzt worden ist.

3.4.1.5 Idealisierung der Hülse

Die Hülse (Abb. 3.4.10) besitzt eine größere Wanddicke als die Probenaufnahme, damit genügend Kontaktfläche vorhanden ist, um die Positionierung der Faserverbundproben bei allen Versuchen trotz des nötigen Spalts für die DMS zu ermöglichen.

Sie hat die folgenden Abmessungen:

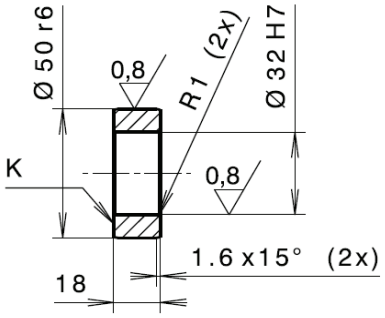


Abb. 3.4.10: Geometrie der Hülse

Der Überstand der Hülse über die Probenaufnahme wird im FE-Modell (Abb. 3.4.11) jeweils über eine Elementreihe idealisiert.

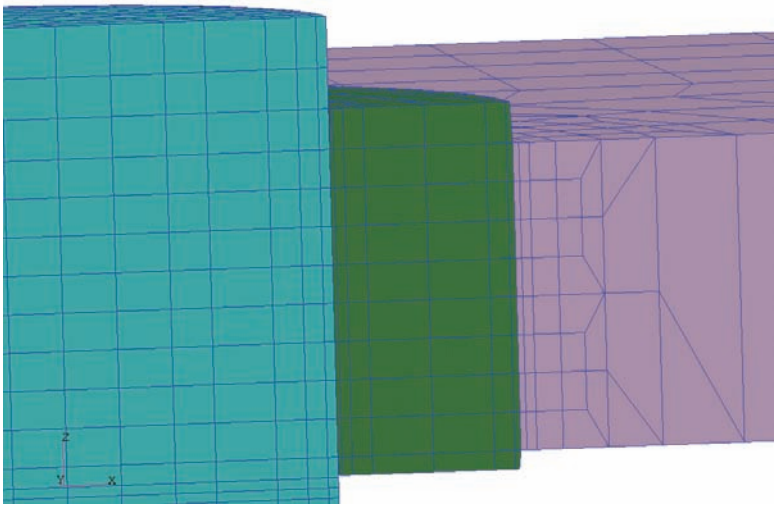


Abb. 3.4.11: Netz für Probenaufnahme, Hülse und Bolzen

An den Lochrändern zwischen Hülse/Bolzen und Hülse/Probenaufnahme müssen zum Kraftübertrag in radialer Richtung Kontaktbedingungen definiert werden.

3.4.1.6 Randbedingungen

Als Randbedingungen wird an allen in der Symmetrieebene liegenden Knoten die Verformung in Y-Richtung unterbunden. Zusätzlich wird das FE-Modell über den Faserverbund an der Stirnfläche in X-Richtung festgesetzt (Abb. 3.4.6). Die Verschiebung in Z-Richtung wird im Bereich der Kraftaufbringung in der Mitte der Probenaufnahme verhindert.

Bei den zur Modellierung verwendeten Volumenelementen (Abschnitt 3.4.2) reicht es aus, die translatorischen Freiheitsgrade festzusetzen. Damit ist auch die Rotation des Modells unterbunden. Bei den GAP-Elementen, die zum Übertrag der Kraft im Kontaktbereich eingesetzt werden (Abschnitt 3.4.4), müssen zusätzlich die rotatorischen Freiheitsgrade unterbunden werden. Durch die stabförmige Ausbildung und die Anbindung über einen Knoten könnten sich diese sonst frei drehen.

3.4.1.7 Belastung des FE-Modells

Die eingeleitete Kraft basiert auf der analytischen Berechnung mit der Kesselformel (Gl. (3.3)), aus der sich die axiale Kraft berechnen lässt, die von jedem Bolzen übertragen werden muss. Diese wird auf die im Klemmbereich der Spannbacken liegenden Knoten aufgeteilt und als Zugkraft in positiver X-Richtung auf die betroffenen Knoten aufgebracht. Damit wirken die axialen Kräfte aus dem Innendruck auf die Verbindung, ohne dass es zu einer Überlagerung durch die radiale Aufweitung des Druckbehälters kommt und die gewünschte eindimensionale Belastung ist realisiert worden.

Um den möglichen Beginn eines Versagens, der sich bereits bei geringeren Lasten ergeben kann, auch bewerten zu können, wird die Last bis zum maximalen Betriebsdruck (MEOP) in fünf gleiche Teile aufgeteilt. Damit können die Änderungen z.B. im Spannungszustand und Kontaktwinkel über der Lastzunahme beobachtet werden. Für die Aussage, welcher Spannungszustand sich bei Belastungen oberhalb von MEOP ausbildet, werden weitere Lasten mit einer Steigerung um jeweils 20 % aufgebracht.

Um auch das Verformungsverhalten der Probenkörperaufnahme durch das Greifen der Spannbacken erfassen zu können, wird die Druckkraft bei den FE-Rechnungen berücksichtigt. Diese wird in sechs Stufen aufgebracht.

Die Fläche auf die der Druck (600 bar, rote Pfeile in Abb. 3.4.12) aufgebracht wird, soll 8600 mm² für das Halbmodell betragen. Entsprechend wird die Elementierung im Griff der Gabel angepasst, so dass die Fläche auf der die Druckkraft aufgebracht wird, 115 mm mal 75 mm gleich groß ist.

Die Zugkraft von 124 kN (MEOP) wird über 90 Knoten auf jeder Seite aufgebracht (gelbe Pfeile in Abb. 3.4.12). Damit ergibt sich die Kraft von 138 N pro Knoten und Lastschritt.

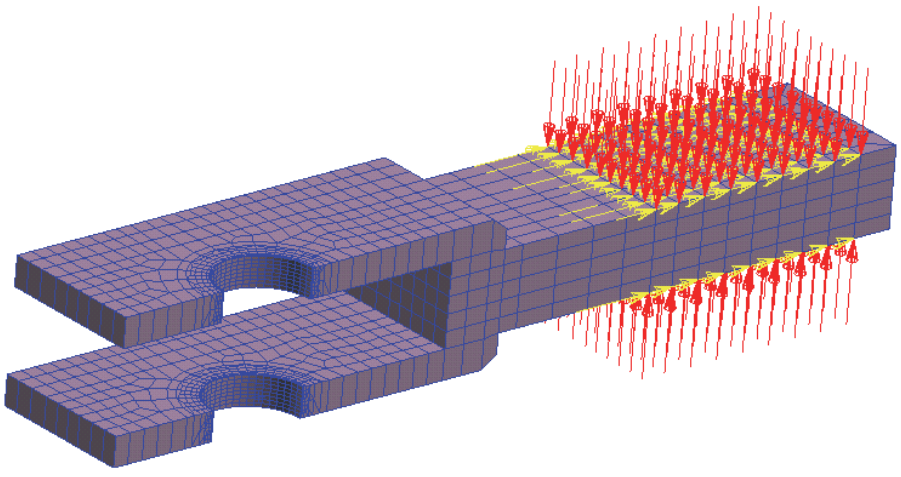


Abb. 3.4.12: Kraftaufbringung auf die Probenaufnahme

Die Steigerung des Belastungszyklusses deutlich über MEOP hinaus wird vorgenommen, da es zum einen bis MEOP zu keiner Schädigung der Verbindung kommen sollte. Zum anderen deckt die für das mechanische Modell angenommene Lochleibungsfestigkeit nur den linearen Verlauf

ab. Entsprechend wird erwartet, dass das endgültige Versagen der Verbindung bei deutlich höheren Kräften stattfindet.

Daraus ergibt sich dann der folgende Belastungszyklus:

Tab. 3.4.2: Belastungszyklus für die FE-Rechnung

Lastfall	Druck der Spannbacken	Zugkraft		Bezeichnung
		pro Knoten	Halbmodell	
LC10	10 N/mm²	0 N	0 kN	
LC20	20 N/mm²	0 N	0 kN	
LC30	30 N/mm²	0 N	0 kN	
LC40	40 N/mm²	0 N	0 kN	
LC50	50 N/mm²	0 N	0 kN	
LC60	60 N/mm²	0 N	0 kN	voller Druck der Spannbacken
LC61	60 N/mm²	138 N	24.8 kN	20 % von MEOP
LC62	60 N/mm²	276 N	49.6 kN	40 % von MEOP
LC63	60 N/mm²	414 N	74.4 kN	60 % von MEOP
LC64	60 N/mm²	552 N	99.2 kN	80 % von MEOP
LC65	60 N/mm²	690 N	124 kN	entspricht MEOP
LC66	60 N/mm²	828 N	148.8 kN	120 % von MEOP
LC67	60 N/mm²	966 N	173.6 kN	140 % von MEOP
usw.				

3.4.2 Elementauswahl

Als Elemente werden für den Faserverbund, die Probenaufnahme; die Hülse und den Bolzen isoparametrische 8-Knoten Hexaelemente mit einer linearen Ansatzfunktion verwendet.

Für die Wahl dieser Elemente gibt es mehrere Gründe:

- Die Verifikation der Spannung im Restquerschnitt auf Basis der analytischen Lösung nach Kroll [21] (Abschnitt 4.2) zeigt, dass mit diesen Elementen und der gewählten Elementierung die Spannungsspitze am Lochrand sehr gut dargestellt werden kann.
- Die Anzahl der Freiheitsgrade im FE-Modell ist geringer als bei z.B. 20-knotigen Hexaelementen oder Tetraedern. Dieses geht direkt in die benötigte Rechenzeit ein.
- Alle Knoten am Lochrand liegen auf dem Lochradius. Werden Elemente mit Mittelknoten verwendet, liegen diese Knoten nur dann auf dem Radius, wenn das Element eine gekrümmte Kante besitzt. Sind die Kanten gerade durchgehend, resultiert ein geänderter Abstand zwischen Bolzen und Lochrand. Durch die radiale Ausrichtung der Eckknoten ergibt sich für die Mittelknoten ein geringerer Abstand zum dazugehörigen Knoten des

Bolzens als an den Ecken des Elements. Damit wird bereits früher Kontakt hergestellt und es werden größere Kräfte übertragen.

- Im FE-Code NASTRAN kann ein nichtlineares Materialgesetz nur dann implementiert werden, wenn das Element eine lineare Ansatzfunktion besitzt. Dieses hat zur Folge, dass bei der Nutzung von höherwertigen Volumenelementen nur linear elastische Materialformulierungen genutzt werden können. Die metallischen Bauteile müssen aufgrund von den Spannungsspitzen und dem daraus möglicherweise resultierenden Plastifizieren (Kantenpressung an den Hülsen) aber auf jeden Fall nichtlinear betrachtet werden. Würde die Elementierung des Faserverbunds aus höherwertigen Elementen (20-Knoten) bestehen, würde sich zwischen den Netzen der metallischen Bauteile (8-Knoten Elemente) und des Faserverbunds eine Inkompatibilität einstellen, die den Kraftübertrag und die Darstellung der Kontaktbedingung erschwert.

In der Mitte des Bolzens und bei den Netzverfeinerungen kommen immer wieder 6-knotige Penta-Elemente zum Einsatz. Im der Mitte des Bolzens ist dieses notwendig, damit die radiale Ausrichtung des FE-Netzes gewährleistet werden kann, dessen Zentrum die Bolzenachse ist. An den Netzverfeinerungen kann so aus einer groben Elementreihe der Übergang zu zwei Elementreihen bei gleicher Elementhöhe gewährleistet werden.

3.4.3 Winkelteilung des Bolzens und des Lochbereichs

Die Winkelteilung bezeichnet den Winkel, den die Elemente an der Mantelfläche des Bolzens und am Lochrand in Umfangsrichtung des Loches aufweisen. Die Feinheit der Winkelteilung des Bolzens und des Lochbereichs wird durch die Rechenzeit und durch die Genauigkeit der Ergebnisse vorgegeben (Abb. 3.4.1). Je kleiner der Winkel wird, desto mehr Elemente werden benötigt. Entsprechend steigt die Anzahl der Freiheitsgrade und somit die Rechenzeit.

Bei bisherigen Untersuchungen z.B. [22] und [43] wird für belastete Löcher bei dreidimensionalen Rechnungen als Standardteilung ein Winkel von 11.25° als Teilung genutzt. Eine weitere Verringerung auf bis zu 5.6° wird z.B. verwendet, um die Effekte einer Senkkopfschraube besser wiedergeben zu können.

Die Verifikation der Ergebnisse mit der analytischen Lösung nach Zhang (Abschnitt 4.2.2.1) hat gezeigt, dass bereits mit einem Winkel von 10° eine sehr gute Übereinstimmung zwischen analytischer Lösung und entsprechender FE-Rechnung vorhanden ist. Eine Reduzierung des Teilungswinkels von 10° auf 5° bringt nur eine geringfügige Erhöhung der Genauigkeit mit sich. Um die Spannungsspitzen besser darstellen zu können, spielt weniger die Winkelteilung, als viel mehr die Kantenlänge der Elemente in radialer Richtung (Abschnitt 3.4.1.2) eine Rolle.

2D und 3D Rechnungen am unbelasteten Loch haben im Vergleich zu den Ergebnissen der Analysen mit Auslegungstools, z.B. ESAComp, ergeben, dass die Spannungen für einen Winkel von 7.5° bei einer radialen Elementlänge von 1 mm spätestens in einer Entfernung von 2 mm vom Lochrand übereinstimmen. Aufgrund dieser Übereinstimmungen, die sich für das belastete und das unbelastete Loch ergeben, wird die Winkelteilung mit 7.5° festgelegt. Mit diesem Winkel kommt es zu einem guten Kompromiss zwischen Rechenzeit und Genauigkeit. Es kann

die Abnahme des Kontaktwinkels über der Höhe der Verbindung und z.B. bei unterschiedlichen radialen Spielen zwischen Bolzen und Loch gut wiedergegeben werden.

3.4.4 Kontaktbedingung zwischen Bolzen, Faserverbund und Probenaufnahme

Der für die Berechnungen genutzte kommerziell erwerbbare FE-Code NASTRAN bietet die Möglichkeit Kontakt über GAP-Elemente, über eine Kontaktoption in der Ebene [44] oder über einfache Hexaelemente [45] herzustellen.

In [45] wird als Verbindung zwischen Bolzen und Loch eine dünne Elementschicht eingebracht. Dieser so entstandene „Verbindungsring“ wird in zwei Hälften geteilt. Der Halbring, der im Kontaktbereich zwischen Bolzen und Probenaufnahme liegt, besitzt eine hohe Steifigkeit, damit die Kräfte verlustfrei übertragen werden können. Er wirkt allerdings wie eine Hülse, die die Kräfte verteilt. Der Ringteil, bei dem keine Kräfte übertragen werden sollen, wird mit einer geringen Steifigkeit idealisiert. Dieser Aufbau hat den Vorteil, dass bei einem linear-elastischen Materialgesetz linear gerechnet werden kann. Allerdings können Variationen des Kontaktwinkels mit steigender Last und über der Höhe der Verbindung nur dann mit dieser Lösung in FE-Rechnungen abgebildet werden, wenn die Steifigkeiten der Elemente während der FE-Rechnung geändert werden. Dazu müssten aber bereits Erkenntnisse aus den Ergebnissen dieser Arbeit vorliegen.

Bei der Kontaktmöglichkeit in der Ebene gleiten zwei Kurven aufeinander. Sobald sich Verformungen ergeben, die aus der Ebene heraus treten, wie es durch die unterschiedlichen Steifigkeiten der Schichten im Faserverbund in der Bolzenverbindung durchaus möglich ist, ist keine Kontaktberechnung mehr möglich.

GAP-Elemente werden zwischen zwei Knoten angebracht, zwischen denen keine Verbindung über andere Elemente besteht, es aber zu einem Kontakt kommen kann. Sie besitzen bei reibungsfreien Betrachtungen zwei Zustände:

- Offen, dann werden keine Kräfte übertragen und
- geschlossen, dann können Kräfte aufgrund des Kontakts der beiden Bauteile übertragen werden.

Solange die GAP-Elemente offen sind, besitzen diese eine „Steifigkeit“ von 1 N/mm und haben damit keinen Einfluss auf das Ergebnis. Sind die GAP-Elemente geschlossen, beträgt die Steifigkeit 10^7 N/mm. Die Kräfte werden verlustfrei übertragen. Die GAP-Elemente werden in radialer Richtung zwischen den Knoten auf der Mantelfläche des Bolzens und den dazugehörenden Knoten am Lochrand des Faserverbunds bzw. der Hülse und der Probenaufnahme angebracht. Zusätzlich wird ein möglicher Kontakt in Z-Richtung zwischen den Außenseiten des Faserverbunds und der Hülse bzw. der Probenaufnahme mit GAP-Elementen dargestellt. Damit wird der mögliche Kraftübertrag gewährleistet, der in Z-Richtung aus unterschiedlichen Verformungen von Hülse bzw. Probenaufnahme und Faserverbund resultieren kann.

Um einen gleichmäßigen Kraftübertrag gewährleisten zu können, dürfen die GAP-Elemente, nur um einer schnelleren numerischen Konvergenz Willen, ihre Steifigkeit nicht ändern. Mit einer

geänderten Steifigkeit ändert sich der Kraftübertrag, so dass lokal merkbare Spannungsschwankungen resultieren.

Die GAP-Elemente werden mit folgenden Steifigkeiten und Anfangsabstände angesetzt, die abhängig von Ihrer Lage und Ausrichtung sind:

Tab. 3.4.3: Eigenschaften der GAP-Elemente

Lage	Ausrichtung	Länge Δu / [mm]	Steifigkeit / [N/mm]	
			offen	geschlossen
zwischen Faserverbund und Probenaufnahme	Z-Richtung	1.5	1	$1*10^7$
zwischen Faserverbund und Hülse	Z-Richtung	0.1	1	$1*10^7$
rund um den Bolzen	radial	0	1	$1*10^7$
zwischen Hülse und Probenaufnahme	radial	-0.005	1	$1*10^7$

3.4.5 Unterbindung der freien Bewegbarkeit des Systems zur Erreichung der Stabilität der FE-Rechnungen

Grundlage der vorliegenden Arbeit ist es, eine möglichst einfache und kostengünstig herzustellende Bolzenverbindung zu definieren und zu untersuchen, wie sie in einem Ariane 5-Boostergehäuse Verwendung finden würde. Dazu gehört auch, dass keine seitliche Vorspannung auf die Verbindung aufgebracht wird und so aus dem einfachen zylindrischen Bolzen z.B. eine entsprechende Schraube wird. Daher sind im FE-Modell der Bolzen, die Hülse und die Probenaufnahme, solange keine Kräfte wirken, ein in X- und Z-Richtung frei bewegliches System. Nur die Faserverbundplatte und die Probenaufnahme ist über die Randbedingungen an die Umgebung gebunden (Abb. 3.4.1). Um die freie Beweglichkeit des Systems zu unterbinden, muss eine Verbindung zwischen den Bauteilen geschaffen werden. Erst dann ist eine numerische Berechnung des Systems möglich. Dazu existieren verschiedene Möglichkeiten:

- Die als Kontaktelemente genutzten GAP-Elemente werden mit einer Grundkraft versehen, so dass bereits ein Kontakt zwischen den Bauteilen hergestellt wird. Bei den radial ausgerichteten GAP-Elementen kann diese Kraft z.B. im Scheitel aufgebracht werden, um damit eine Kopplung in X-Richtung zu erreichen. Dort ergibt sich ein Kontakt, sobald die Probenaufnahme belastet wird. In Z-Richtung kann allerdings nur zwischen Faserverbund und Hülse bzw. Probenaufnahme eine Kraft aufgebracht und damit ein Kontakt hergestellt werden. Dieses kann aber bewirken, dass ein Kontakt hergestellt wird, der eigentlich nicht vorhanden ist. Der Bolzen bleibt in Z-Richtung weiterhin beweglich, da in dieser Richtung keine GAP-Elemente vorhanden sind, mit denen eine Vorspannung aufgebracht werden kann. Insofern müsste zur Unterdrückung dieses Freiheitsgrads zusätzlich eine der folgenden Möglichkeiten in Betracht gezogen werden.

- Für die Herstellung des Kontakts werden dünne Hexaelemente als „Verbindungselemente“ genutzt. Damit entfällt die freie Beweglichkeit des Systems. Sie besitzen allerdings die bereits in Abschnitt 3.4.4 ausgeführten Nachteile.
- Es werden Federn mit einer sehr geringen Federsteifigkeit eingebracht. Diese ist so gering, dass sie, sobald eine Verbindung durch den Kontakt zwischen Bolzen und Lochrand hergestellt ist, keinen Einfluss mehr auf die Ergebnisse haben.

Von den oben aufgezählten Möglichkeiten, wird in der vorliegenden Arbeit zur Unterbindung der freien Beweglichkeit des Systems die Federvariante gewählt.

Erste FE-Rechnungen haben gezeigt, dass mit dem Federsystem sowohl die Translation, als auch die Rotation unterbunden werden muss. Dadurch muss für das Gesamtmodell im Restquerschnitt ein Federsystem eingebracht werden, das in allen drei globalen Richtungen die Hülse und den Bolzen verbindet. Dieses wird in der untern Hülse realisiert. Durch dieses Federpaket wird der Bolzen an die kraftführende Struktur angeschlossen und eine unabhängige Bewegung zwischen diesen beiden Bauteilen ist nicht mehr möglich.

Die Hülsen werden zum besseren Kraftübertrag im Versuch in die Probenaufnahme eingepresst. Damit ergibt sich per se ein Kontakt am Lochrand. Dieser ist gleichzusetzen mit einer Vorspannkraft und reicht aus, um numerische Stabilität an dieser Stelle zu erreichen.

Für die Verbindung zwischen Bolzen und Faserverbund reicht es aus, die Translation in Richtung der Bolzenachse zu unterbinden. Mit dieser Festlegung von Federanbindungen ist es möglich, die nötige numerische Stabilität für die Berechnung des FE-Modells zu erreichen.

Durch den Einbau der Federn im Restquerschnitt reicht für das Halbmodell ein Federsystem aus, um nicht nur die Translationen sondern auch die Rotation um die Bolzenachse zu unterbinden.

Für die Federn in X- und Y- Richtung reicht die Federsteifigkeit auf 10^{-6} N/mm aus. In Z-Richtung muss diese erhöht werden. Es ist eine Federsteifigkeit von 10^{-2} N/mm nötig, um eine Rechnung ohne Fehlermeldung hinsichtlich der freien Beweglichkeit zu erhalten.

3.4.6 Geometrisch nichtlineare Berechnung

Da eine Fragestellung sich mit den Auswirkungen der Bolzenkippung und Bolzenbiegung beschäftigt, muss zur realistischen Darstellung der Biegung des Systems auf die geometrisch nichtlineare Rechenart mit einem Abgleich der Kraftrichtung zurückgegriffen werden. Bei dieser werden die Verformungen und die sich ändernde Kraftrichtung, die sich durch die Berechnungen ergeben, bei der Berechnung des nächsten Lastschrittes berücksichtigt. Dieses kann auf das Verformungsverhalten der Probenaufnahme und des Faserverbunds einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss besitzen und damit die Kippung und die Biegung des Bolzens verändern.

3.5 Materialkennwerte für das numerische Modell

Für die Berechnung der Bolzenverbindung mit einem FE-Modell müssen Materialkennwerte definiert werden. In einer Bolzenverbindung ergeben sich zwei hoch beanspruchte Bereiche, die besonders betrachtet werden müssen. Das ist zum einen der Restquerschnitt, über den die Kräfte geleitet werden, zum anderen der Krafteinleitungsbereich im Scheitel (Abb. 3.4.1). Für beide Stellen ergeben sich sowohl in der analytischen Lösung als auch in den Ergebnissen aus linearen FE-Rechnungen Spannungsspitzen (Abb. 3.5.7 und Abb. 3.5.9). Es kann lokal Zwischenfaserbruch und auch Faserbruch auftreten. Soll eine Bolzenverbindung optimiert werden, reicht prinzipiell die Betrachtung mit linear elastischen Materialkennwerten in diesen Bereichen nicht mehr aus. Deshalb werden die für den Faserverbundwerkstoff in die FE-Rechnung implementierten Materialgesetze variiert. Ziel ist herauszufinden, in wie weit die Nichtlinearität des Faserverbunds im FE-Modell einer Bolzenverbindung realisiert werden kann und welchen Einfluss diese auf die schichtweise Analyse und die Bewertung der Tragfähigkeit einer Bolzenverbindung besitzt.

3.5.1 Materialkennwerte für die Hülse, die Probekörper-Aufnahme und den Bolzen

Bei der Wahl des metallischen Werkstoffs muss auf die Kompatibilität mit dem CFK geachtet werden. Durch die Elektronennegativität kann es zu einer galvanischen Korrosion kommen, wodurch die Metallteile geschädigt werden. Dieses gilt vor allem für die Kraft übertragenden Elemente wie Bolzen und Niete. Nach [3] eignen sich als Bolzenwerkstoff sowohl Titanlegierungen, MP35N [46], Inconell, als auch besondere Nickel und Kobalt Legierungen. Im Gegensatz zu Titan besitzt der MP35N Werkstoff höhere absolute Festigkeit. Zudem hat sich dieser Werkstoff in vielen Anwendungen als für Bolzenverbindungen geeignet herausgestellt, wenn das höhere Gewicht der Verbindungselemente im Vergleich zu Titan bezogen auf die Gesamtmasse des Bauteils nur eine untergeordnete Rolle spielt.

Da sich die galvanische Korrosion in den Versuchen aufgrund der Kürze der Kontaktzeit nicht ausbilden kann und die geeigneten Werkstoffe in kleinen Mengen nicht zu bekommen sind, wird auf einen herkömmlichen Stahl zurückgegriffen, der ähnlich hohe Festigkeiten erreicht, wie der MP35N. Es wird für alle metallischen Bauteile im Versuch der Werkstoff Uddeholm-Corrax mit verschiedenen Härtegraden durch unterschiedliche Wärmebehandlungen genutzt [47]. Dieser Werkstoff bietet den Vorteil, dass die Wärmebehandlung zur Erzielung der gewünschten Festigkeiten sehr einfach ist und es daher nur zu geringen Maßabweichungen kommt.

Die Rechnungen werden mit folgenden Kennwerten durchgeführt:

Tab. 3.5.1: Typische Materialkennwerte für die Hülse, die Probenaufnahme und den Bolzen bei Raumtemperatur

			Corrax [47]	
Bauteil			Probenaufnahme	Bolzen und Hülse
Härte		[HRC]	40	50
E-Modul	E	[MPa]	200000	200000
Querkontraktionszahl	ν	[-]	0.3	0.3
Bruchdehnung	A_5	[%]	10	9
Fließgrenze	R_{p02}	[MPa]	1000	1600
Bruchfestigkeit	R_m	[MPa]	1200	1700

FE-Rechnungen mit einem linear elastischen Materialgesetz für alle Werkstoffe haben in den metallischen Bauteilen erwartungsgemäß zu lokalen Spannungsspitzen geführt (Abb. 3.5.1 und Abb. 3.5.2). Aufgrund der hohen Wandstärken der Hülse und der Probenaufnahme ergeben sich im Gegensatz zu einer realen Bauteil-Bolzenverbindung keine Spannungen, die über der Fließgrenze liegen, solange die Last nicht weiter gesteigert bzw. durch Spiel zum Bolzen weiter konzentriert wird. Dieses rührt daher, dass die Probenaufnahme im Vergleich zu einer Bauteileinfassung (Abb. 2.1.1) überdimensioniert ist. Die Spannungsspitzen konzentrieren sich auf der Seite, an der die Kraft übertragen wird. Durch die Biegung des Systems sind vor allem die Innenseiten der Probenaufnahme und der Hülsen betroffen, die den Übergang zum Faserverbund darstellen.

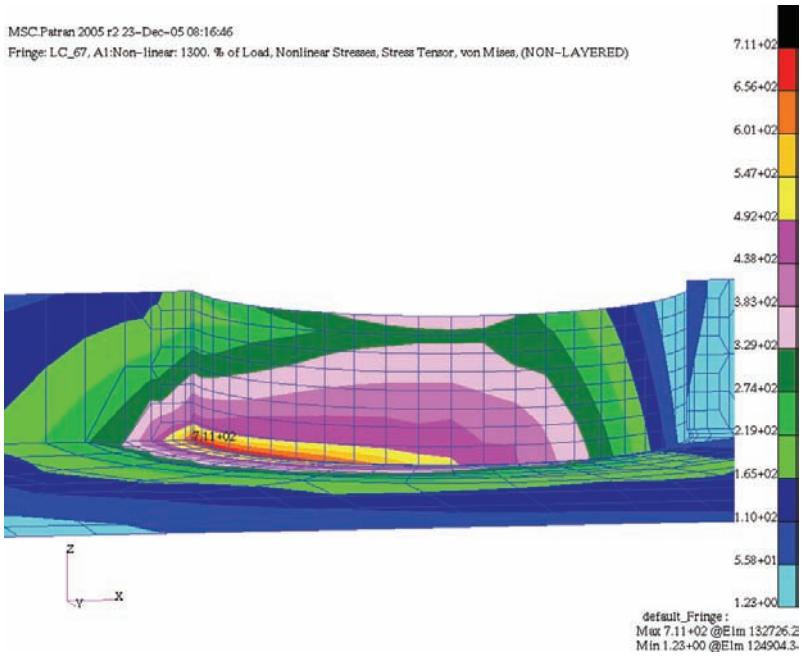


Abb. 3.5.1: Von Mises Vergleichsspannung in der Probenaufnahme; LC 67

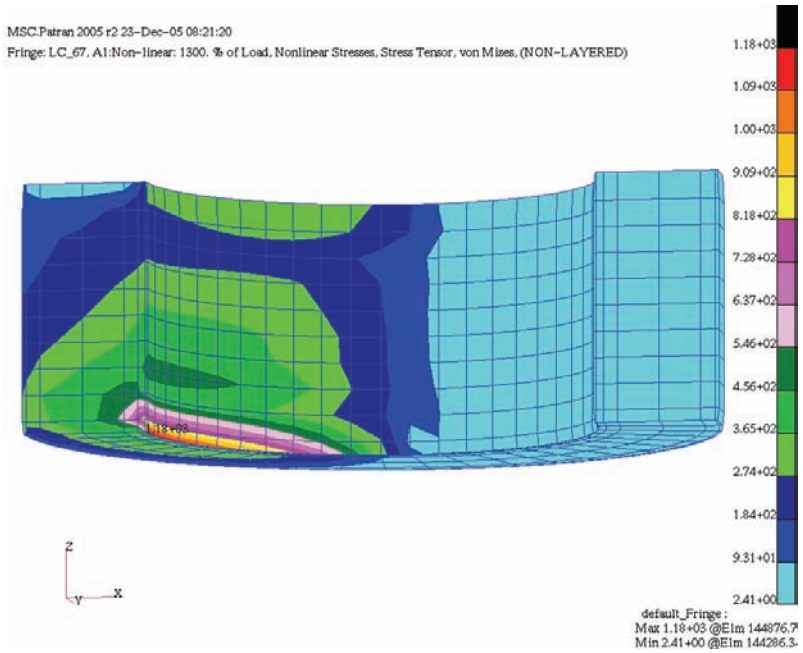


Abb. 3.5.2: Von Mises Vergleichsspannung in der Hülse; LC 67

Diese Spannungsspitzen können bei weiter ansteigender Belastung über die Fließgrenze ansteigen und es können sich plastische Bereiche ausbilden. Deshalb werden auch für die metallischen Bauteile nichtlineare Materialkurven angesetzt.

Da die wahren Spannungs-Dehnungs-Kurven für Corrax nicht bekannt sind, wird ein elastisch-plastisches Materialverhalten mit Angabe der Materialverhärtung H implementiert (Tab. 3.5.1). Im Versuch darf sowohl im Bolzen als auch in der Probenaufnahme die Beanspruchung die Fließgrenze nicht erreichen, damit die Bauteile wieder verwendet werden können. Die Möglichkeit des Plastifizierens wird in FE-Rechnungen von Versuchen nur zur Absicherung benötigt, falls die Kanten der Hülsen zu hoch beansprucht werden.

Für die FE-Rechnungen ergeben sich damit folgende Eingangsgrößen für das elastisch-plastisches Materialgesetz mit Materialverhärtung:

Tab. 3.5.2: Eingangsgrößen des elastisch plastischen Materialgesetzes für die FE-Rechnungen für die Probenaufnahme, die Hülse und den Bolzen bei Raumtemperatur

	Härte	E-Modul	ν	R_{P02}	H
Probenaufnahme	40 HRC	200000 MPa	0.3	1000 MPa	1227
Hülse	50 HRC	200000 MPa	0.3	1600 MPa	2128
Bolzen	50 HRC	200000 MPa	0.3	1600 MPa	2128

Der Parameter H errechnet sich aus:

$$H = \frac{E_T}{1 - \frac{E_T}{E}} \tag{3.13}$$

Die daraus resultierenden Spannungs-Dehnungs-Kurven sehen wie folgt aus (Abb. 3.5.3):

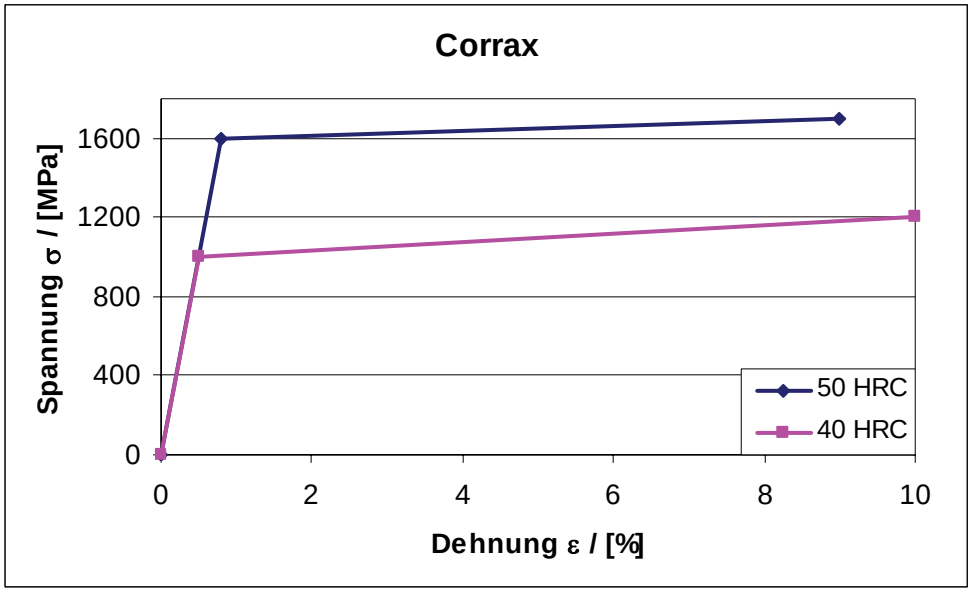


Abb. 3.5.3: Spannungs-Dehnungs-Kurve des Corrax für die Probenaufnahme und den Bolzen bzw. die Hülse

Mit diesen Materialeigenschaften und der elastisch-plastischen Materialoption des für die Rechnungen verwendeten FE-Code NASTRAN [44] können sich gegebenenfalls an der inneren Kante im Kontaktbereich der Hülsen statt unzulässig hohen Spannungsspitzen bei Berücksichtigung des linear-elastischen Materialgesetzes plastische Bereiche ausbilden. Diese können in den Versuchen zugelassen werden, da vorgesehen ist für jeden Versuch neue Hülsen zu nutzen.

Für die Bewertung einer Bolzenverbindung in einem Bauteil hinsichtlich eines Versagens aufgrund einer Schädigung der metallischen Einfassung und des Bolzens (Abb. 2.1.1) bieten sich mehrere Möglichkeiten an:

- Es liegt kein Versagen der Verbindung durch die metallischen Bauteile vor,
    - solange die globalen Spannungen unterhalb der Fließgrenze (linear elastisches Materialverhalten; Fließgrenzennachweis) oder
    - solange die plastischen Dehnungen unterhalb der Gleichmaßdehnung liegen (Bruchgrenzennachweis), wenn eine plastische Verformung zulässig ist.
- Es liegt ein Versagen vor, wenn
    - die Vergleichsspannung in den duktilen metallischen Werkstoffen die Bruchgrenze R_m erreichen oder
    - die Schubspannungen im Bolzen die Schubfestigkeit erreichen (Abb. 2.2.1).

Im Bereich zwischen der Gleichmaßdehnung und der Bruchgrenze hängt die Versagensbewertung der gesamten Bolzenverbindung von weiteren zulässigen Größen wie z.B. der bleibenden Lochaufweitung (Abschnitt 2.2) ab. Diese Größen sind abhängig von der bewertenden Stelle und den gewählten Vorschriften. Daher ist in diesem Bereich eine verbindliche Angabe der Versagensgrenze nicht möglich.

Mit den oben aufgeführten Bewertungsmöglichkeiten lassen sich die metallischen Bauteile einer Bolzenverbindung hinsichtlich des Versagens der Verbindung bewerten. Liegt kein Versagen vor und sind plastische Verformungen in einem geringen Ausmaß tolerierbar, stellen die Größe des betroffenen plastischen Bereichs und die absoluten Werte der sich ausbildenden plastischen Dehnung ein Maß für die Güte der Verbindung dar. Mit den erhaltenen Kennwerten lässt sich der Einfluss verschiedener Parameter (z.B. geometrischer Abmessungen) bewerten.

3.5.2 Materialorientierungen im Faserverbund

Die Werkstoffkennwerte und die Festigkeiten orientieren sich für den Faserverbundwerkstoff an dem faserparallelen Koordinatensystem. Für **UD-Schichten** liegt die 1-Richtung in Faserrichtung, die 2-Richtung senkrecht dazu in der Faserverbundebene und die 3-Richtung in Dickenrichtung (Abb. 3.5.4). Die Schubspannung τ_{12} beschreibt die Wirkung des Schubs in der Schichtebene, in der die Fasern abgelegt werden. Die Schubspannung τ_{23} wirkt quer zur Faserrichtung und ist bestimmt durch die Materialkennwerte der Matrix. Die Schubspannung τ_{31} wirkt senkrecht zur Faserrichtung in Dickenrichtung.

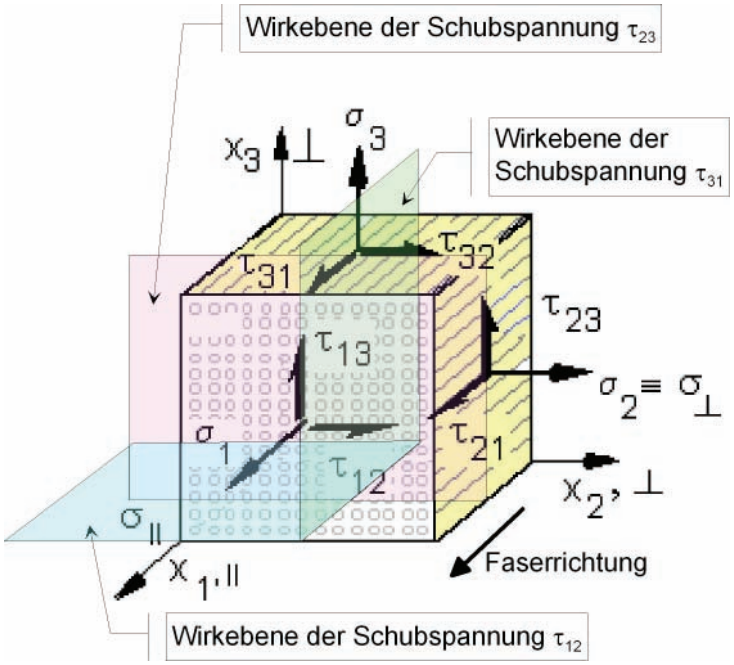


Abb. 3.5.4: Orientierungen der Fasern einer UD-Schicht und die dazugehörenden Spannungen [33]

In **Gewebeschichten** (Abb. 3.5.5) wird die Kettrichtung mit Faserrichtung 1 und die dazugehörige Spannung mit σ_1 bezeichnet, die Schussrichtung entsprechend mit Faserrichtung 2 und der Spannung σ_2. Die Schubspannungen τ_{12} wirken in der Ebene, die von der Kett- und der Schussrichtung gebildet wird. Die Schubspannungen τ_{23} wirkt senkrecht zur Faserrichtung 2 und die Schubspannungen τ_{31} senkrecht zur Faserrichtung 1, wobei die Wirkebenen jeweils mit der Dickenrichtung (3-Richtung) aufgespannt werden.

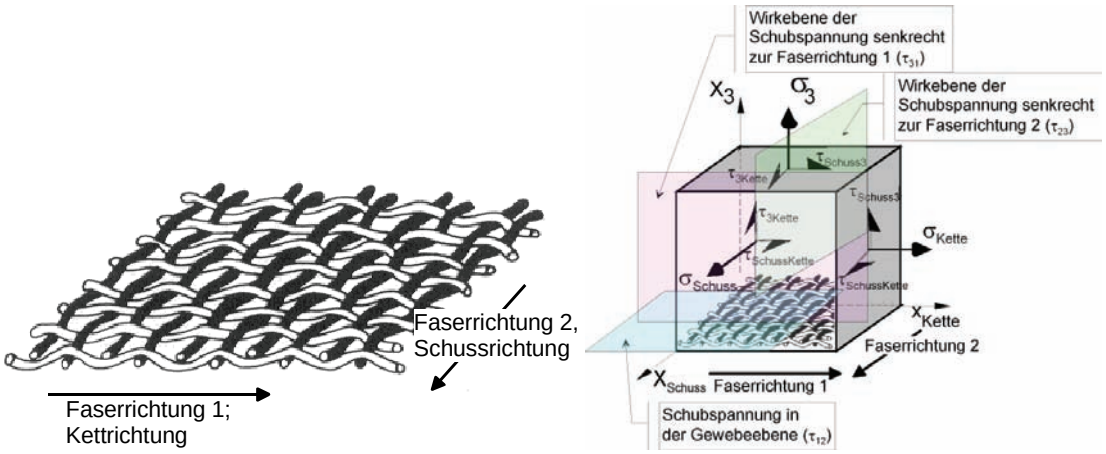


Abb. 3.5.5: Orientierungen der Fasern einer Gewebeschicht und die dazugehörenden Spannungen; Angabe der Faserrichtungen 1 und 2 [33]

3.5.3 Materialkennwerte für den Faserverbund

Für den Faserverbundwerkstoff werden die Materialkennwerte für Faserhalbzeuge aus der Toho-Tenax-HTS-24K Faser (CFK) in Kombination mit dem Epoxid RTM 6 als Infiltrationsharz genutzt. Für die Infiltration ist die HTS-Faser eine Standardfaser, die gute Materialeigenschaften besitzt, sich gut verarbeiten lässt und preislich im unteren Bereich der Preisspanne für Kohlenstofffasern liegt. Als Gelege werden ein UD-Gelege genutzt, das 6 % Fixierungsfasern aus Glas besitzt und ein NC2-Gelege, das in den Versuchen als Ersatz für das vorgesehene Gewebe dient. Analog zu einer Gewebeschicht wird dieses NC2–Gelege im Weitern verschmiert als orthotrope Schicht betrachtet. Dieses Gelege besteht aus einer +45°-Schicht und einer –45°-Schicht, die über Versteppungsfäden aus Polyester miteinander fixiert sind. Dieses NC2-Gelege besitzt im Gegensatz zu Gewebe weniger gekrümmte Fasern und es kann ein höherer Faservolumenanteil realisiert werden, wodurch bessere Materialeigenschaften erwartet werden. Die linear elastischen Materialkennwerte für beide Gelegetypen sind in einem Materialcharakterisierungsprogramm [48] ermittelt worden, das auf Normversuchen für Einzelschichten basiert. Die in Tab. 3.5.3 und Tab. 3.5.4 aufgeführten Werte beziehen sich für beide Gelege auf einen Faservolumengehalt von 60%.

Tab. 3.5.3: Materialkennwerte für die Faserverbundschichten bei Raumtemperatur in [48]

		UD-Gelege		NC2-Gelege (0/90° Ausrichtung)	
		Zug	Druck	Zug	Druck
E_1	[MPa]	127800	114650	68360	56370
E_2	[MPa]	9380	8880	68360	56370
E_3 (*)	[MPa]	9380	8880	9380	8880
G_{12}	[MPa]	4300		3460	
G_{23} (*)	[MPa]	3234	3062	4300	
G_{31} (*)	[MPa]	4300		4300	
ν_{12}	[-]	0.2		0.027	
ν_{23} (*)	[-]	0.45		0.2	
ν_{31} (*)	[-]	0.2		0.2	

Die Erweiterung der Materialkennwerte in die 3-Richtung, mit (*) in Tab. 3.5.3 gekennzeichnet, wird unter der Annahme vorgenommen, dass die UD-Schicht transversal isotrop ist. Der E_3-Modul entspricht dem E_2-Modul. Für den Schubmodul G_{31} und die Querkontraktionszahl ν_{31} ergeben sich die gleichen Materialkennwerte wie in der Faserebene (12-Ebene). Die voneinander abhängigen Werte G_{23} und ν_{23} für die 23-Ebene werden von den reinen Matrixeigenschaften dominiert.

Im NC2-Gelege wird bei den zusätzlichen Materialkennwerten eine Packungsdichte in der 3-Richtung zugrunde gelegt, die der der UD-Schicht entspricht. Davon ausgehend, dass die Versteppung der Fasern im Gelege nur einen geringen Einfluss auf die Eigenschaften in Dickenrichtung besitzt, ergibt sich der E-Modul E_3 gleich dem, der sich in der UD-Schicht einstellt. Die Wirkebenen der Schubmoduli G_{23} und G_{31} und der dazugehörigen Querkontraktionszahlen ν_{23} und ν_{31} werden jeweils von einer Faserrichtung und von der 3-Richtung gebildet. Daher müssen diese die gleichen Werte besitzen und es ergeben sich auch für das NC2-Gelege mit der 12-Ebene der UD-Schicht vergleichbare Werte.

Für die Bewertung der sich in den FE-Rechnungen ergebenden Spannungen werden die Festigkeiten der Faserverbundschichten in den einzelnen Richtungen benötigt. Erst mit diesen kann der Spannungszustand in den einzelnen Schichten und damit die Tragfähigkeit der Verbindung nach Kapitel 2 bewertet werden.

Die Annahmen die für die Erweiterung der Materialkennwerte in 3-Richtung getroffen werden, spiegeln sich auch in den Festigkeiten wieder.

Die Festigkeiten besitzen in den Faserrichtungen unterschiedliche Werte für Zug- und Druckbelastungen.

Sie werden für die Gelege aus der Materialkombination HTS-Faser und RTM 6 in [48] wie folgt angegeben:

Tab. 3.5.4: Festigkeiten für die verwendeten Faserverbund-Einzelschichten bei Raumtemperatur [48]

Festigkeiten		UD-Gelege	NC2-Gelege
$R_{\parallel}^{d}$	[MPa]	750	475
$R_{\parallel}^{z}$	[MPa]	1550	795
$R_{\perp}^{d}$	[MPa]	158	475
$R_{\perp}^{z}$	[MPa]	66	795
R_{3}^{d}	[MPa]		158
R_{3}^{z}	[MPa]		66
$R_{\parallel\perp}$	[MPa]	40	68
$R_{\perp 3}$	[MPa]	50	40
$R_{3\parallel}$	[MPa]		40

3.5.4 Nichtlineares Materialverhalten des Faserverbunds

Eine UD-Einzelschicht besitzt im Spannungs-Dehnungsverlauf in Faserrichtung bei Zugbelastung ein linear elastisches Verhalten bis zum Bruch der Fasern.

Bei Druckbeanspruchung in Faserrichtung bildet sich bei geringen Kräften ebenfalls ein linear elastischer Bereich aus. Durch Zwischenfaserbruch und Ablösungen im Bereich der Faser-Matrix Anbindung wird das lineare Materialverhalten verlassen. Je nach Art des Zwischenfaserbruchs knicken die Fasern aus, bevor diese brechen, da die Stützwirkung der Matrix nachlässt. Entsprechend reduziert sich der Verlauf der Druckspannungs-Dehnungs-Kurve.

Sind die Schichten von Schichten mit anderen Orientierungen umgeben, kann eine Schicht versagen, ohne dass ein Gesamtversagen des Faserverbunds eintritt. Die umgebenden Schichten übernehmen die nicht mehr aufgenommene Last. Ein Versagen der Struktur liegt erst dann vor, wenn die Last so weit gesteigert wird, dass die umgebenden Schichten ebenfalls versagen [13]. Durch die Einbettung bleiben tragende Teile in der Schicht erhalten und es können weiter Kräfte übertragen werden.

Senkrecht zur Faserrichtung (Abb. 3.5.6) liegen unter Umständen nichtlinear elastische Spannungs-Dehnungs-Kurven vor [20]. Einen großen Einfluss hat dabei die Art der Einbettung der betrachteten Schicht. Vor dem Erreichen der Festigkeit bildet sich zuerst das so genannte ‚Hardening' aus. Die Spannungen steigen weiter an, der Gradient nimmt kontinuierlich ab. Nach dem Zwischenfaserbruch verstärkt sich die Degradation weiter und es setzt das so genannte ‚Softening' ein. Die Dehnungen steigen mit zunehmender Degradation weiter an, die ertragenen Spannungen sinken.

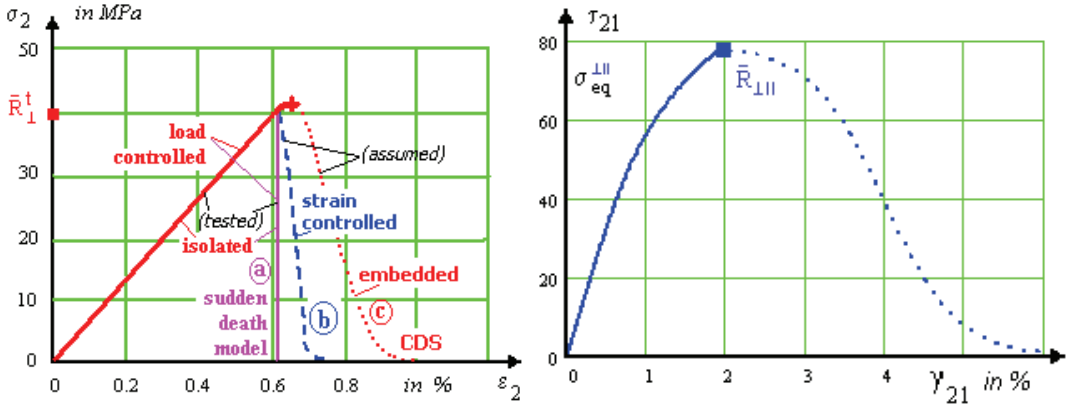


Abb. 3.5.6: Materialverhalten bei Zwischenfaserbruch; σ_2 - ε_2 und τ_{21} – γ_{21} Kurven [33]

Auswirkungen des nichtlinearen Materialverhaltens auf die Tragfähigkeit von Bolzenverbindungen:

Die Degradation der Materialkurven sollte bei einer Bolzenverbindung besonders im Scheitel und Restquerschnitt beachtet werden. Im **Restquerschnitt** resultieren die Spannungen hauptsächlich aus der Überleitung der Kräfte. Von diesen Kräften wird der größte Teil von den Fasern in den 0°-Schichten aufgenommen, da die Fasern in Belastungs- bzw. Kraftübertragsrichtung liegen (Abb. 3.5.7).

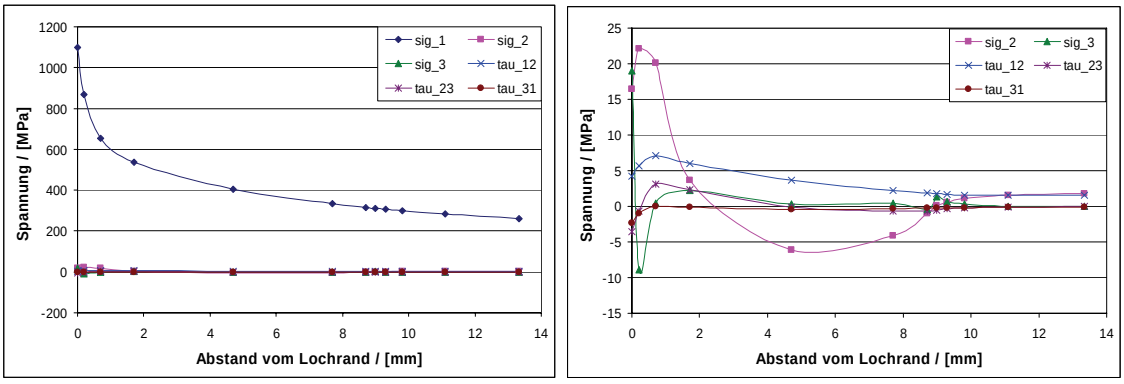


Abb. 3.5.7: Spannungsverlauf im Restquerschnitt; unterste 0°-Schicht; LC 65; linear elastisches Materialgesetz

Die ±45°-Schichten werden im Restquerschnitt hauptsächlich auf Schub belastet. In diesen ergibt sich ein ähnliches Degradationsverhalten wie in Abb. 3.5.6 rechts. In den 90°-Schichten liegt die Belastung senkrecht zur Faserrichtung (Abb. 3.5.8). Entsprechend resultiert bei zu hohen Kräften ein Matrixversagen auf Zug, da die Spannung die Bruchspannung erreicht. Mit Beginn des Matrixversagens können immer weniger Kräfte aufgenommen werden. Stattdessen steigt die Dehnung bzw. die Verformung an (Abb. 3.5.6 links). Da die Verformung der Einzelschicht durch die Einbettung nicht frei möglich ist, werden die umgebenden Schichten mit höheren Kräften belastet. Entsprechend würde bei nichtlinearer Betrachtung der ±45°- und 90°-Schichten im Restquerschnitt einer Bolzenverbindung die Beanspruchungen in den 0°-Schichten (Abb. 3.5.7) stärker ansteigen, als bei einer linearen Betrachtung.

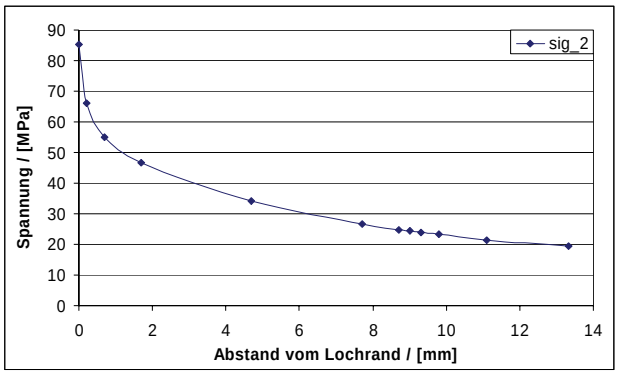


Abb. 3.5.8: σ_2-Spannungsverlauf im Restquerschnitt; linear elastisches Materialgesetz; 90°-Schicht

Für die Tragfähigkeit des gesamten Faserverbunds einer Bolzenverbindung spielt das Versagen der 90°-Schichten im Restquerschnitt nur in sofern eine Rolle, als dass sich die Risse auch in die anderen Schichten fortsetzen können und auch dort die Tragfähigkeit heruntersetzen. Solange die Festigkeit der Fasern in den 0°-Schichten ausreicht, um die zusätzlichen Lasten aufzunehmen, kommt es zu keinem vollständigen Versagen des Faserverbunds. Andernfalls resultiert ein Bruch im Restquerschnitt (Abb. 2.2.1) und die Bolzenverbindung versagt.

Um diese zusätzlichen Beanspruchung der 0°-Schichten im Restquerschnitt durch das Versagen in den ±45°- und 90°-Schichten im FE-Modell erfassen zu können, sollte der Faserverbund einer hoch beanspruchten Bolzenverbindung nichtlinear betrachtet werden.

Im **Kontaktbereich** des Bolzens spielen Matrixversagen in den einzelnen Schichten bzw. Delaminationen zwischen den Schichten eine große Rolle für das Gesamtversagen der Verbindung. Die hohen Kräfte können nur dann vom Faserverbund aufgenommen werden, wenn die Fasern durch eine funktionsfähige Matrix gestützt werden. Fehlt diese Stützwirkung, knicken die Fasern deutlich früher aus. Des Weiteren wird durch die Delaminationen und die Risse in der Matrix ein Kraftübertrag von Faser zu Faser und zwischen den Schichten behindert.

Bei der Berechnung mit dem linear elastischen Materialgesetz können alle Spannungen -rechenbeding– über die Festigkeiten steigen (Abb. 3.5.9). Das Versagensverhalten der Schicht wird nicht korrekt wiedergegeben.

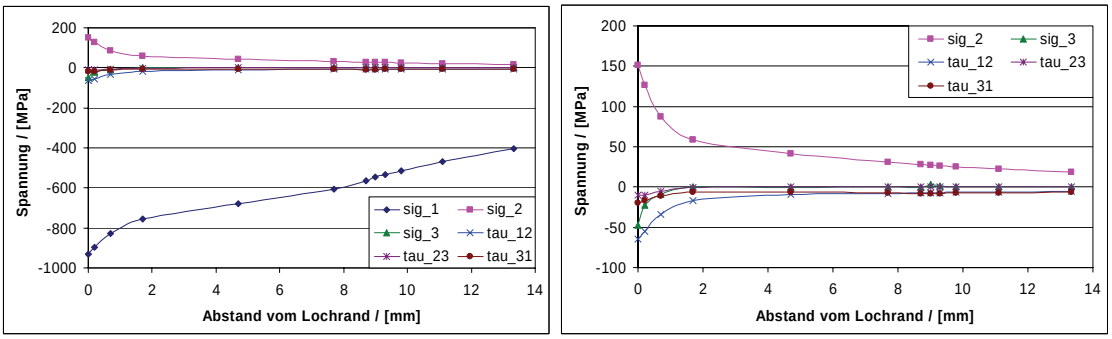


Abb. 3.5.9: Spannungsverlauf im Scheitel; unterste 0°-Schicht; LC 65; linear elastisches Materialgesetz

In einem Mehrschichtenverbund steigen durch das nichtlineare Materialverhalten die Dehnungen in den hoch belasteten Schichten an und die umgebenden Schichten werden dadurch ebenfalls höher belastet. Es kommt zu einer Verteilung und zu einer Umlagerung der Kräfte in die umgebenden Schichten. Nehmen die in der Schicht aufgenommenen Kräfte durch die ansteigende Degradation weiter ab, verstärkt sich die Dehnung und die umgebenden Schichten müssen einen höheren Kraftanteil übernehmen. In einer Bolzenverbindung kommt hinzu, dass die vom Bolzen weiter übertragenen Kräfte in die Schichten mit der höchsten Steifigkeit eingeleitet werden. Dadurch werden versagte Schichten deutlich weniger belastet, wenn aufgrund der Degradation geringere Steifigkeiten vorliegen.

Um genaue Spannungsergebnisse am belasteten Lochrand nach dem Versagensbeginn der schwächeren Faserverbundschichten hinaus zu erhalten, sollten die in das FE-Modell implementierten Materialverläufe der Faserverbundschichten das nichtlineare Materialverhalten abbilden.

3.5.5 Umsetzung des nichtlinearen Materialverhaltens des Faserverbunds in numerischen Anwendungen

In den meisten bisherigen Untersuchungen wird der Faserverbundwerkstoff linear elastisch angesetzt. Für kritische Bereiche, wie bei einer Bolzenverbindung, werden in Bauteilen genügend hohe Sicherheitsfaktoren zugrunde gelegt. Dadurch ist der Spannungszustand so gering, dass der kritische Materialbereich, in dem nichtlineares Verhalten zum Tragen kommt, für Betriebslasten nicht erreicht wird. In anderen Fällen wird aufgrund der Komplexität auf eine detaillierte schichtweise Auswertung des Spannungszustands im hoch beanspruchten Bereich verzichtet und stattdessen eine Bolzenverbindung global z.B. auf Lochleibungsfestigkeit (Abb. 2.2.1) ausgelegt. Die Ergebnisse werden über entsprechende Bauteilversuche abgesichert [1] [8].

Mit dem Zwang, weiter Kosten von Bauteilen einsparen und deren Gewicht reduzieren zu müssen, wird in neuerer Zeit das nichtlineare Verhalten von Faserverbunden z.B. von Frost in [12] für den ebenen Spannungszustand und UD-Schichten auf Zugbelastung eingehender untersucht.

Im konkreten Fall wird an einfachen Beispielen versucht, die Degradation der Materialkennwerte in FE-Rechnungen mit kommerziell erwerbbaren FE-Codes zu implementieren.

3.5.5.1 Sprunghafte Degradation

Mit dem FE-Programm Marc ist es möglich, eine sprunghafte Degradation der E-Moduli für jede Richtung zu berücksichtigen. Dieses gilt sowohl für die Einzelschicht, als auch für Schichten, die im Faserverbund eingebettet sind. Dazu muss von der kraftgesteuerten Rechnungsweise auf die weggesteuerte (Arc-Length-Method) umgestellt werden, da sonst die Berücksichtigung von negativen Spannungsgradienten im Materialgesetz nicht möglich ist.

Bereits bei einfachen Rechenbeispielen, ebene Platten ohne Loch modelliert mit Volumenelementen, zeigte sich, dass die Reduzierung des E-Moduls der UD-Schicht auf den

E-Modul der Matrix zu groß war. Die resultierenden Konvergenzprobleme führten zum Abbruch der Rechnungen.

3.5.5.2 Kontinuierliche Degradation

Es besteht weiterhin die Möglichkeit in verschiedenen FE-Programmen statt der sprunghaften Reduktion des E-Moduls eine Degradation über den Spannungs-Dehnungs-Verlauf wie in Abb. 3.5.6 dazustellen. Auch hier wurden Rechnungen an einfachen ebenen FE-Modellen ohne Loch mit einer Volumenelementmodellierung vorgenommen. Weder für Einzelschichten, noch für geschichtete Faserverbunde mit unterschiedlichen Faserrichtungen konnte bei unterschiedlich geglätteten Übergängen vom linear elastischen Materialverlauf zum degradierten Verlauf eine Konvergenz in den Rechnungen erreicht werden. Sie sind abgebrochen. Daher kann diese Möglichkeit in der vorliegenden Arbeit nicht weiter verfolgt werden.

Es bleibt festzuhalten, dass eine genaue Darstellung der Degradation der einzelnen Spannungen zum heutigen Zeitpunkt bei einer dreidimensionalen Modellierung der Faserverbundschichten in kommerziellen Codes noch nicht möglich ist.

3.5.5.3 Auswirkungen auf die vorliegende Arbeit

Mit den bisherigen Ausführungen konnte nachgewiesen werden, dass es vorteilhaft ist, das nichtlineare Materialverhalten von Faserverbunden in einer Bolzenverbindung zu berücksichtigen, wenn diese nicht überdimensioniert sein soll.

Zum jetzigen Zeitpunkt ergeben sich zum einen Schwierigkeiten, das genaue Materialverhalten nach dem Zwischenfaserbruch bestimmen zu können, da es abhängig von der Einbettung in einen Mehrschichtverbund ist. Es liegen noch keine allgemein gültigen Erkenntnisse vor, wie sich Degradationen in verschiedenen Faserverbundmaterialien ausbilden. An dieser Stelle sind noch Grundlagenforschungen nötig.

Zum anderen ist es zwar möglich, Degradationen in den Materialformulierungen kommerzieller FE-Codes zu berücksichtigen, allerdings stoßen die Codes dann an ihre Grenzen. Die Rechnungen brechen ohne Konvergenz ab.

Aus Gründen relativ hoher Sicherheitsfaktoren für die Auslegung und aus obigen Gründen wird der Faserverbund in der vorliegenden Arbeit mit der gültigen linear elastischen Materialformulierung berücksichtigt. Damit ergeben sich ungenaue Ergebnisse im Bereich des Lochrands, in dem die Spannungsspitzen vorliegen. Dieser Bereich kann für die Bewertung der Tragfähigkeit daher nicht herangezogen werden.

4 Gültigkeit der Ergebnisse des numerischen Modells

Für die Genauigkeit der numerischen Ergebnisse ist die Gültigkeit des FE-Modells ein entscheidender Aspekt, der im Folgenden diskutiert wird. Vereinfachend werden als Basis für die FE-Rechnungen die Materialkennwerte für Zugbeanspruchungen in allen Richtungen genutzt. Erst für ein FE-Modell mit gültigen Ergebnissen wird der beanspruchungsgerechte Input der Materialkennwerte in Kapitel 6 diskutiert.

4.1 Auswirkungen des zu erwartenden Temperaturfelds

Am Gehäuse des Boosters treten trotz der geringen Flugzeit aus dem Luftwiderstand und während der Zündung hohe Wärmeströme auf. Besonders betroffen sind nach außen stehende Anbauteile. Temperaturrechnungen an Wandaufbauten, wie sie im CFK-Booster erwartet werden, haben gezeigt, dass die zu erwartenden Wärmeströme bereits an der ungestörten Außenwand sehr hohe Temperaturen im Faserverbund von bis zu 210°C bewirken. Durch die geringe Wärmeleitfähigkeit des CFKs bleiben diese Temperaturen hauptsächlich an der Oberfläche. Für jede normale Matrix auf Epoxidbasis liegt diese Temperatur über der Glasübergangstemperatur. Sie wird weich und beginnt zu fließen. Damit wird die Stützwirkung reduziert bzw. aufgehoben und die Druckfestigkeit des Faserverbunds tendiert gegen Null. Dieses kann im Bereich der Bolzenverbindung nicht zugelassen werden. Daher muss eine Isolation der Außenwand des Gehäuses vorgesehen werden. An der Innenseite des Gehäuses ist in den aktuellen Boostergehäusen wegen der hohen Temperaturen durch die Verbrennung des Treibsatzes bereits eine Isolation eingebracht.

Es ist also in der vorliegenden Arbeit zulässig, die FE-Rechnungen für Raumtemperatur vorzunehmen.

4.2 Gültigkeit der Ergebnisse am Lochrand

Bei bisher vorgenommenen Abgleichen von FE-Rechnungen mit Versuchen wurden die Dehnungen an den Außenseiten des Faserverbunds mit Dehnungsmessstreifen (DMS) im Abstand vom Lochrand gemessen [1] und mit numerischen Ergebnissen verglichen. Die Beanspruchungsspitzen am Lochrand konnten aufgrund des Abstandes der Messstelle vom Lochrand nicht erfasst werden. Der Abstand zum Lochrand ist nötig, da die DMS aufgrund ihrer eigenen Größe nur im Abstand vom Lochrand positioniert werden können. Zudem besteht bei zu großen Verformungen des Loches die Gefahr einer frühen Ablösung der DMS.

Ein mögliches Messverfahren, um die Spannungsspitzen am Lochrand ermitteln zu können, stellt das so genannte „health monitoring“ [11] dar. Dabei werden faseroptische Sensoren mit in den Faserverbund integriert. Durch eine genaue, aber sehr aufwändige Platzierung der Sensoren am Lochrand, könnten mit ihrer Hilfe die Dehnungen dort ermittelt werden. Dieses Verfahren wird bisher primär bei Tanks angewandt, die im Wickelverfahren hergestellt werden. Dort lassen sich die Sensoren sehr einfach in den Faserverbund integrieren.

Solche Sensoren in Gelegeplatten einzubringen und direkt am Lochrand zu platzieren, ist mit einem hohen fertigungstechnischen Aufwand verbunden. Zudem besteht beim Bohren des Loches die Gefahr, dass die Sensoren beschädigt werden. Daher ist es auch weiterhin sinnvoll, die Spannungsergebnisse von FE-Rechnungen mit Ergebnissen aus analytischen Lösungen zu verifizieren. In der vorliegenden Arbeit werden deshalb für die Bewertung der Spannungen am belasteten Lochrand geeignete analytische Methoden untersucht.

In der Literatur werden immer wieder die bei der FE-Rechnung am Lochrand erhaltenen Ergebnisse als ungenau dargestellt, da Spannungsspitzen aufgrund der Diskretisierung und Auswahl des Elementtyps nicht vollständig wiedergegeben werden können. Genauere Untersuchungen am unbelasteten Lochrand werden von Soutis in [22] im Hinblick auf die interlaminaren Spannungen an einem runden Loch diskutiert. Um im Vergleich zur analytischen Lösung eine sehr gute Übereinstimmung der Spannungsverläufe erreichen zu können, wird die Schichtgrenze mit einer Elementfeinheit in Dickenrichtung und in radialer Richtung von 0.0025 mm idealisiert.

Dieses gilt im Hinblick darauf, dass sich die interlaminaren Spannungen am freien Lochrand aufgrund der Materialunterschiede ausbilden und daher in radialer Richtung sehr schnell abklingen. Ein so schnelles Abklingverhalten ist für das belastet Loch nicht zu erwarten. Die Spannungsspitzen werden durch die aufgebrachten Kräfte dominiert. Daher ist eine solch feine Idealisierung nicht sinnvoll. Auch aufgrund der Größe des betrachteten Bereiches einer gesamten Bolzenverbindung lässt sich eine solche Idealisierung aus Rechenzeitgründen nicht durchsetzen.

Bei FE-Rechnungen mit einem belasteten Lochrand z.B. in [49] und [43] wird die Elementgröße so gewählt, dass die Elemente am Lochrand Seitenverhältnisse von rund 1 zu 1 bei einer gröberen Winkelteilung als in der vorliegenden Arbeit besitzen.

4.2.1 Spannungskonzentration am Lochrand

Um die Spannungskonzentration am Lochrand eines belasteten Loches abbilden zu können, muss mit diesem FE-Modell auch die Spannungsspitze eines unbelasteten Lochrands dargestellt werden können. Auch an einem belasteten Loch bilden sich durch die Verformung unbelastete Bereiche aus. Zum numerischen Nachweis der Spannungsspitze wird das später verwendete numerische Modell auf eine gelochte Platte mit gleicher FE-Elementierung reduziert. Statt die Kräfte über den Bolzen in den Faserverbund einzuleiten, wird eine Zuglast direkt auf das freie Ende des Faserverbunds aufgebracht. Das andere Ende wird wie bisher festgehalten. Im Restquerschnitt muss sich am Lochrand eine Spannungsspitze ergeben. Durch einen Vergleich des berechneten Spannungsverlaufs mit dem entsprechenden Spannungsverlauf, der mit der Theorie für anisotrope Materialen nach Kroll [21] für den Restquerschnitt ermittelt worden ist, kann das FE-Modell an dieser Stelle verifiziert werden.

Im vorliegenden Fall wird die Verifikation für eine reine UD-Schichtung in Belastungsrichtung vorgenommen. Die Materialkennwerte stammen aus Abschnitt 3.5.3. Der

Kerbspannungsverlauf im Restquerschnitt (Abb. 4.2.1) wird nach [21] durch folgende Gleichung angenähert:

$$\sigma_y = \frac{\sigma_{NV}}{2} \cdot \left[2 + \left(\frac{r}{x}\right)^2 + 3 \cdot \left(\frac{r}{x}\right)^4 - \left(K_{tg}^{\infty} - 3\right) \cdot \left(5 \cdot \left(\frac{r}{x}\right)^6 - 7 \cdot \left(\frac{r}{x}\right)^8 \right) \right] \tag{4.1}$$

darin enthalten ist die Spannungsformzahl K_{tg}^{∞}:

$$K_{tg}^{\infty} = 1 + \sqrt{2 \cdot \left[\sqrt{\frac{E_y}{E_x}} - \nu_{yx} \right] + \frac{E_y}{G_{xy}}} \tag{4.2}$$

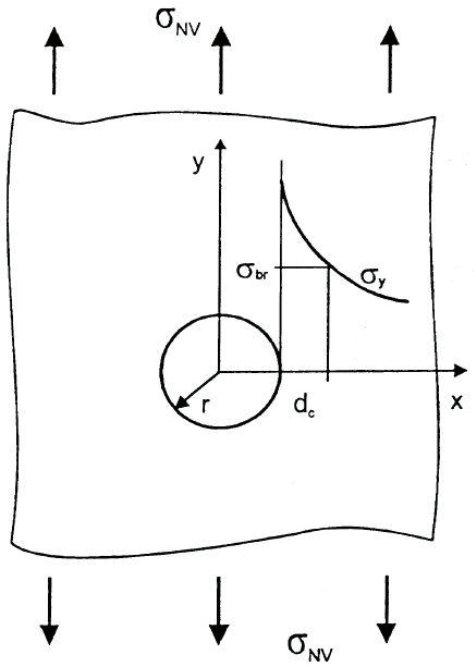


Abb. 4.2.1: Kerbspannungsverlauf im Restquerschnitt einer gelochten Platte [21]

Für die im vorliegenden FE-Modell der Bolzenverbindung realisierte Netzfeinheit bei isoparametrischen 8 Knoten-Hexa-Elementen in radialer Richtung (Abb. 3.4.7) ergibt sich der folgende Kerbspannungsverlauf.

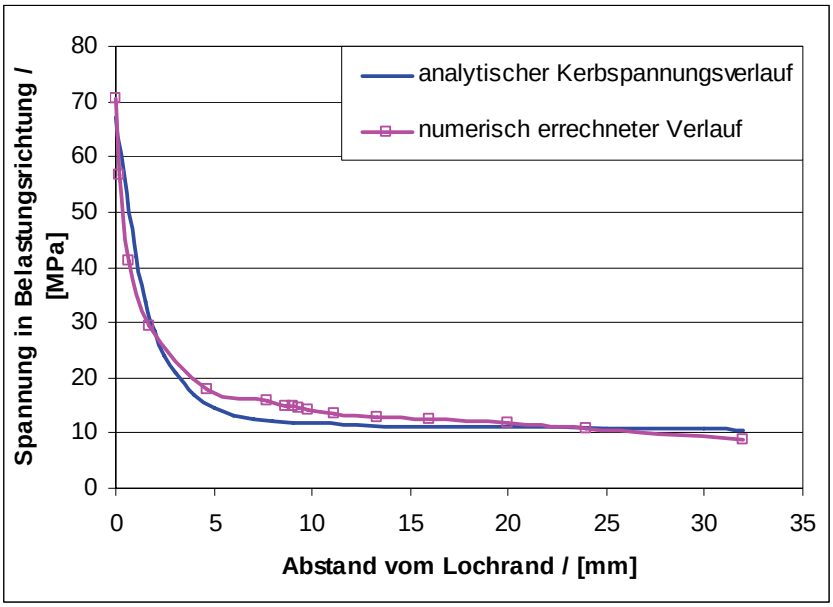


Abb. 4.2.2: Verifikation der radialen Netzfeinheit des FE-Netzes durch den dazugehörigen analytischen Spannungsverlauf im Restquerschnitt nach [21]

Abb. 4.2.2 zeigt, dass mit der realisierten radialen Netzfeinheit und dem gewählten Elementtyp die Spannungsspitze am Lochrand einer gelochten Platte unter Zugbelastung sehr gut wiedergegeben werden kann.

4.2.2 Linear-elastische, ebene, analytische Spannungsberechnung belasteter Löcher

Eine weitere Möglichkeit die FE-Ergebnisse an einem belasteten Lochrand zu verifizieren, stellt der Vergleich der FE-Ergebnisse mit der analytischen Lösung von Pradhan [8] und Zhang [50] dar. Die Anwendung dieser Ansätze hat eine sehr gute Übereinstimmung zwischen numerischen Ergebnissen, Testergebnissen und analytischer Lösung gezeigt.

4.2.2.1 Ebene Spannungsbetrachtung nach der Theorie von Zhang

Zhang baut seine Betrachtung [10] auf den Ergebnissen von de Jong [9] auf. Die Auslegung basiert auf einer unendlichen, ebenen und dünnen Platte, die an einem freien Ende ein „Halbloch“ besitzt (Abb. 4.2.3). Über dieses Halbloch überträgt ein Bolzen Druckkräfte auf eine unendliche Platte. Mit den analytisch bestimmbaren Verschiebungen und Spannungen am freien Rand an den ausgewählten Punkten 1 und 2 in Abb. 4.2.3 werden allgemeine Lösungen für die ebenen verschmierten Faserverbundspannungen am Lochrand im radialen Koordinatensystem angegeben. Die radiale Spannungsgleichung (Gl. (4.4)) führt bei einer Reduktion auf einen isotropen Werkstoff zu der bekannten Kosinusformel [5] der Spannungsverteilung von belasteten Lochrändern.

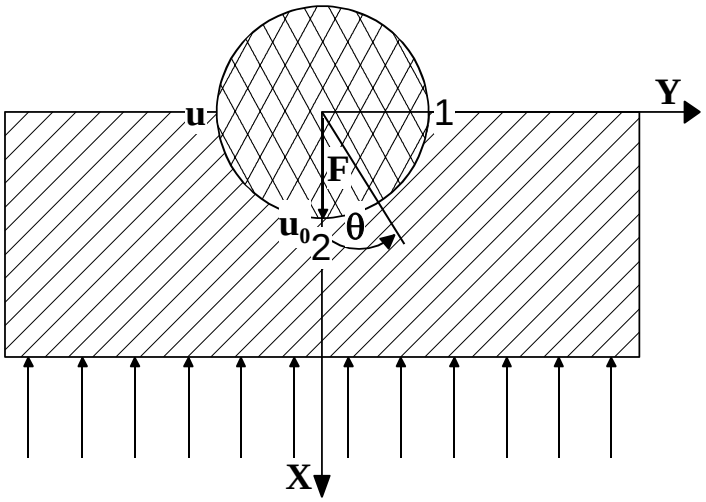


Abb. 4.2.3: Modell der analytischen Lösung nach Zhang für ein druckbelastetes Halbloch

Für orthotrope Materialien werden aufgrund des schubfreien Lochrands am Punkt 1 und Punkt 2 die beiden Parameter c und u_0 ermittelt [10].

$$c := -\frac{10\cdot\left(k-\nu_{12}+n\cdot k+2\cdot n\right)-11\cdot n\cdot(1-k)}{10\cdot\left(k-\nu_{12}+n\cdot k+2\cdot n\right)-n\cdot(1-k)},$$

$$u_0 := \frac{g\cdot F}{4\pi}\cdot\frac{\left[10\cdot\left(k-\nu_{12}+n\cdot k+2\cdot n\right)-11\cdot n\cdot(1-k)\right]}{5n^2\cdot k\cdot(1-k)+\left[5\left(k-\nu_{12}+n\cdot k+2n\right)-3n\cdot(1-k)\right]\cdot\left(k-\nu_{12}+n\cdot k\right)}\Bigg| \quad (4.3)$$

Diese Parameter werden für die Lösung der Spannungsgleichungen benötigt. Die Spannung σ_r des Faserverbunds in radialer Richtung und die Schubspannung $\tau_{r\theta}$ werden mit den folgenden Gleichungen berechnet:

$$\begin{aligned}\sigma_r(\theta,u_0,c) := {} & \frac{(c+1)}{c\cdot g\cdot r}\cdot u_0\cdot n\cdot(1-k)\cdot\cos(5\cdot\theta)\ \ldots\\ & +\left[\frac{u_0}{c\cdot g\cdot r}\cdot\left[(c+1)\cdot\left(3\cdot\nu_{12}-3\cdot k-k\cdot n\right)+\frac{c-1}{2}\cdot n\cdot(1-k)\right]\cdot\cos(3\cdot\theta)\right]\ \ldots\\ & +(-1)\left[\frac{F}{\pi\cdot r}+\frac{(c-1)\cdot u_0}{2\cdot c\cdot g\cdot r}\cdot\left(2\cdot k-2\cdot\nu_{12}+n\cdot k+n\right)+\frac{(c+1)\cdot u_0}{c\cdot g\cdot r}\cdot\left(k-\nu_{12}+n\right)\right]\cdot\cos(\theta),\end{aligned} \quad (4.4)$$

$$\begin{aligned}\tau_{r\theta}(\theta,u_0,c) := {} & \frac{-(c+1)\cdot u_0}{c\cdot g\cdot r}\cdot n\cdot(1-k)\cdot\sin(5\cdot\theta)\ \ldots\\ & +\frac{-u_0}{c\cdot g\cdot r}\cdot\left[(c+1)\cdot\left(k-\nu_{12}+n\cdot k+2\cdot n\right)+\frac{c-1}{2}\cdot n\cdot(1-k)\right]\cdot\sin(3\cdot\theta)\ \ldots\\ & +\left[\frac{F}{\pi\cdot r}-\frac{(c-1)\cdot u_0}{2\cdot c\cdot g\cdot r}\cdot\left(2\cdot k-2\cdot\nu_{12}+n\cdot k+n\right)-\frac{(c+1)\cdot u_0}{c\cdot g\cdot r}\cdot\left(k-\nu_{12}+n\right)\right]\cdot\sin(\theta),\end{aligned} \quad (4.5)$$

wobei sich die Parameter g, n und k aus den Materialkennwerten ermitteln lassen.

$$g := \frac{\left(1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21}\right)}{E_2} + \frac{k}{G},$$

$$n := \sqrt{2\left(k - \nu_{12}\right) + \frac{E_1}{G}}, \tag{4.6}$$

$$k := \sqrt{\frac{E_1}{E_2}}.$$

Die Spannung in Umfangsrichtung σ_θ wird in Abhängigkeit von der Lochform berechnet: ein vollständiges Loch mit allen fünf Teilspannungen oder ein Halbloch mit den ersten vier Teilspannungen der Gleichung (4.7). Exemplarisch wird nur die Gleichung für die Teilspannung $\sigma_{\theta 1}$ angegeben, alle weiteren sind in [10] zu finden:

$$\sigma_\theta\left(\theta, u_0, c\right) := \sigma_{\theta 1}(\theta) + \sigma_{\theta 2}\left(\theta, u_0, c\right) + \sigma_{\theta 3}\left(\theta, u_0, c\right) + \sigma_{\theta 4}\left(\theta, u_0, c\right) + \sigma_{\theta 5}\left(\theta, u_0, c\right), \tag{4.7}$$

$$\sigma_{\theta 1}(\theta) := \frac{E_\theta(\theta)}{E_1} \cdot \frac{F}{\pi \cdot r} \cdot \left[\begin{array}{l} -\nu_{12} \cdot \left(\cos(\theta)\right)^4 - \left[\left(k^2 - 1 + 2 \cdot \nu_{12}\right) \cdot \left(\cos(\theta)\right)^2 \cdot \left(\sin(\theta)\right)^2\right] \ldots \\ + \left(2 + 2 \cdot k - \nu_{12} - n^2\right) \cdot \left(\sin(\theta)\right)^4 \end{array}\right] \cdot \cos(\theta). \tag{4.8}$$

In Gleichung (4.7) wird die Steifigkeit in der tangentialen Richtung um das Loch durch

$$E_\theta(\theta) := \frac{1}{\frac{\left(\sin(\theta)\right)^4}{E_1} + \left(\frac{1}{G} - \frac{2 \cdot \nu_{12}}{E_1}\right)\left(\sin(\theta)\right)^2 \cdot \left(\cos(\theta)\right)^2 + \frac{\left(\cos(\theta)\right)^4}{E_2}} \tag{4.9}$$

nach Lekhnitskii [51] berücksichtigt.

4.2.2.2 Verifikation von FE-Ergebnissen mit der analytischen Lösung

Die Verifikation der FE-Ergebnisse mit der analytischen Lösung nach Zhang wird an einem einfachen FE-Modell vorgenommen (Abb. 4.2.3). Besonderes Augenmerk liegt dabei auf den angeführten Einflussfaktoren, wie der Zug- oder Druckbelastung eines Loches und in wieweit die Spannungen nur für ein Halb- oder ein Vollloch gelten. Bei dem FE-Modell handelt es sich um eine ebene Platte, bei der der steife Bolzen durch einen MPC idealisiert wird und über GAP-Elemente mit dem Lochrand verbunden ist. Die Materialkennwerte werden aus dem Bericht von Zhang [10] übernommen. Die Elementierung beträgt für das grobe Netz in Umfangsrichtung um das Loch 7.5° (Abb. 4.2.4) und wird anschließend für das feine Netz auf 3.75° verfeinert. In radialer Richtung wird die Elementlänge des groben Netzes auf 2.67 mm festgelegt. Diese wird beim feinen Netz auf 1.3 mm halbiert (Abb. 4.2.5). Wie in der Veröffentlichung werden Faserverbunde aus reinen 0°-, 90°-UD- und ±45°-Schichten bezogen auf die Belastungsrichtung berechnet. Zur Berechnung der Umfangsspannungen um das gesamte Loch und der Möglichkeit, Kräfte wie in den meisten Bolzenverbindungen auch über den Restquerschnitt übertragen zu können, werden die beiden FE-Modelle in einem weiteren Schritt auf ein Vollloch mit gleicher Elementierung erweitert.

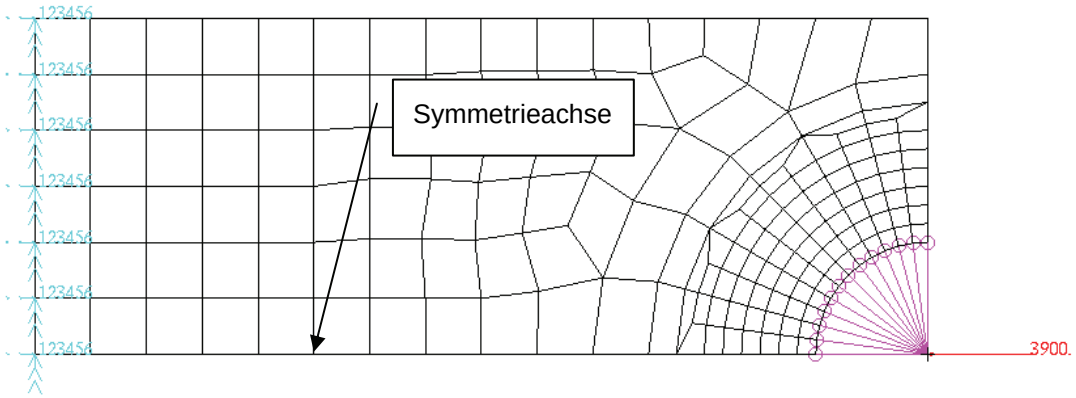


Abb. 4.2.4: Grobes FE-Modell für die analytische Lösung nach Zhang „Halbmodell“

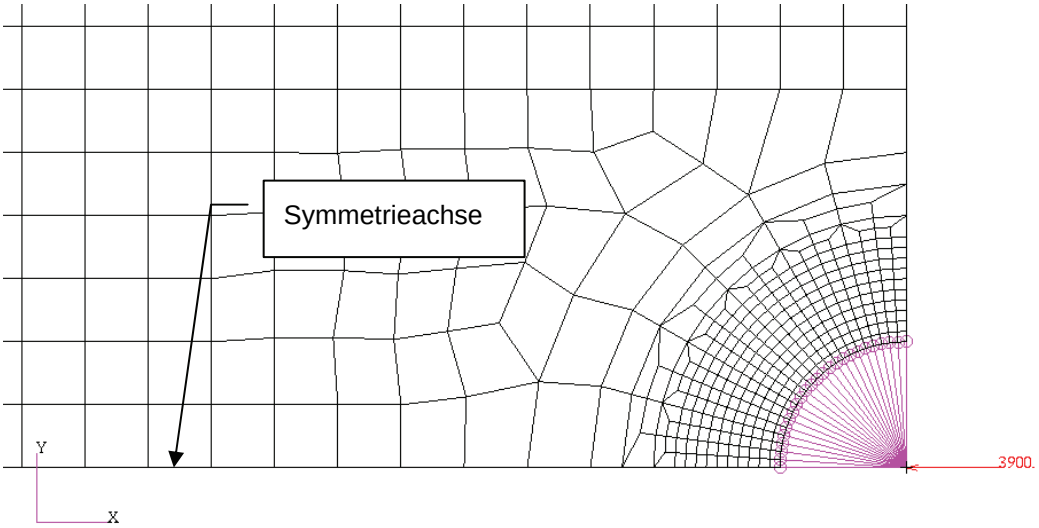


Abb. 4.2.5: Ausschnitt des feinen FE-Modells für die analytische Lösung nach Zhang „Halbmodell“

Die normierte radiale Spannung σ_r am Lochrand (Abb. 4.2.6) erreicht sowohl für das grobe Netz, als auch für das feine Netz sehr ähnliche Werte, die sehr gut mit den Ergebnissen aus der analytischen Gleichung Gl. (4.4) übereinstimmen.

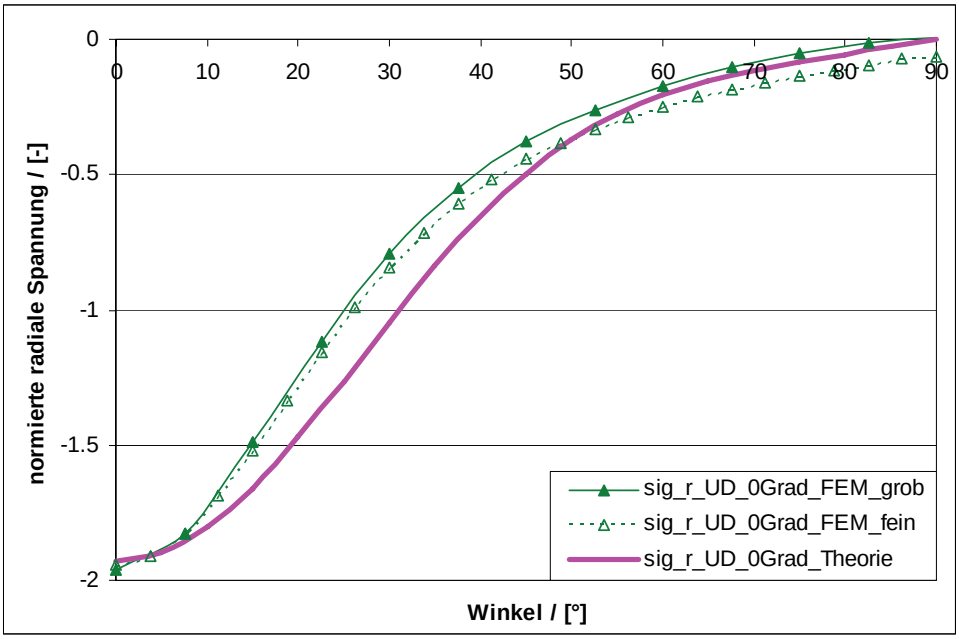


Abb. 4.2.6: Normierte radiale Spannungen σ_r der 2D FEM 0° UD-Rechnung für das „Halbloch“ und der analytischen Lösung nach Zhang

In dem analytischen Ansatz wird in der radialen Spannung kein Unterschied gemacht, ob eine Überleitung der Kräfte durch den Restquerschnitt der Verbindung vorliegt oder nicht. Dieses ergibt sich, da zum einen keine Verformung des Modells berücksichtigt wird und zum anderen der Kontaktwinkel mit 90° konstant gehalten wird. Damit ergibt sich die Spannungsverteilung unabhängig von einer möglichen Kraftüberleitung. Im Restquerschnitt treten dadurch keine radialen Spannungen mehr auf.

Bei den vorliegenden FE-Rechnungen des **Volllochs** - mit Berücksichtigung der Kraftüberleitung über den Restquerschnitt - ergeben sich geringfügige Abweichungen zu den bisher ermittelten Ergebnissen. Dieses liegt vor allem an der Lochverformung. Es ergibt sich eine Beanspruchung in radialer Richtung im Restquerschnitt. Zusätzlich macht sich ein Einfluss der Elementierung (Abb. 4.2.7) bemerkbar. Je feiner elementiert wird, desto geringer sind die Abweichungen der radialen Spannungen σ_r zwischen FE-Rechnung und der analytischen Lösung. Es bleibt bei einer sehr guten Übereinstimmung zwischen den Ergebnissen aus den FE-Rechnungen und der analytischen Berechnung.

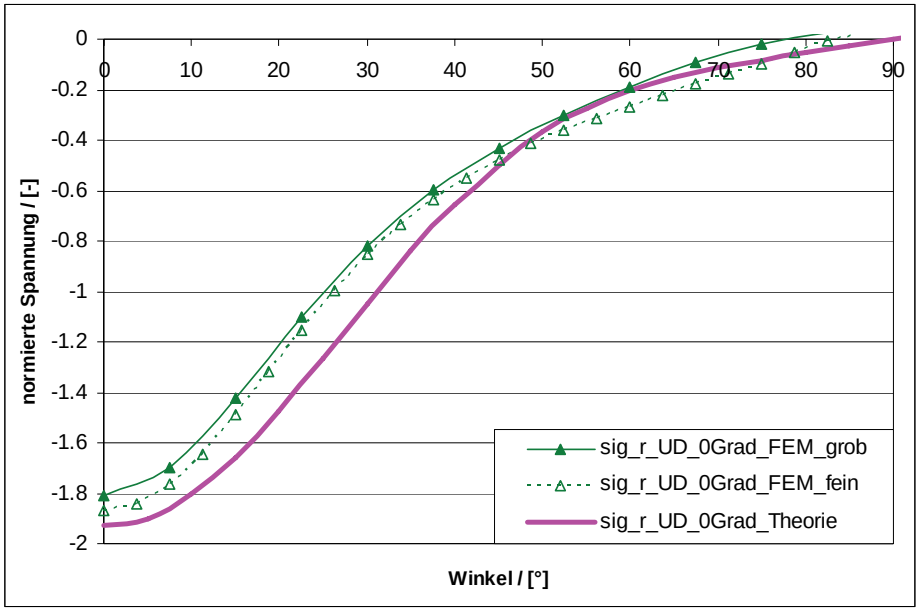


Abb. 4.2.7: Normierte radiale Spannungen σ_r der 2D-FEM 0°-UD-Rechnung und der analytischen Lösung nach Zhang für das Vollloch unter Zugbelastung

Bei der Spannung in **Umfangsrichtung** σ_θ ergeben sich für das Halbmodell ohne Kraftüberleitung über den Restquerschnitt abschnittsweise sehr gute Übereinstimmungen zwischen den Ergebnissen der FE-Rechnungen (Abb. 4.2.8). Die Vergleichbarkeit mit der Theorie ist nur für den Bereich des Scheitels gegeben. Im Verlauf in Richtung des Winkels von 90°, der den Restquerschnitt darstellt, ergeben sich deutliche Abweichungen. Physikalisch müssen die Spannungen abnehmen, da der Rand mit größer werdendem Winkel geringer belastet wird. Die analytische Lösung bildet bereits mit der Berücksichtigung von vier Teilspannungen teilweise den Anstieg der Spannungen ab, der sich einstellt, wenn Lasten über den Restquerschnitt geleitet werden.

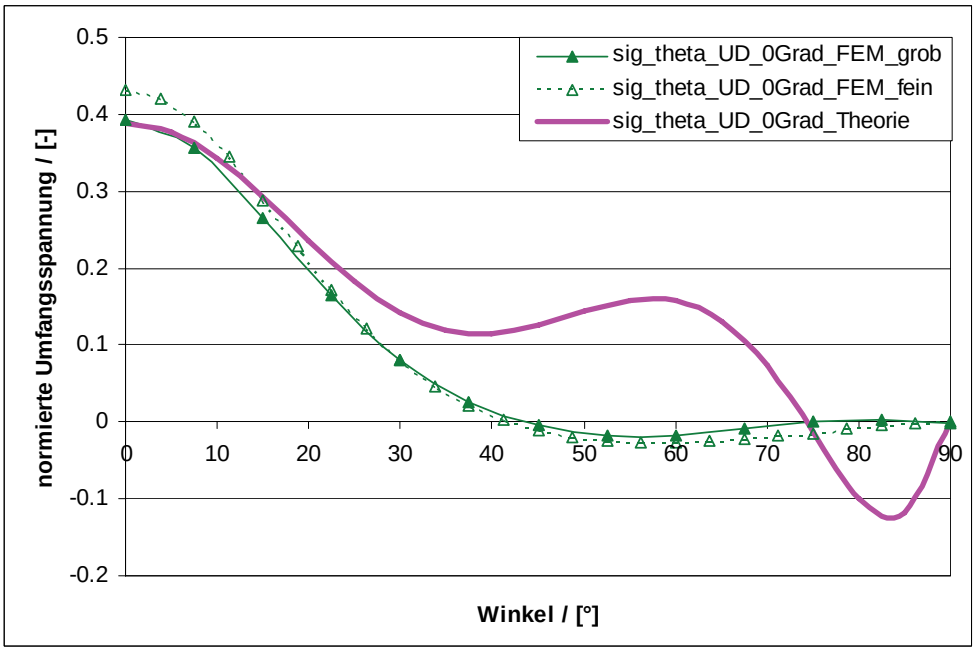


Abb. 4.2.8: Normierte Umfangsspannungen σ_θ der 2D-FEM 0°-UD-Rechnung und der analytischen Lösung nach Zhang für das „Halbloch“

Die Erweiterung des Vergleichs auf eine vollständige Bolzenverbindung mit Kraftübertrag zeigt im Restquerschnitt einen deutlichen Anstieg der Umfangsspannungen (Abb. 4.2.9). Abhängig von der Feinheit des Netzes in radialer Richtung reduziert sich die Abweichung zwischen Theorie und FE-Ergebnissen. Eine Abweichung der FE-Ergebnisse untereinander ist nur im Bereich des Restquerschnitts vorhanden. Die Elementlänge von 1.3 mm in radialer Richtung ist allerdings noch nicht ausreichend, um die Spannungsspitze am Lochrand des Restquerschnitts vollständig abzubilden. Wie sich in Abschnitt 4.2.1 gezeigt hat, wird dafür eine radiale Netzfeinheit von 0.2 mm benötigt.

Im Druckbereich des Bolzens (bis ca. 45°) ergeben sich nahezu keine Abweichungen zwischen Theorie und FE-Ergebnissen. Im unbelasteten Teil des Loches (ab einem Winkel von 90°) reduzieren sich die Umfangsspannungen kontinuierlich bis auf Null. Die Druckspannung, die sich dort in der Theorie ergibt, macht physikalisch wenig Sinn. Als Spannungszustand stellt sich dort physikalisch nur eine sehr geringe Beanspruchung in Umfangsrichtung ein, die aus der Ovalisierung des Lochrands resultiert. Eine Vergleichbarkeit ist daher in diesem Bereich nicht mehr gegeben.

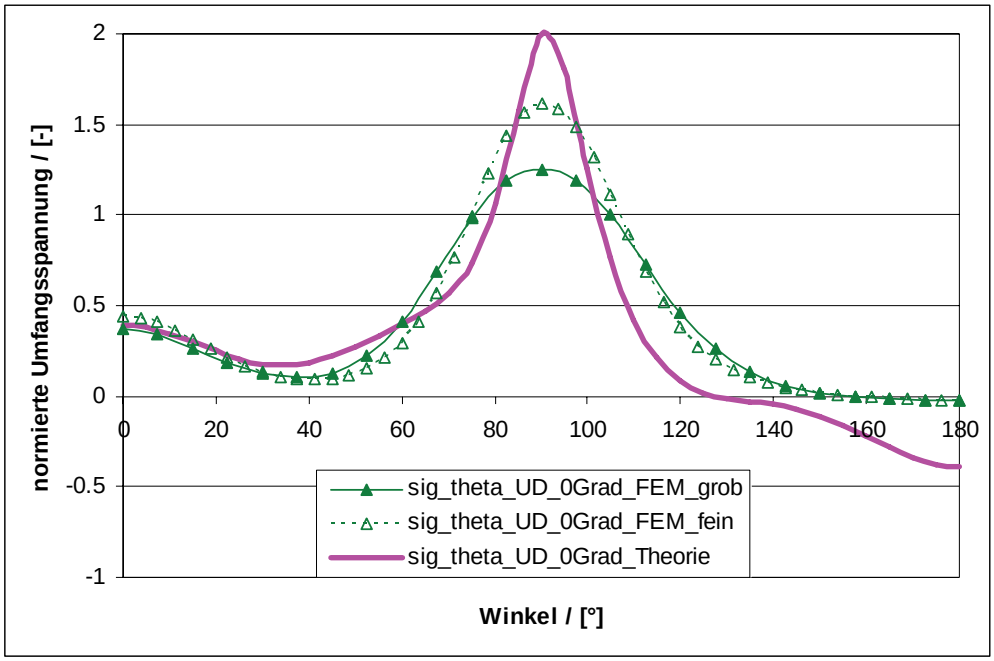


Abb. 4.2.9: Normierte Umfangsspannungen σ_θ der 2D-FEM 0°-UD-Rechnung und der analytischen Lösung nach Zhang für das Vollloch

Bei der Schubspannung (Abb. 4.2.10) sind die Unterschiede zwischen FE-Ergebnissen und analytischer Lösung groß. Die Spannungscharakteristik ist vergleichbar, allerdings kommt es nicht zu der gleichmäßigen Spannungsverteilung wie bei der analytischen Lösung. Im Gegensatz zur bisher mit steigender Netzfeinheit erfahrenen höheren Genauigkeit werden die Unterschiede bei den Schubspannungen mit geringerer radialer Elementlänge größer.

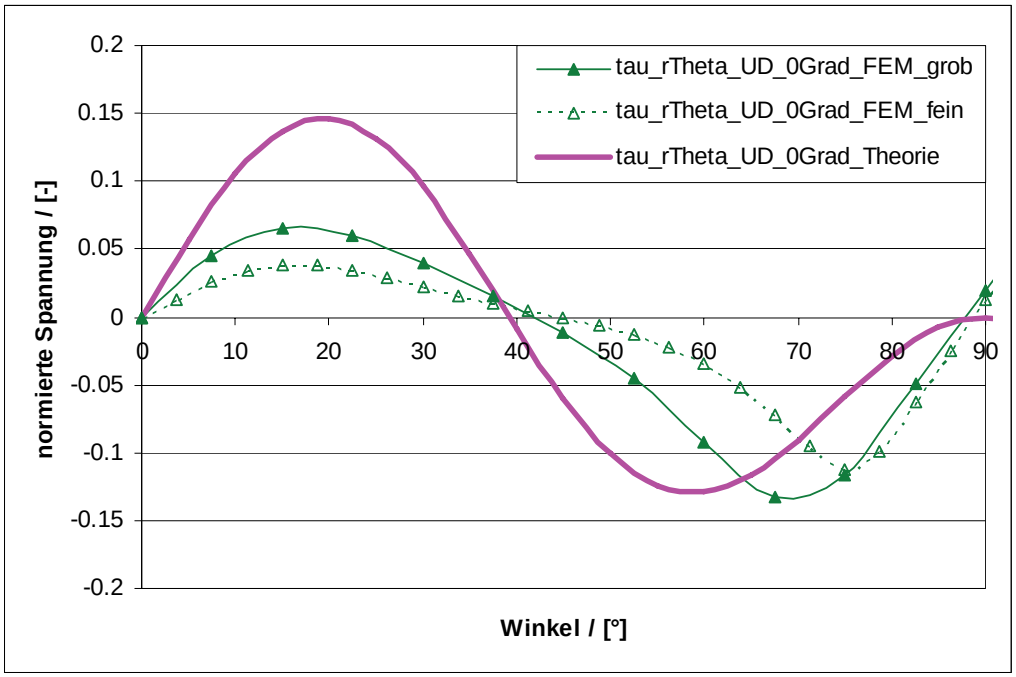


Abb. 4.2.10: Normierte Schubspannungen τ der 2D-FEM 0°-UD-Rechnung und der analytischen Lösung nach Zhang

Das gezeigte Verhalten wiederholt sich für die weiteren durchgeführten Rechnungen mit Faserverbunden mit ±45°- bzw. 90°-Schichten (Abb. A.1.1 bis Abb. A.1.5).

Insgesamt zeigt sich, dass Unterschiede zwischen den FE-Ergebnissen und der analytischen Lösung vorhanden sind. Im Bereich des Scheitels stimmen die Ergebnisse der radialen Spannungen und der Umfangsspannungen sehr gut mit den Ergebnissen der Theorie überein. Eine Abhängigkeit von der Feinheit des Netzes in Umfangsrichtung und in radialer Richtung ist dort nahezu nicht vorhanden.

Werden bei einer Bolzenverbindung die übertragenen Kräfte nicht über den Restquerschnitt geleitet -„Halbmodell“ mit Druckbelastung-, so kann mit der Theorie der Spannungsverlauf in Umfangsrichtung nicht richtig abgebildet werden. Es existiert in der analytischen Lösung bereits ein Spannungsanstieg, der nur bei einer Kraftüberleitung vorhanden ist. Werden die Kräfte, wie bei einer Bolzenverbindung über den Restquerschnitt geleitet, ergibt sich dort eine Spannungsspitze. Um diese vollständig wiedergeben zu können, spielt die Netzfeinheit in radialer Richtung eine große Rolle. Je feiner das Netz ist, desto besser wird diese wiedergegeben.

Der Vergleich zwischen FE-Rechnungen und analytischer Lösung kann zur Verifizierung der Feinheit des FE-Netzes am Lochrand genutzt werden. Stimmen die Spannungsverläufe am Lochrand der FE-Rechnungen gut mit den entsprechenden analytischen Lösungen überein, kann mit dem FE-Modell die Realität sehr gut abgebildet werden.

4.2.2.3 Übertrag der ebenen analytischen Lösung auf ein 3D-FE-Modell einer Bolzenverbindung

Auf Basis der bisherigen Erkenntnisse wird die analytische Lösung nach Zhang auf die Ergebnisse der FE-Rechnungen der Bolzenverbindung angewandt. Dazu wird das FE-Modell

genutzt, das in Abschnitt 3.4 detailliert beschrieben ist. Zur besseren Darstellung der Spannungsspitzen im Restquerschnitt wird die radiale Elementierung im Vergleich zu oben noch deutlich verfeinert (Abschnitt 3.4.1.2). Die Dicke der Faserverbundschichten wird mit zwei Elementen dargestellt. Es können für diesen Vergleich nur linear elastische Materialverläufe genutzt werden, da die analytischen Lösungen nur für diese Gültigkeit besitzen.

Um die Übertragbarkeit von der bisherigen zweidimensionalen Betrachtungsweise auf ein dreidimensionales FE-Modell zu gewährleisten, muss die Normierung der Spannungen angepasst werden. Diese wird genutzt, um bei linearer Betrachtungsweise für alle Belastungsstufen die gleichen Verläufe der Spannungen zu erhalten. Da im zweidimensionalen FE-Modell die aufgebrachte Kraft auch über alle vorhandenen Knoten am Lochrand aufgenommen wird, ergibt sich die direkte Vergleichbarkeit mit der analytischen Lösung. Im dreidimensionalen FE-Modell mit einer schichtweisen Elementmodellierung resultiert eine über der Höhe unterschiedliche Kraftverteilung, die zum einen von der Faserorientierung der Schicht, zum anderen von der globalen Verformung des Bolzens abhängt. Daher kann für die Normierung nicht die globale Kraft genutzt werden, sondern es müssen die lokal in jeder Elementschicht übertragenen Kräfte ermittelt werden und mit diesen die dort wirkenden bezogenen Spannungen berechnet werden. Erst dann ist eine Vergleichbarkeit der Spannungen am Lochrand der dreidimensionalen FE-Rechnungen mit der analytischen Lösung möglich.

Dazu wird die in Umfangsrichtung um das Loch von den GAP-Elementen übertragene Kraft aufsummiert und mit der Fläche, auf die diese wirkt, in die lokale Lochleibungsspannung (Abb. 4.2.11) umgerechnet. Mit dieser lokalen Größe werden die bezogenen Spannungen am Lochrand zum Vergleich für jede Knotenreihe des dreidimensionalen FE-Modells berechnet und der Vergleich mit der analytischen Lösung nach Zhang durchgeführt.

Innerhalb der Schichten kommt es zu Schwankungen der Lochleibungsspannungen. Zum einen basiert dieses auf den unterschiedlichen Steifigkeiten, die an den Knotenreihen anliegen, zum anderen von der globalen Biegung des Bolzens, die lokal durch die unterschiedlichen Steifigkeiten beeinflusst wird.

Die Biegung des Bolzens bildet sich im Verlauf der übertragenen Kräfte deutlich ab. An den Außenseiten des Faserverbunds werden größere Kräfte übertragen, als in der Mitte. Dazu spiegelt sich die Kippung ebenfalls wieder. An der Unterseite (Schicht 1) des Faserverbunds werden an 0°-Schichten höhere Kräfte übertragen, als an der Oberseite (Schicht 36).

Innerhalb des Faserverbunds werden an den Knoten, die an 0°-Schichten (z.B. Schicht 1) liegen, die höchsten Kräfte übertragen. Mit steigender Weichheit in Belastungsrichtung sinkt die übertragene Kraft, so dass an den Knotenreihen, die beidseitig von einer 90°-Schicht umgeben sind, die geringsten Kräfte übertragen werden (z.B. zwischen Schicht 4 und 5).

An dieser Abbildung wird deutlich, wie wichtig eine realistische Idealisierung der Krafteinleitung ist, um das reale Beanspruchungsniveau in jeder Schicht zu erhalten. Annahmen einer Dreiecksverteilung, eines starren Bolzens oder einer linearen Änderung der

Lochleibungsspannung über der Lochhöhe sind nur bedingt gültig, bzw. treten überlagert auf. Durch die Biegung des Bolzens verliert z.B. die Annahme einer linearen Kraftverteilung über der Höhe ihre Gültigkeit. Die Annahme einer Dreiecksverteilung in Abhängigkeit der Steifigkeit ist zwar zu erkennen, die Größe ist aber abhängig von der lokalen Belastung. Daher muss die Krafteinleitung bei einer schichtweisen Elementierung der Faserverbundschichten vollständig idealisiert werden.

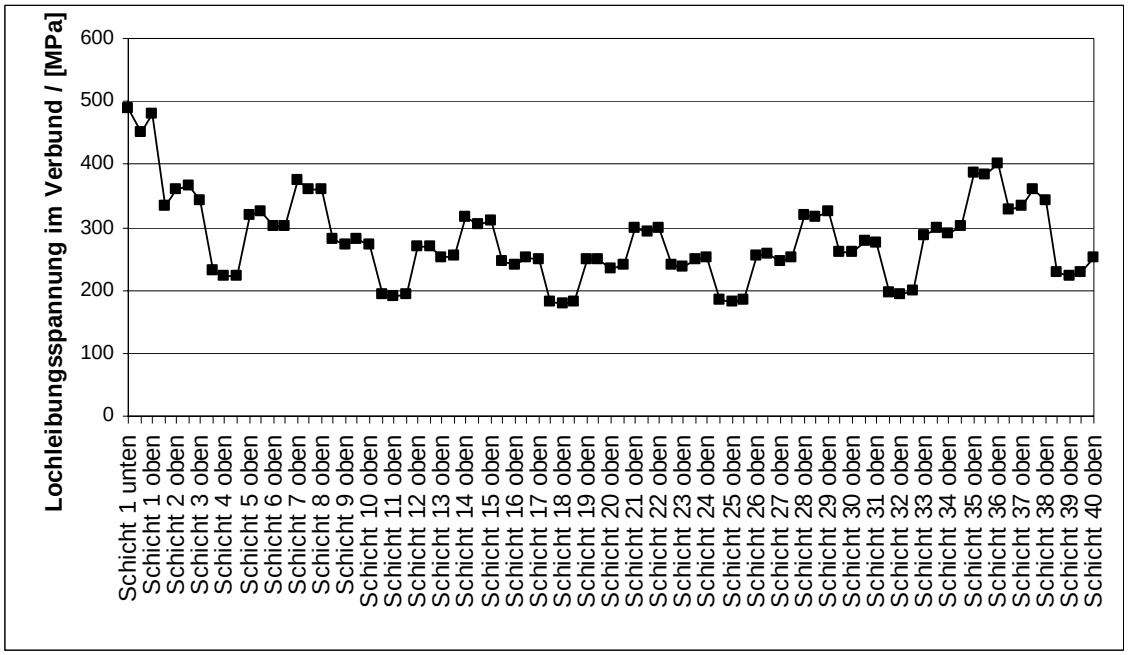


Abb. 4.2.11: Lochleibungsspannungen am Lochrand im Faserverbund; Lastfall LC 65

Mit diesen so ermittelten Lochleibungsspannungen können aus der FE-Rechnung die bezogenen Spannungen ermittelt werden. Dieses wird im Folgenden für die einzelnen Schichten durchgeführt und die Unterschiede der numerischen Spannungsverteilung zur analytischen Lösung nach Zhang werden diskutiert.

0°-Schichten

Die unterste 0°-Schicht (Nr. 1) besitzt an der Unterseite einen freien Rand. An der Oberseite ist sie von einer ±45°-Schicht eingefasst (Abb. 4.2.12). Alle weiteren 0°-Schichten sind beidseitig von ±45°-Schichten umgeben.

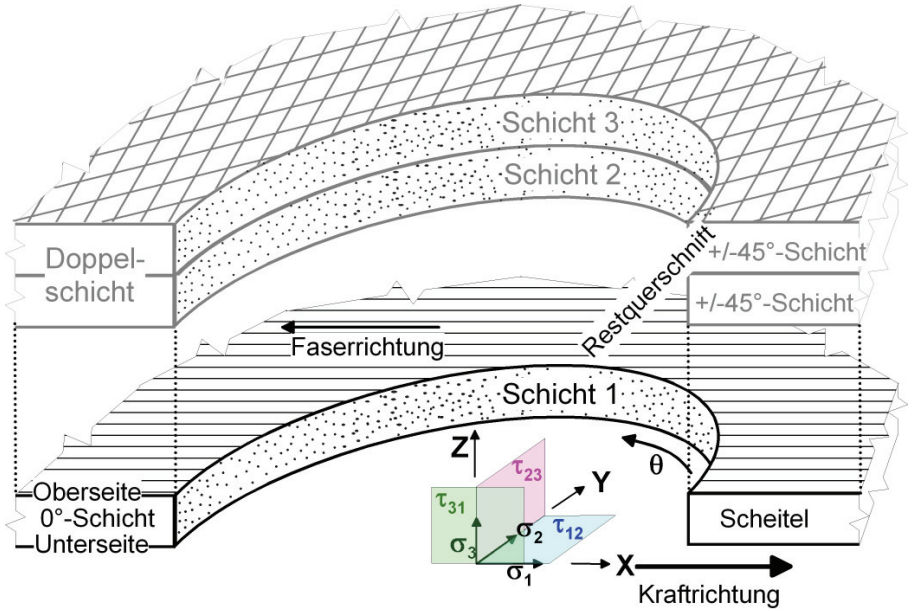


Abb. 4.2.12: Explosionsdarstellung der unteren drei Schichten des Faserverbunds; Ausschnitt um das Loch; 0°-Schicht und ±45°-Doppelschicht

Im Verlauf der bezogenen radialen Spannungen σ_r (Abb. 4.2.13) sind für die unterschiedlichen 0°-Schichten in der FE-Rechnung kaum Unterschiede vorhanden, solange diese beidseitig von ±45°-Schichten eingefasst sind. Im Scheitel unterscheiden sich die Spannungsverläufe etwas, da sich hier die Kraftkonzentration bemerkbar macht, die abhängig von dem Kippwinkel, der Biegung des Bolzens und der Lochverformung variiert.

Die Kurve an der Unterseite der Schicht 1 fällt aus dem allgemeinen Spannungszustand heraus. Diese ist durch die Verformung des Bolzens am höchsten belastet. Aufgrund der hohen Steifigkeit in Faserrichtung erfährt diese Schicht im Bereich des Scheitels eine hohe Beanspruchung. An der Unterseite ist eine Verformung aus der Ebene heraus in Dickenrichtung möglich, die nur behindert wird, wenn es zum Kontakt mit der metallischen Hülse oder der Probenaufnahme kommt. Zudem liegt dort eine geänderte lokale Steifigkeit an, da keine weitere Schicht anschließt. Daher stimmen die Werte im Scheitel an der Unterseite der Schicht 1 genau mit der analytischen Lösung überein. Im Verlauf ergeben sich allerdings größere Abweichungen, als sie im zweidimensionalen Vergleich (Abschnitt 4.2.2.2) vorhanden sind.

Unterschiede im Spannungsverlauf gibt es innerhalb der Schichten zwischen den in ±45°-Schichten eingebetteten Außenseiten und der Mitte der Schicht.

Im Vergleich zur analytischen Lösung, die auf der reinen 0°-Schicht basiert, zeigen die eingebetteten Knotenreihen im Scheitel eine gute Übereinstimmung, da die 0°-Schicht im Faserverbund dominiert. Aufgrund der höheren Steifigkeit als bei den ±45°-Schichten, werden im Scheitel in den 0°-Schichten höhere Beanspruchungen aufgenommen. Somit übersteigen

dort die Spannungsbeträge die analytisch berechneten Werte. Mit steigendem Einfluss der ±45°-Schicht in der Steifigkeit verringert sich die Übereinstimmung. Die Fasern der ±45°-Schicht nehmen im Winkelbereich von 45° die vorhandenen Kräfte auf und die 0°-Schichten werden dort entlastet. Dadurch entsteht die deutliche Abnahme der radialen Spannungen in der 0°-Schicht im Winkelbereich zwischen 30° und 70°. Existiert wie an der Unterseite der Schicht 1 kein Einfluss aus der ±45°-Schicht, liegen die Kurven im Winkelbereich zwischen 50° und 80° deutlich näher an der analytischen Lösung. Durch die Verformung in Dickenrichtung der Unterseite wird zwischen dem Scheitel und dem Winkel von 50° bereits Belastung abgebaut, weshalb die Spannungen geringer ausfallen und die Übereinstimmung daher geringer als bei den anderen Schichten ist.

In der Mitte der Schichten ergeben sich geringere Spannungen. Zum einen werden die von den ±45°-Schichten übernommenen Kräfte nicht gleichmäßig über der 0°-Schicht verteilt, sondern konzentrieren sich an den Außenseiten. Zum anderen werden bereits geringere Kräfte (Abb. 4.2.11) übertragen. Im Verlauf ist ein Einfluss der ±45°-Schichten im Winkelbereich von 45° nicht zu erkennen. Daher ergeben sich vergleichbare Kurvencharakteristiken zur Unterseite der Schicht 1.

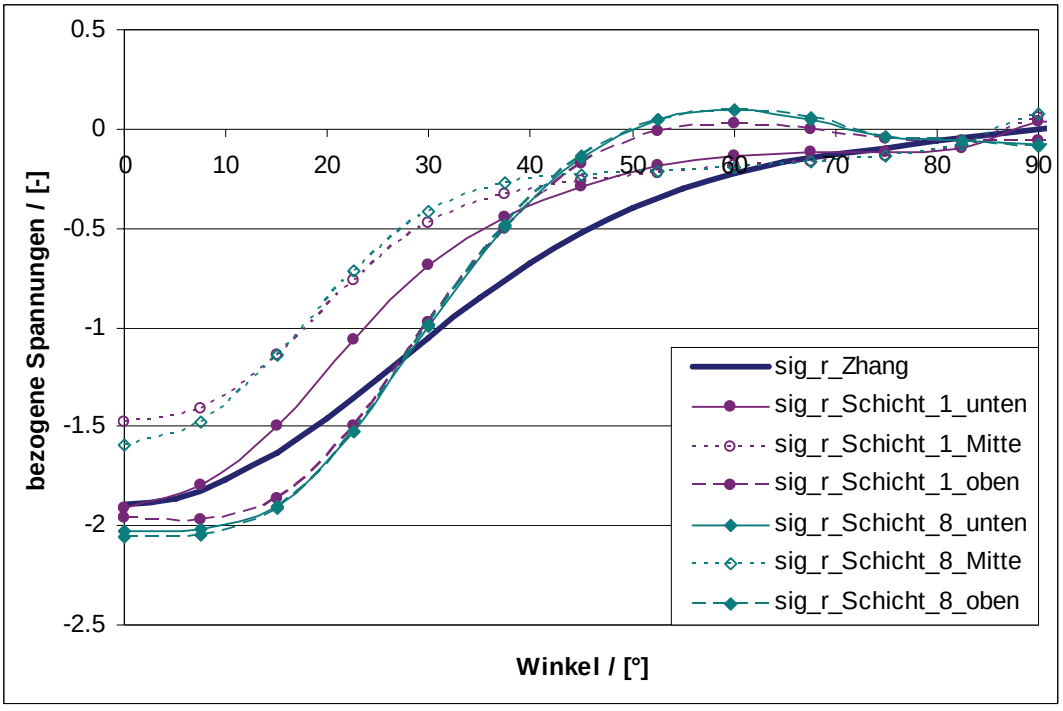


Abb. 4.2.13: Bezogene radiale Spannung σ_r um das belastete Loch für die 0°-Schichten im Faserverbund

Um die Spannungsverläufe in der FE-Rechnung am Übergang zwischen 0°- und ±45°-Schicht besser bewerten zu können, wird auch ein Vergleich mit der analytischen Lösung nach Zhang vorgenommen, bei der der Faserverbund nicht aus reinen 0°-Schichten aufgebaut ist. Stattdessen werden die verschmierten Materialkennwerte eines 0/45°-Faserverbunds angesetzt. Es zeigt sich, dass die Unterschiede zwischen FE-Ergebnissen und analytischer Lösung größer werden (Abb. 4.2.14). Durch das Verschmieren ändern sich die Steifigkeiten im Faserverbund. Im Scheitel sinkt die Steifigkeit, in Richtung 45° steigt sie an. Entsprechend sinkt

die Spannungsspitze im Scheitel und die Steigung der Kurve ist geringer, so dass im Bereich von 45° größere Spannungsbeträge auftreten.

Es wird deutlich, dass es nicht möglich ist, mit geänderten Materialkennwerten die Spannungsverläufe der analytischen Lösung so anzupassen, dass die Beeinflussung der einzelnen Schichten untereinander bei einer schichtweisen Betrachtung abgebildet werden kann. Daher wird für alle weiteren betrachteten Knotenreihen nicht ein verschmiertes Materialgesetz im Ansatz von Zhang angewandt, sondern das der zugrunde liegenden Schicht.

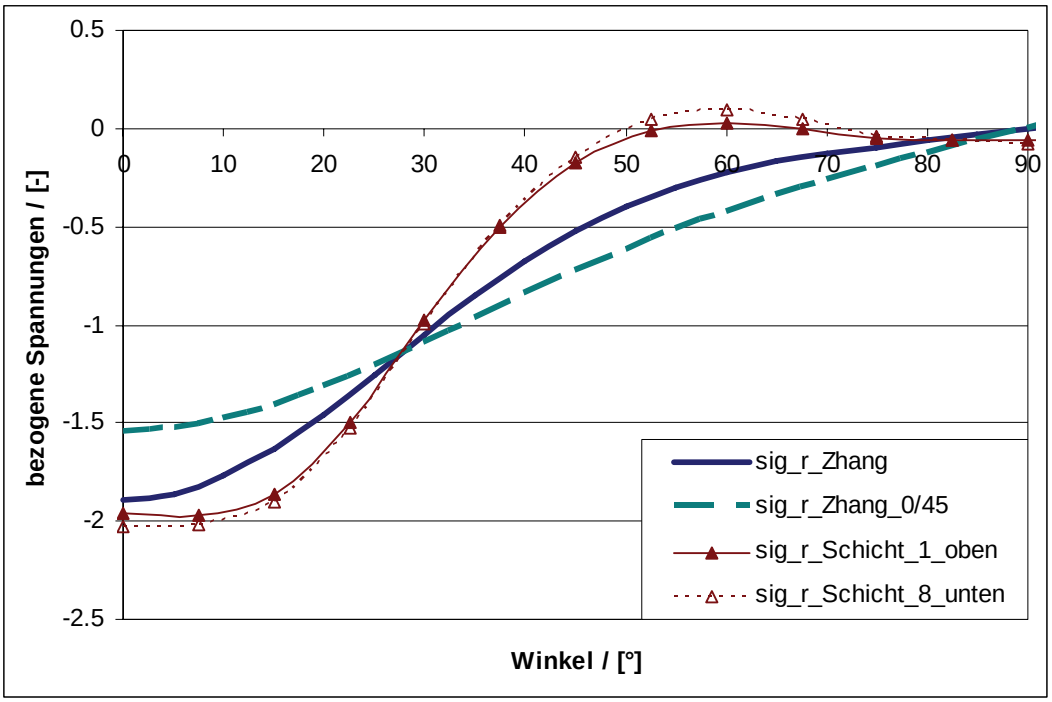


Abb. 4.2.14: Bezogene radiale Spannung σ_r um das belastete Loch für die 0°-Schichten 1 und 8 im Faserverbund; Zhang für verschmierten 0°/45°-Faserverbund

Bei den Spannungen in **Umfangsrichtung** σ_θ am Lochrand (Abb. 4.2.15) ergibt sich für alle eingebetteten 0°-Schichten ein sehr ähnliches Verhalten.

Die unterste Knotenreihe des Faserverbunds besitzt aufgrund der unbeeinflussten Steifigkeit wie bei der radialen Spannung einen geänderten Verlauf der Spannungen in Umfangsrichtung σ_θ, der im Bereich des Scheitels und im Restquerschnitt gut mit der analytischen Lösung übereinstimmt.

Im Bereich der Spannungsspitze unterscheiden sich die Spannungen der Knotenreihen untereinander um bis zu 50 %. Ein Grund für diese Unterschiede ist, dass im Gegensatz zur analytischen Lösung keine der Knotenreihen im Restquerschnitt noch Kontakt zwischen Bolzen und Loch besitzt. Das Loch verformt sich und die Zugkraft kann sich voll ausbilden. Damit steigt die Spannung im Restquerschnitt an. In der analytischen Lösung ist eine Abweichung des Kontaktwinkels von 90° nicht berücksichtigt. Hinzu kommt wie bei der radialen Spannung σ_r, dass die 0°-Schichten im gesamten Faserverbund die höchsten Kräfte über den Restquerschnitt leiten. Entsprechend werden wieder aus den umgebenden Schichten Kräfte übernommen. Daher steigen die Umfangsspannungen σ_θ für die eingebetteten 0°-Schichten ab einem Winkel

von ca. 50° stärker an, als bei der analytischen Lösung. Innerhalb der Schichten werden Beanspruchungen in die Mitte übergeleitet, da hier die größte lokale Steifigkeit vorliegt. Daher beginnt der Spannungsanstieg in der Mitte der Schicht bei höheren Winkeln und fällt stärker aus. Die Unterseite der Schicht 1 verhält sich ähnlich wie die Mittelschichten. Aufgrund der freien Verformbarkeit und der fehlenden Beeinflussung durch angrenzende Schichten bildet sich die Spannungsspitze allerdings nicht so stark aus. Der Spannungsverlauf ist mit dem der analytischen Lösung vergleichbar.

Die Grenzschichten zu ±45°-Schichten weisen bei 45° einen deutlichen Einfluss der Einbettung auf.

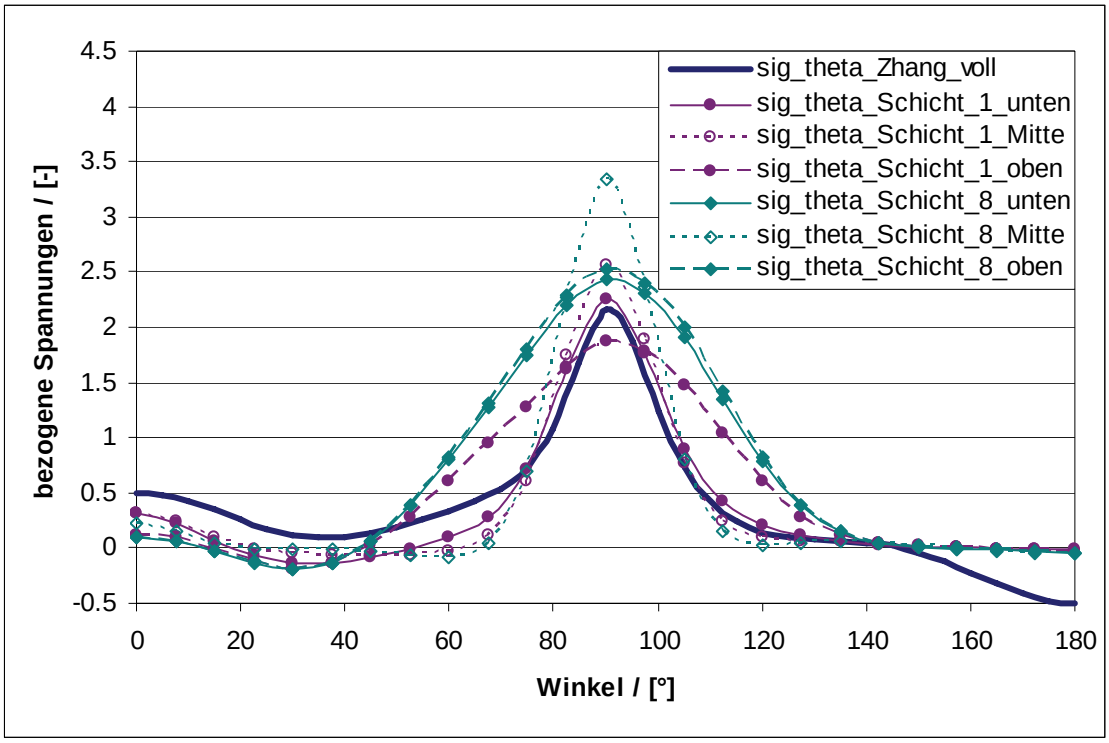


Abb. 4.2.15: Bezogene Umfangsspannung σ_θ um das belastete Loch für die 0°-Schichten über der Höhe

Zwischen den Umfangspannungen σ_θ an den unterschiedlichen 0°-Schichten der FE-Rechnung sind Unterschiede im Spannungsverlauf mit steigender Höhenkoordinate primär im Bereich der Spannungsspitzen vorhanden. Im Verlauf um das Loch ergeben sich dagegen bei den eingebetteten Schichten ähnliche bezogene Spannungen.

Aus dem Unterschied der FE-Ergebnisse zur analytischen Lösung wird deutlich, dass sich die Schichten aufgrund der unterschiedlichen Steifigkeiten gegenseitig beeinflussen. Allerdings dominiert die ursprüngliche Faserausrichtung den Spannungsverlauf. Daher bleiben die Kurvenverläufe mit denen aus der analytischen Lösung vergleichbar. Der Einfluss durch die Einbettung der 0°-Schichten in die ±45°-Schichten lässt sich mit der analytischen Lösung z.B. durch verschmierte Materialeigenschaften nicht darstellen.

Der Vergleich der Spannungen in den 0°-Schichten am Lochrand über der Höhenkoordinate zeigt, dass in den FE-Ergebnissen keine Spannungssprünge vorhanden sind und eine Vergleichbarkeit zur analytischen Lösung gegeben ist.

±45°-Schichten

Die ±45°-Schichten bestehen immer aus zwei einzelnen Schichten, die jeweils 1 mm dick sind. Entsprechend werden diese beiden Schichten im FE-Modell mit vier Elementreihen idealisiert. Die Knotenreihen liegen entweder am 0°/±45°, ±45°/90°-Übergang oder sind beidseitig von ±45°-Lagen umgeben. In der Abb. 4.2.16 ist exemplarisch die Doppelschicht, die aus den Schichten 2 und 3 besteht, mit den umgebenden Schichten und den Richtungen und Wirkebenen der Spannungen dargestellt.

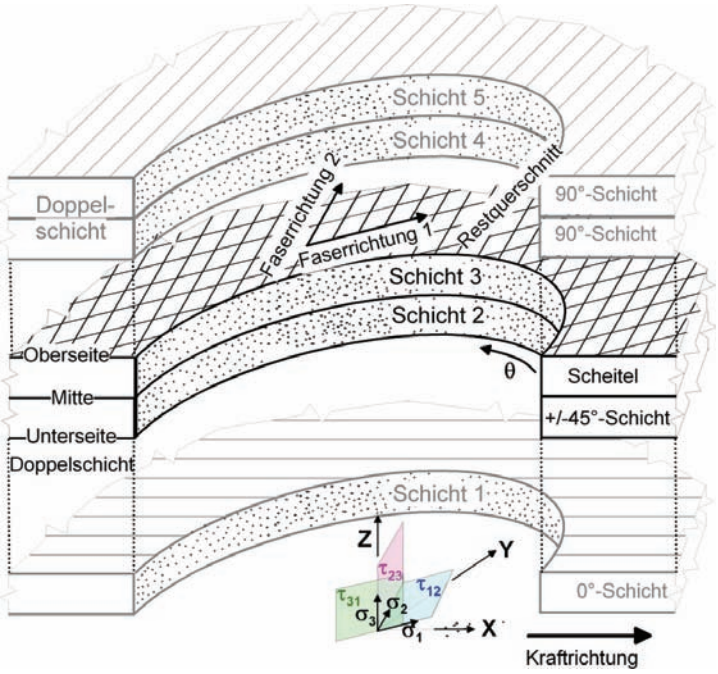


Abb. 4.2.16: Explosionsdarstellung der unteren fünf Schichten des Faserverbunds am Loch

An den Knotenreihen mit anliegenden Schichten gleicher Orientierungen werden nahezu identische bezogene radiale Spannungsverläufe σ_r erreicht (Abb. 4.2.17). Allerdings ist der Einfluss der angrenzenden Schichten und der Kraftverteilung innerhalb des Faserverbunds so hoch, dass Übereinstimmungen mit der analytischen Lösung nur in dem Winkelbereich von 45° möglich sind, in dem die ±45°-Schichten die Steifigkeit dominieren.

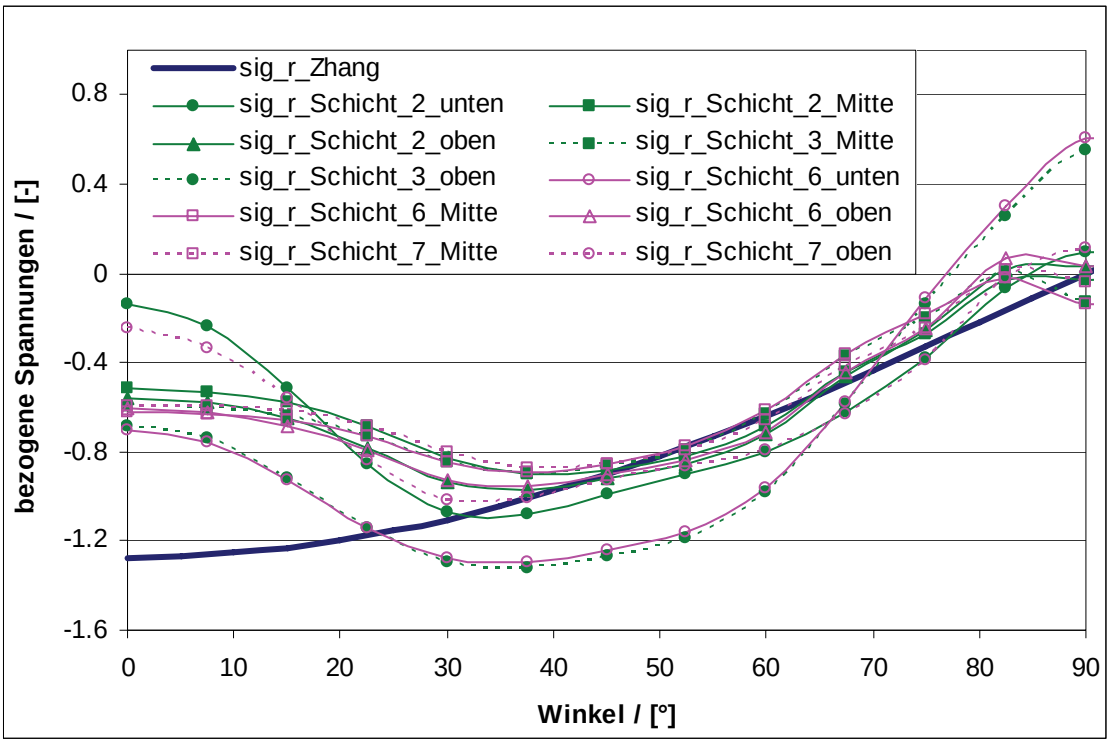


Abb. 4.2.17: Bezogene radiale Spannung σ_r um das belastete Loch für ausgewählte ±45°-Schichten über der Höhe

Die analytische Lösung der bezogenen radialen Spannungen σ_r nähert sich für ±45°-Schichten aufgrund der gleichen E-Moduli in beiden Hauptrichtungen der isotropen Lösung des Kosinusansatzes an [5]. Der analytischen Lösung liegt zugrunde, dass alle übertragenen Kräfte nur von den ±45°-Schichten aufgenommen werden. Eine Kraftüberleitung in andere Schichten wird nicht berücksichtigt. Daher resultiert im Scheitel auch die größte Druckspannung. Dieser Ansatz besitzt für die FE-Rechnung eines Mehrschichtverbunds bei schichtweiser Betrachtung keine Gültigkeit mehr. Die 0°-Schichten nehmen den Hauptteil der Belastung im Scheitel auf, da die Faserrichtung mit der Belastungs- und Spannungsrichtung übereinstimmt. Für die Spannungen in den ±45°-Schichten ergibt sich daher im Bereich des Scheitels eine große Abweichung von der analytischen Lösung. Die Spannungsbeträge sind deutlich geringer. Mit steigendem Abstand der ±45°-Schichten von der 0°-Schicht steigen die Druckspannungen im Scheitel an, da die Kraftübernahme durch die 0°-Schicht durch den ansteigenden Abstand sinkt.

Eine gute Übereinstimmung zwischen FE-Ergebnissen und analytischer Lösung ist daher nur im Bereich um den Winkel von 45° für die Knoten innerhalb der Doppelschicht vorhanden. Diese besitzen die gleiche Steifigkeit, wie sie in der analytischen Lösung zugrunde gelegt wird. Zudem dominieren die Fasern der ±45°-Schichten in diesem Bereich die Kraftaufnahme.

Der Unterschied in Restquerschnitt ist zum einen auf einen geänderten Kontaktwinkel zurückzuführen, zum anderen wird für die Berechnung der radialen Spannung bei der analytischen Lösung nur der Druckfall ohne Lastübertrag über den Restquerschnitt betrachtet. Daher steigen auch hier mit steigendem Abstand von den 0°-Schichten die Zugspannungen.

Bei den bezogenen **Umfangsspannungen** σ_θ (Abb. 4.2.18) wiederholt sich das Verhalten, das bei den radialen Spannungen σ_r vorhanden ist. Die Knotenreihen mit der gleichen lokalen

Steifigkeit aufgrund gleicher angrenzender Schichten besitzen ebenfalls vergleichbare bezogene Spannungen.

Im Scheitel werden im Einflussbereich der 0°-Schichten und im Restquerschnitt im Einflussbereich der 90°-Schichten die höchsten Spannungen erreicht. In beiden Fällen ist die Spannungsrichtung senkrecht zur Faserrichtung der angrenzenden Faserverbundschicht. Daher werden an diesen Schichten Beanspruchungen von den ±45°-Schichten aufgenommen. Vergleichbare Spannungsverläufe zwischen analytischer Lösung und FE-Rechnung werden nur für die Knotenreihe innerhalb der ±45°-Schicht erreicht. Die Spannungsspitze bei 45° wird nur von diesen Knotenreihen wiedergegeben, wenn auch nicht so ausgeprägt. Dagegen stimmen die Spannungen im Scheitel und im Restquerschnitt gut mit der analytischen Lösung überein.

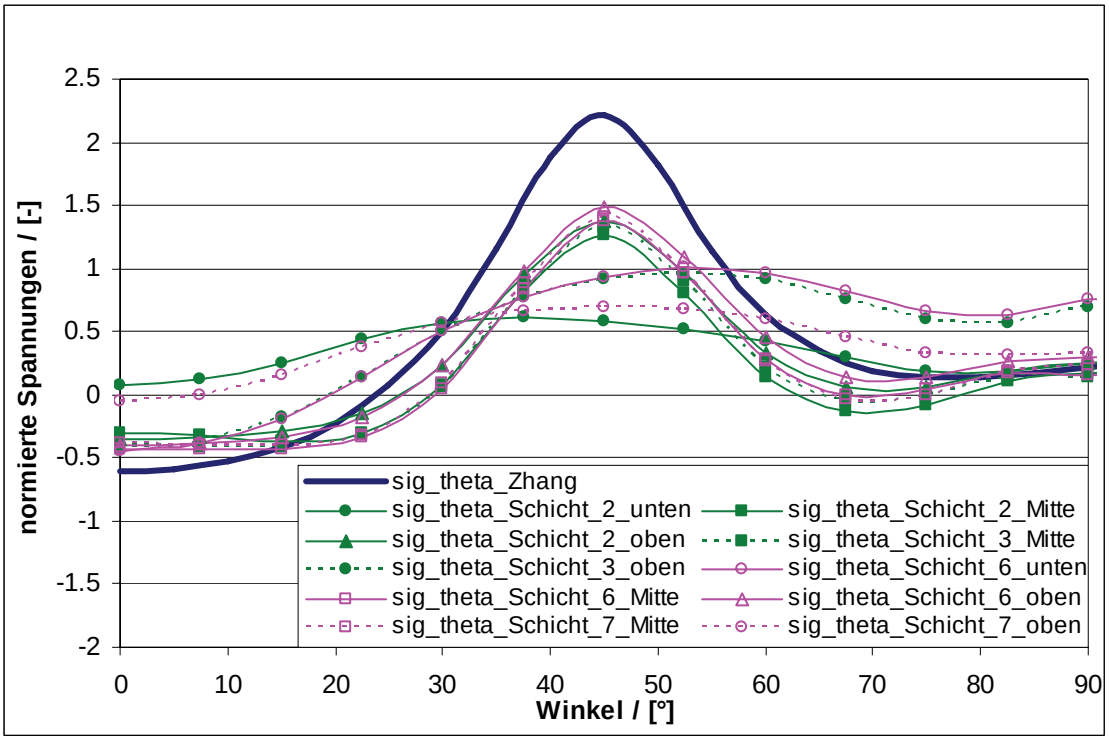


Abb. 4.2.18: Bezogene Umfangsspannung σ_θ um das belastete Loch für ausgewählte ±45°-Schichten über der Höhe

Wie bei den 0°-Schichten zeigen sich auch bei den ±45°-Schichten gewisse Vergleichbarkeiten und teilweise Übereinstimmungen zwischen analytischer Lösung und den FE-Ergebnissen. Die Beeinflussung der Schichten untereinander besitzt allerdings einen großen Anteil am Verlauf der Spannungen. Daher ist eine Bewertung der Spannungsergebnisse und der Auswirkungen auf die Verbindung für die ±45°-Schichten mit Hilfe der analytischen Lösung nur für Kontenreihen innerhalb der ±45°-Schichten ansatzweise möglich.

90°-Schicht

Die 90°-Doppelschichten sind, wie in Abb. 4.2.19 dargestellt, beidseitig von ±45°-Schichten eingefasst. An der Unter- und der Oberseite liegen die gleichen lokalen Steifigkeiten durch den ±45/90-Übergang vor.

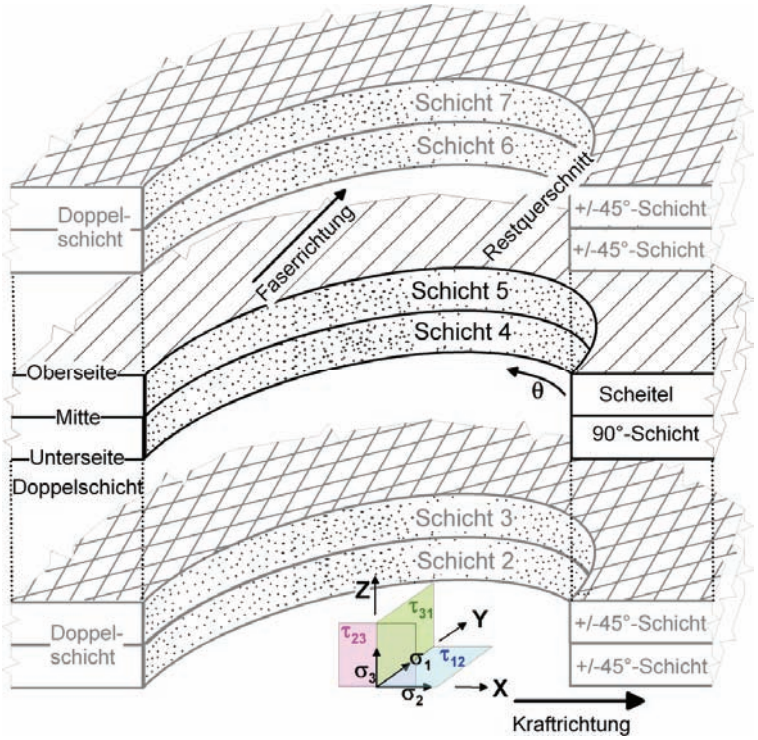


Abb. 4.2.19: Explosionsdarstellung der unteren Schichten des Faserverbunds um das Loch

Bei den bezogenen radialen Spannungen σ_r der 90°-Schicht (Abb. 4.2.20) wiederholt sich, wie in den ±45°-Schichten, die Spannungsabnahme im Bereich des Scheitels im Vergleich zu den Werten der analytischen Lösung. Es wird deutlich, dass die 0°-Schichten die größte Last im Scheitelbereich übernehmen. Die Werte weichen stark von denen der analytischen Lösung ab. An den Knotenreihen an der Grenze zur ±45°-Schicht werden die Spannungen noch einmal in dem Bereich um den Winkel von 45° reduziert, in dem die ±45°-Schichten die Kraftaufnahme dominieren. Entsprechend steigen die Spannungen erst in Richtung des Restquerschnitts an und es ergeben sich große Unterschiede bei der Spannungsspitze.

Im Verlauf ergeben sich gleiche bezogene Spannungen für die Knotenreihen mit gleichen anliegenden Steifigkeiten.

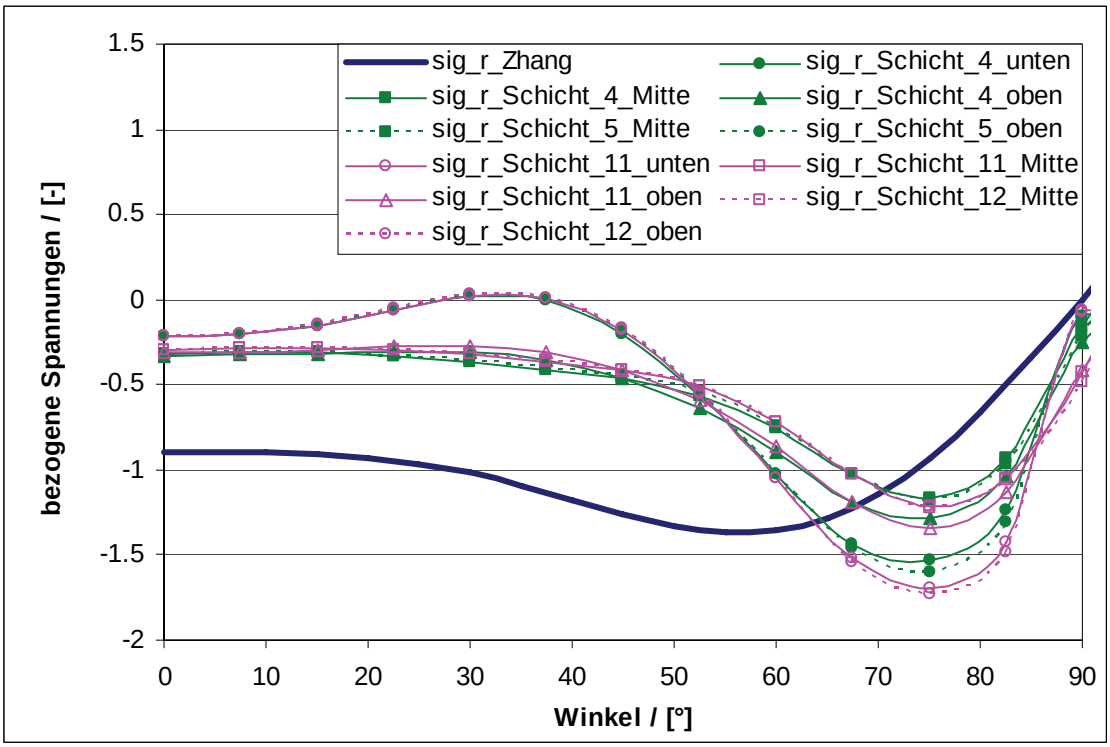


Abb. 4.2.20: Bezogene radiale Spannung σ_r um das belastete Loch für ausgewählte 90°-Schichten über der Höhe

Bei der bezogenen Spannung in **Umfangsrichtung** σ_θ (Abb. 4.2.21) ist eine Vergleichbarkeit zwischen analytischer Lösung und FE-Ergebnissen ebenfalls nahezu nicht vorhanden. Im Scheitel werden von der Mittelreihe höhere Kräfte übernommen, als von der Knotenreihe an den Schichträndern, da an den Schichträndern die lokale Steifigkeit geringer ist.

Der Spannungsabfall ab einem Winkel von 15° bei den Reihen innerhalb der 90°-Schicht ist auf die Spannungsübernahme der ±45°-Schichten zurückzuführen. Diese besitzen dort die deutlich höhere Steifigkeit. Mit steigendem Abstand von der Außenseite der Schicht wird die Kraftübernahme durch die ±45°-Schichten geringer. Entsprechend sind die vorhandenen Spannungsbeträge größer.

Aufgrund der Interferenz der Schichten mit unterschiedlicher Faserorientierung untereinander ist eine Übereinstimmung mit den Ergebnissen der analytischen Lösung in den 90°-Schichten bei den radialen Spannungen σ_r und bei den Umfangsspannungen σ_θ nur in Teilbereichen vorhanden, in denen die Faserrichtung der 90°-Schichten die Steifigkeit dominiert.

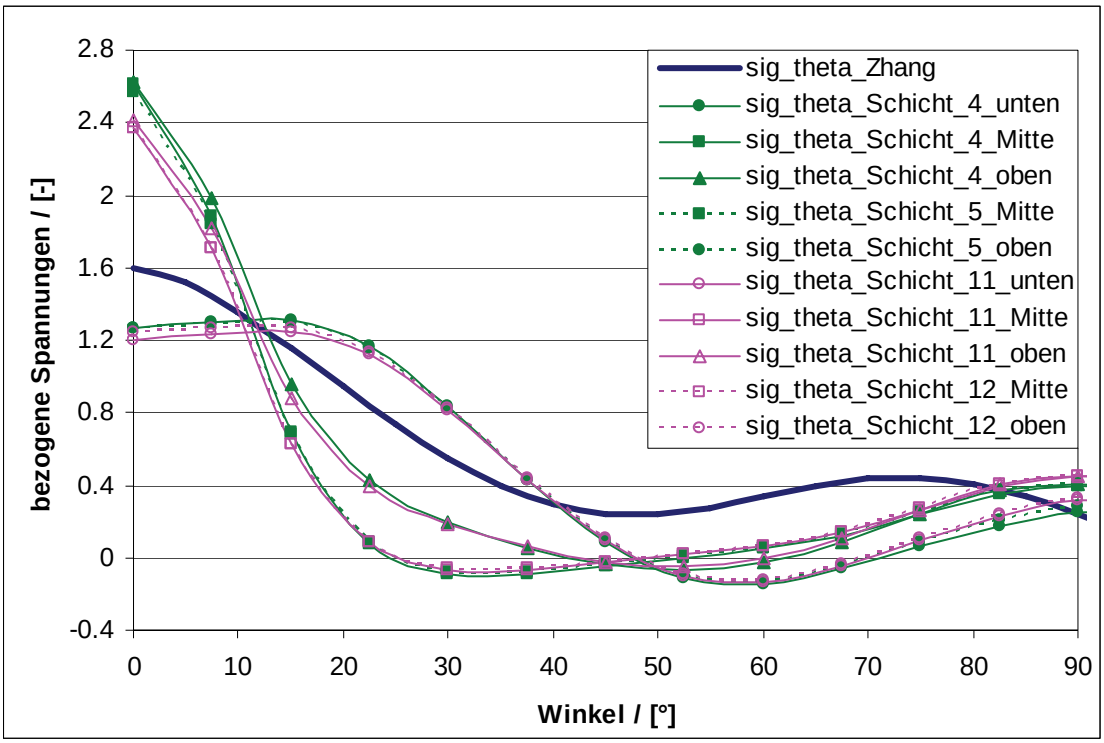


Abb. 4.2.21: Bezogene Umfangsspannung σ_θ um das belastete Loch für ausgewählte 90°-Schichten über der Höhe

Zusammenfassung

Für alle Schichten ist zu erkennen, dass die FE-Ergebnisse für die vollständige Bolzenverbindung mit schichtweiser Elementierung und Auswertung nur abschnittsweise mit der analytischen Lösung übereinstimmen, die Verläufe aber vergleichbar sind. Bei der analytischen Lösung werden die Einflüsse des Mehrschichtverbunds hinsichtlich der Spannungsaufteilung auf die einzelnen Schichten mit unterschiedlichen Faserorientierungen nicht berücksichtigt, wodurch große Unterschiede in der Spannungsverteilung resultieren.

Die Ergebnisse des Vergleichs der Spannungen aus der FE-Rechnung mit der analytischen Lösung haben gezeigt, dass ein Einfluss der Lage der Schicht im Faserverbund in Dickenrichtung vorhanden ist. Die höchsten Belastungen erfahren die untersten Schichten. Im Verlauf um das Loch sind, bezogen auf die übertragenen Kräfte, nur geringe Unterschiede in den Spannungszuständen an den Schichten mit gleicher Faserorientierung zu erkennen. Dadurch zeigt sich, dass die FE-Ergebnisse schlüssig sind.

Werden die bezogenen Spannungen für die Ergebnisse aus FE-Rechnungen mit Modellen mit radialem Spiel zwischen Bolzen und Loch ermittelt, kommt es zu gravierenden Unterschieden zur analytischen Lösung, da die Last nicht mehr auf einem Winkel von 90° (Halbmodell) aufgebracht wird. Mit steigendem Spiel zwischen Bolzen und Faserverbund reduziert sich der Kontaktwinkel. Daher werden die übertragenen Kräfte im Bereich des Scheitels konzentriert. Eine Kontaktwinkelabhängigkeit wird in der analytischen Lösung nicht berücksichtigt. Insofern macht dann ein Vergleich der FE-Ergebnisse mit der analytischen Lösung keinen Sinn mehr.

Insgesamt zeigt sich bei der Verwendung der analytischen Lösung nach Zhang, dass diese für die verschmierte Betrachtung eines Faserverbunds geeignet ist, nicht aber für eingebettete Einzelschichten. Werden die Spannungen an Einzelschichten eines Faserverbunds betrachtet, so ergeben sich Beeinflussungen angrenzender Schichten, die durch die analytische Lösung nicht wiedergegeben werden.

Es ergeben sich durch die sich ändernde Größe des Kontaktwinkels geänderte Spannungszustände, die ebenfalls in der analytischen Lösung nicht beinhaltet sein können. Ein weiterer Nachteil ist, dass nur der ebene Spannungszustand in die Berechnung eingeht und so Einflüsse von hohen Wandstärken und der Dicke der Einzelschichten nicht berücksichtigt werden. Eine Bewertung der Tragfähigkeit der Bolzenverbindung ist daher mit der analytischen Lösung nicht möglich.

Für die Verifizierung der Elementierung eines FE-Modells ist der Vergleich allerdings aufgrund der Ähnlichkeit der Spannungsverläufe gut geeignet. Ebenso werden die Beträge der Extremwerte sehr gut getroffen, wenn keine Schichtbeeinflussung vorliegt.

Wird statt eines Mehrschichtverbunds ein verschmierter oder gleichgerichteter UD-Faserverbund idealisiert, ist eine Verifikation des FE-Modells mit der analytischen Lösung sehr gut möglich.

4.3 Konvergenz der Rechnungen

Die Konvergenz einer Rechnung ist der Vergleich zwischen äußeren bzw. aufgebrachten Größen (z.B. Kraft und Verformung) und resultierenden inneren Reaktionen. Die Unterschiede zwischen äußeren und inneren Kräften werden berechnet. Erst wenn dieser Fehlerwert einen Grenzwert unterschreitet, ergeben sich nutzbare Ergebnisse aus der zugrunde liegenden FE-Rechnung. In der Konvergenz werden wahlweise für die Kräfte, die Verschiebungen und die Arbeit Fehlergrößen berechnet und mit den zulässigen Werten verglichen. Je geringer die Fehlergrenzen gewählt werden, desto genauer ist das Ergebnis. Wird die Grenze nicht unterschritten, dann muss ein weiterer Iterationsschritt vorgenommen werden oder der Lastschritt muss verringert werden (Bisektionierung).

Als Grenze wird in der vorliegenden Arbeit die Arbeit mit einer dimensionslosen Fehlergröße kleiner als $1*10^{-7}$ und die Last mit $1*10^{-3}$ betrachtet. Nach [44] ergibt dieses eine sehr hohe Ergebnisgüte.

Mit diesen Grenzwerten wird zu Beginn der Rechnungen, wenn die ersten GAP-Elemente den Kontakt zwischen Bolzen und Loch hergestellt haben, eine gute und schnelle Konvergenz erzielt. Mit steigender Last wird das Erreichen der Konvergenzkriterien immer schwieriger (Abb. 4.3.1).

Es wird deutlich, dass bis zum Lastinkrement 6, das dem Lastfall LC 60 des Belastungszyklus entspricht, keine Probleme mit der Konvergenz vorhanden sind. Bis zu diesem Zeitpunkt wird lediglich die Druckkraft der Spannbacken auf die Probenaufnahme aufgebracht. Danach wird zusätzlich die Zugkraft aufgebracht und es müssen über alle GAP-Elemente die axialen Kräfte

übertragen werden. Um die gewählten Fehlergrenzen zu unterschreiten, werden nur maximal drei Iterationen benötigt. Reduktionen in der aufgebrachten Last (Bisektionierungen) sind zum Unterschreiten der Fehlergrenzen nicht nötig.

Die vorhandenen Konvergenzschwierigkeiten basieren weniger auf der Last, die nur beim Beginn der Rechnung oberhalb des zulässigen Wertes liegt, sondern auf der Arbeit. Da in der Arbeit neben der Last auch die Verschiebung berücksichtigt wird, konvergiert die Verschiebung nicht problemlos.

Da letztendlich für jeden Lastschritt die Grenzen unterschritten werden und da das sich einstellende Fehlerniveau deutlich unter den zulässigen Werten liegt, ist im Rahmen der Modellmodellierung von genauen Ergebnissen der FE-Rechnungen auszugehen.

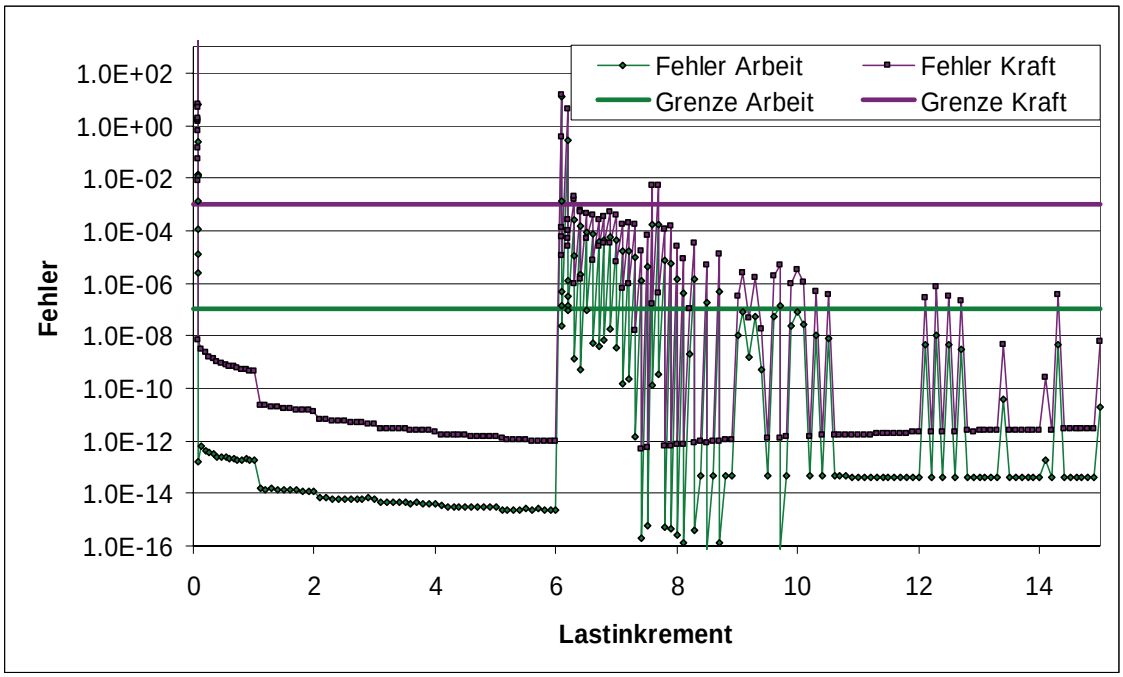


Abb. 4.3.1: Konvergenz der Rechnung; lineares Materialgesetz

5 Erfassung von interlaminaren Spannungsspitzen

Der schichtweise Aufbau von Faserverbunden bewirkt unterschiedlich hohe Steifigkeiten in den verschiedenen Richtungen. Werden Belastungen aufgebracht, will sich jede Schicht entsprechend ihrer Faserausrichtung verformen. An der Grenzfläche zwischen zwei Schichten mit unterschiedlicher Faserrichtung muss die Verformung allerdings gleich sein. Daher treten dort so genannte interlaminare Spannungen auf. Diese machen sich besonders durch die Ausbildung von Spannungsspitzen an Rändern bemerkbar. Im folgenden Kapitel wird die Problematik der interlaminaren Spannungen diskutiert. Anschließend wird deren Ausbildung am belasteten Lochrand am FE-Modell einer Bolzenverbindung untersucht.

5.1 Freier Randeffekt

Am freien Rand eines Faserverbunds ergeben sich interlaminare Spannungen, die einen Einfluss auf das Versagensverhalten haben können. Die interlaminare Normalspannung σ_3 und die interlaminaren Schubspannungen τ_{23} und τ_{31} besitzen am Rand bzw. in direkter Nähe des Randes hohe Beträge, die zu Delaminationen im Faserverbund führen können. In [14] wird dieses Verhalten genauer beschrieben. Als freier Rand werden neben realen Rändern eines Bauteils auch unbelastete Löcher, Kerben und Ausschnitte angesehen. Bei einer Bolzenverbindung bildet sich bei einem positiven Spiel zwischen Bolzen und Loch bzw. aufgrund der Verformung des Loches ein freier Rand aus. Daher muss der freie Randeffekt auch bei einer Bolzenverbindung genauer betrachtet werden.

Freie Randeffekte stellen sich ein, da sich durch die unterschiedlichen Materialkennwerte am Rand abhängig von der Faserorientierung der Schichten unterschiedliche Verformungen ausbilden. Verantwortlich dafür sind unter anderem die Querkontraktionszahlen ν, die Wärmeausdehnungskoeffizienten α und Feuchtigkeitsaufnahmekoeffizienten β, die von der Faserrichtung der einzelnen Schichten abhängig sind. Die unterschiedlichen Verformungen der Schichten müssen an den Übergängen zwischen den Schichten durch innere Kräfte- und Momentengleichgewichte ausgeglichen werden und implizieren dadurch Eigenspannungen. Vom Rand weg muss sich daher der innere Spannungszustand sehr schnell ausbilden. Deshalb bildet sich ein Transferspannungszustand mit Spannungsspitzen von σ_3, τ_{23} und τ_{31} am Rand aus.

Die Größe der Spannungen am freien Rand wird durch die Materialeigenschaften der Schichten, der Schichtdicke und vom Lagenaufbau beeinflusst. Je größer die Anisotropie innerhalb einer Faserschicht, je größer die Schichtdicke und je größer die Änderung der Winkel von Schicht zu Schicht ist, desto höher werden die interlaminaren Spannungen.

Ein Faserverbund mit einem symmetrischen Aufbau $[90/45/0/-45]_s$ schnürt bei einer Zugbelastung in X-Richtung senkrecht zu dieser ein. Die Dicke (Z-Richtung) und die Breite (Y-Richtung) werden geringer (Abb. 5.1.1). Entlang der Schichtgrenzen bilden sich die interlaminaren Spannungen aus. Zum Rand hin (Y-Richtung) verstärkt sich die Verformung der

einzelnen Schichten und aus dem dazu gehörenden Momentengleichgewicht ergibt sich ein Spannungsanstieg bis zum Rand bzw. bis kurz davor (Abb. 5.1.2).

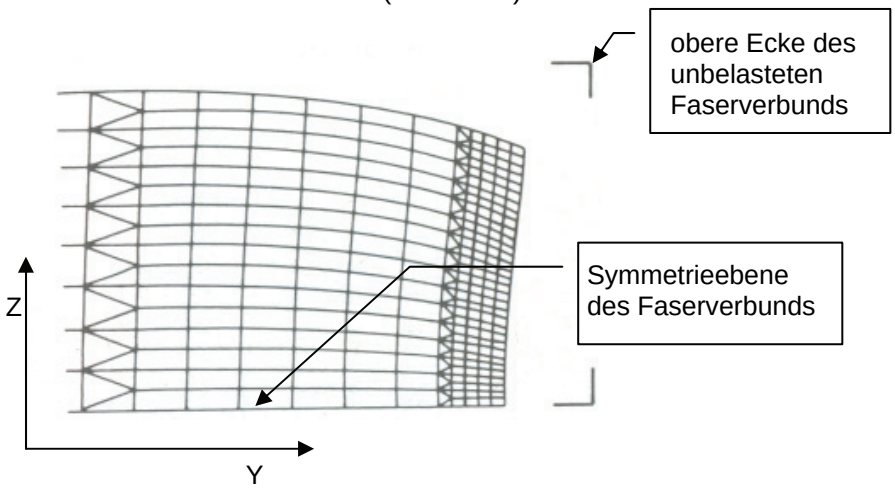


Abb. 5.1.1: Verformter Rand eines FE-Modells mit einem Lagenaufbau $[90/45/0/-45]_s$; [14]

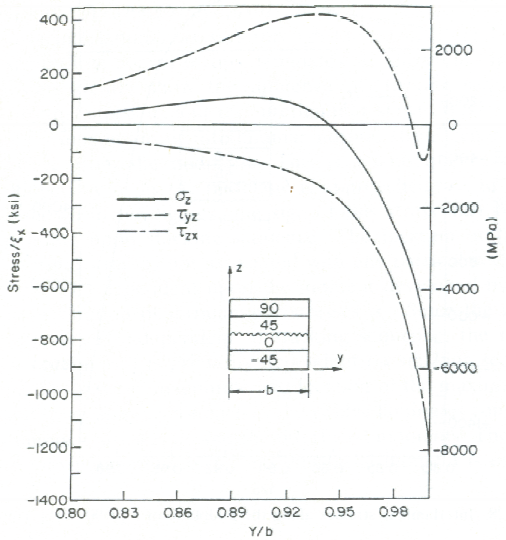


Abb. 5.1.2: Interlaminare Spannungen entlang der 45/0° Grenze eines $[90/45/0/-45]_s$ Faserverbunds; [14]

Die Spannungsspitzen, die sich an den Übergängen zwischen den Schichten ergeben (Abb. 5.1.3), sind unter anderem von der Dicke der Einzelschicht abhängig. Mit steigender Schichtdicke kann sich innerhalb der Schicht die Verformung immer ungehinderter ausbilden. An den Schichtgrenzen muss diese über entsprechend höhere Kräfte und Momente unterbunden werden. Damit steigt die Versagensneigung des Faserverbunds aufgrund von z.B. Delaminationen durch zu hohe interlaminare Spannungen mit der Dicke der Einzelschicht an. Bei dickwandigen Bauteilen mit hohen Wandstärken der einzelnen Schichten, die die Grundlage für die vorliegende Arbeit bilden, müssen diese Spannungen berücksichtigt werden. Deshalb besteht auf Schichtniveau die Notwendigkeit eines dreidimensionalen Versagenskriteriums (Abschnitt 2.3).

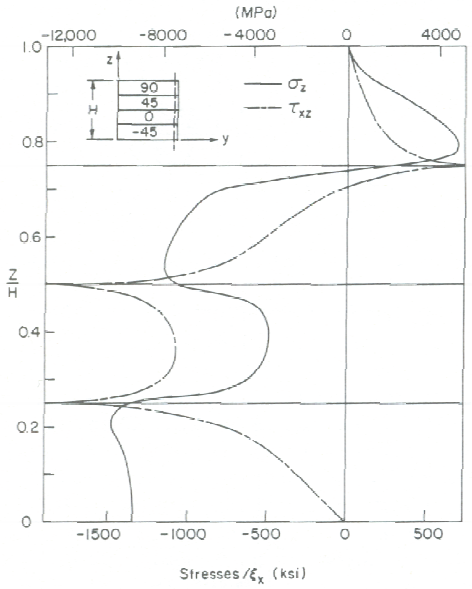


Abb. 5.1.3: Verteilung der interlaminaren Spannungen
über der Faserverbunddicke; $[90/45/0/-45]_s$; [14]

5.2 Auswirkungen der Randeffekte auf das FE-Modell einer Bolzenverbindung

Für die Auswertung der FE-Rechnungen müssen die Spannungen an den Rändern der einzelnen Schichten betrachtet werden, um die Randeffekte mit berücksichtigen zu können. Dazu muss zur Darstellung der Spannungsspitze, wie in Abb. 5.1.1 zu sehen ist, eine deutliche Netzverfeinerung im FE-Modell vorgenommen werden. Diese betrifft sowohl die Anzahl der Elemente in Dickenrichtung, als auch in der Faserebene.

Bei dem dieser Arbeit zugrunde liegenden repräsentativen Ausschnitt um ein belastetes Loch treten an der freien Seite der Probe (Abb. 5.2.1) und am unbelasteten Teil des Lochrands solche Randeffekte auf.

Da das Ziel der Untersuchungen die korrekte Erfassung der Spannungen am Lochrand und nicht der Einfluss des freien Randes auf die Bolzenverbindung ist, wird in der vorliegenden Arbeit am freien Rand der Probe keine Netzverfeinerung vorgenommen. Zusätzlich bestehen hoch belastete dickwandige Bolzenverbindungen in der Regel nicht aus einem einzelnen Bolzen, sondern aus einem Bolzenfeld (Abb. 2.1.1). Daher ergeben sich diese freien Randeffekte in ebenen Bauteilen nur in geringer Anzahl an den Bauteilgrenzen und bei geschlossenen zylindrischen Körpern gar nicht.

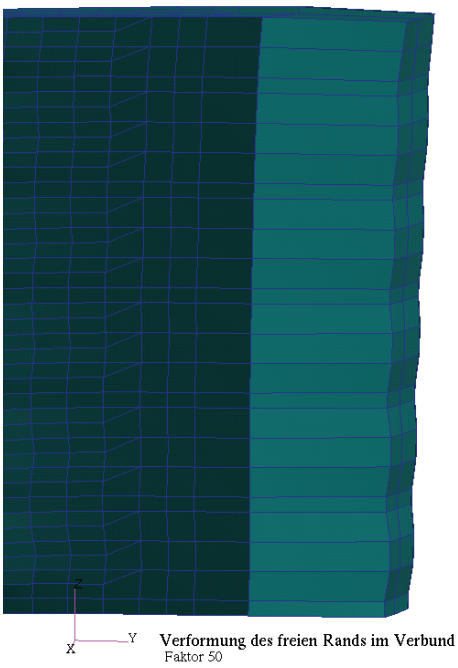


Abb. 5.2.1: 50fach vergrößerte Verformung des freien Rands des für die Berechnung genutzten FE-Modells; LC 65

In [14] hat sich gezeigt, dass eine sehr geringe Elementgröße nötig ist, um den Randeffekt vollständig zu erfassen. Dieses gilt sowohl für die Richtung vom Rand weg, als auch für die Anzahl der Elemente über der Dicke der Schichten (Abb. 5.1.1), die nach Soutis in [22] mindestens aus drei Elementen bestehen sollte. Dieses kann in [22] realisiert werden, da das Untersuchungsziel die realistische Abbildung der interlaminaren Spannungen an genau einem Schichtübergang einer Bohrung ist. Für das FE-Modell einer hoch beanspruchten dickwandigen Bolzenverbindung führt diese Forderung zu einer exzessiven Anzahl von Freiheitsgraden, was die Rechenzeit drastisch erhöht und im Hinblick auf die zugrunde liegenden Fragestellungen nicht vertretbar ist.

Am belasteten Rand des Loches ergeben sich durch die aufgezwungene Verformung zusätzliche Spannungen, die die materialbedingten interlaminaren Spannungen überlagern. Diese aufgezwungene Verformung dominiert an dieser Stelle das Spannungsverhalten, so dass für alle Spannungen Spannungsspitzen erwartet werden. Entsprechen muss die Netzgestaltung nicht nur am freien Rand des Loches, sondern besonders auch im belasteten Bereich angepasst werden.

Das FE-Netz ist in radialer Richtung zur Darstellung der intralaminaren Spannungsspitzen am Lochrand bereits sehr fein idealisiert worden (Abschnitt 3.4.1.2). Im Folgenden liegt der Fokus auf der Anzahl der Elemente zur Modellierung der Dicke einer Faserverbundschicht. Bisher werden die Faserverbundschichten in der Regel mit einem Volumenelement über der Schichtdicke idealisiert [52]. Es wird im Folgenden untersucht, wie sich die Spannungen mit der Anzahl der Elemente über der Schichtdicke ändern und welcher Einfluss daraus auf das Versagen der Schicht resultiert.

Ein weiterer Untersuchungsgegenstand betrifft die schichtweise Auswertung des Spannungszustands. Wie in Abb. 5.1.3 dargestellt, ergeben sich an den Schichtgrenzen keine Sprünge in den interlaminaren Spannungen. Es bildet sich für beide angrenzende Schichten der jeweils gleiche Spannungswert bezogen auf das gleiche globale Koordinatensystem aus. Dieses muss aufgrund der Anzahl der Elemente über der Schichtdicke bei einer schichtweisen Betrachtung ebenfalls numerisch gewährleistet sein.

5.3 Auswirkung der Schicht-Elementierung auf die Spannungsausbildung

Im folgenden Abschnitt wird untersucht, in wie weit die Idealisierung jeder Schicht mit einem Element [52] für eine Bolzenverbindung zulässig ist, bzw. wie viele Elemente in Dickenrichtung pro Schicht nötig sind, um interlaminare Spannungsspitzen abbilden zu können.

In der vorliegenden Arbeit wird das grobe FE-Modell mit einem Element pro Schicht (Abb. 3.4.3) in soweit modifiziert, dass jede Faserverbundschicht im Lochbereich durch zwei (Abb. 3.4.4) bzw. die untersten drei Faserverbundschichten (0°- und ±45°-Schicht) jeweils durch vier Elementreihen (Abb. 3.4.5) idealisiert werden. Mit Hilfe dieser Netzverfeinerungen an den am höchsten belasteten Schichten wird die Rechenzeit nur mäßig erhöht und die Auswirkungen auf die interlaminaren Spannungen können untersucht werden.

Die Anzahl der Elemente kann einen Einfluss auf die Ausbildung der **interlaminaren** Spannungen haben. Die **intralaminaren** Spannungen müssen sich allerdings unabhängig von der Anzahl der Elemente pro Schicht ausbilden.

Die Verläufe der Spannungen werden sowohl am Lochrand im Lochrandverlauf, als auch in radialer Richtung vom Lochrand weg im Scheitel (0°), unter einem Winkel von 45° und im Restquerschnitt (90°) untersucht.

5.3.1 Grenzfläche der 0°-Schicht zur ±45°-Schicht

Die Untersuchungen werden exemplarisch an der Grenzfläche zwischen der untersten 0°-Schicht und der ±45°-Schicht vorgenommen. Dort ergeben sich sehr hohe Belastungen, wie in Abb. 4.2.11 nachgewiesen werden konnte.

5.3.1.1 Intralaminare Spannungen

Die intralaminaren Spannungen (σ_1, σ_2, τ_{12}) an der Oberseite der untersten 0°-Schicht (Schicht 1) stimmen für alle drei Elementierungen sehr gut überein (Abb. 5.3.1, Abb. A.2.1 und Abb. A.2.2). Die geringen Unterschiede im Bereich des Scheitels ergeben sich durch leicht geänderte Verformungen. Mit steigender Elementanzahl kann die Verformung an dieser Stelle durch die Biegung des Bolzens besser abgebildet werden.

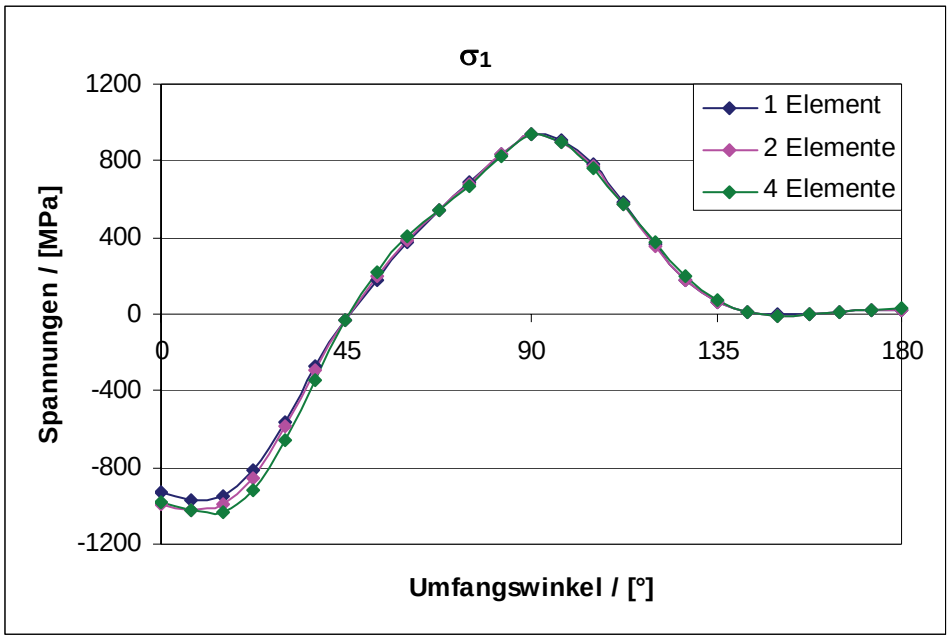


Abb. 5.3.1: Spannung in Faserrichtung σ_1 im Lochrandverlauf; LC 65; Oberseite der 0°-Schicht

Auch in allen betrachteten radialen Richtungen (0°, 45° und 90°) stimmen die Verläufe der intralaminaren Spannungen über den gesamten betrachteten Bereich überein. Gleiches gilt für die intralaminaren Spannungen in der anschließenden ±45°-Schicht.

Es ist keine Abhängigkeit der intralaminaren Spannungen von der Anzahl der Elemente über der Dicke einer Faserverbundschicht festzustellen.

5.3.1.2 Interlaminare Spannungen

Im Gegensatz zu den **intralaminaren** Spannungen, können bei den **interlaminaren** Spannungen Unterschiede existieren, die von der Anzahl der Elemente abhängig sind, mit der die Dicke einer Faserverbundschicht idealisiert ist.

Die interlaminare **Normalspannung** σ_3 besitzt im gesamten Lochrandverlauf gravierende Unterschiede. Die berechneten Spannungen bei der Idealisierung mit einem Element unterscheiden sich deutlich von denen, die für eine Idealisierung mit zwei bzw. vier Elementen ermittelt werden. Dagegen ist der Unterschied zwischen den Spannungsverläufen für die Idealisierung aus zwei und vier Elementen gering (Abb. 5.3.2). Größere Unterschiede zwischen den beiden feineren Idealisierungen ergeben sich wie bei den intralaminaren Spannungen hauptsächlich im Bereich des Scheitels.

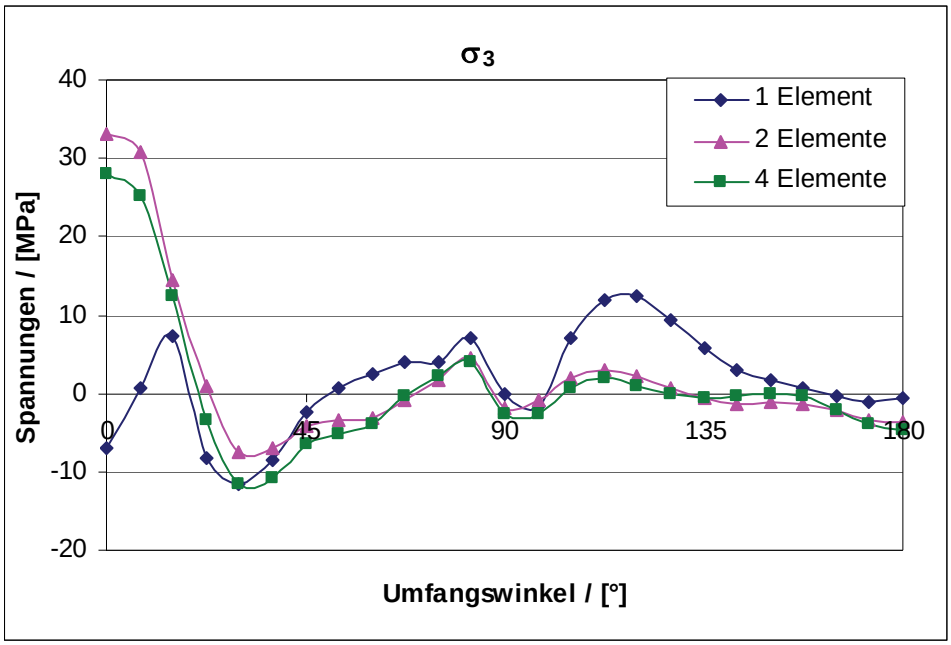


Abb. 5.3.2: Interlaminare Normalspannung σ_3 im Lochrandverlauf; LC 65; Oberseite der 0°-Schicht

Die **Schubspannung** τ_{23} besitzt mit steigender Elementanzahl einen sich stärker ausprägenden Verlauf (Abb. 5.3.3). Bis zum Umfangswinkel von 45°, bei dem identische Werte für alle drei Rechnungen erreicht werden, sind die Unterschiede sehr groß. Im Extremwert, bei einem Winkel von ca. 20°, erreichen die Spannungen Unterschiede von bis zu 100 %. Je feiner idealisiert ist, desto genauer wird die Spannungsspitze abgebildet. Generell gilt an dieser Stelle für alle Rechnungen, dass die Schubspannung bereits in diesem Lastfall größer ist als die dazugehörende Festigkeit. Die hohen Spannungen können im betroffenen Bereich als Versagen z.B. Delamination bewirken (Abb. 2.2.3). Dann kann sich dort unter Umständen eine Überleitung der Kraft von Schicht zu Schicht nicht mehr ausbilden.

Ab dem Winkel von 45° sind die Unterschiede in den Spannungen nicht mehr so groß. Die Beanspruchung aus der Belastung des Loches sinkt. Ab etwa 90° dominieren die freien Randeffekte. Entsprechend steigen die Spannungsbeträge mit feinerer Idealisierung an, so dass diese an sich zwar kein Versagen mehr hervorrufen, durch die höheren Werte allerdings auf die Schädigung der Schicht einen größeren Einfluss besitzen.

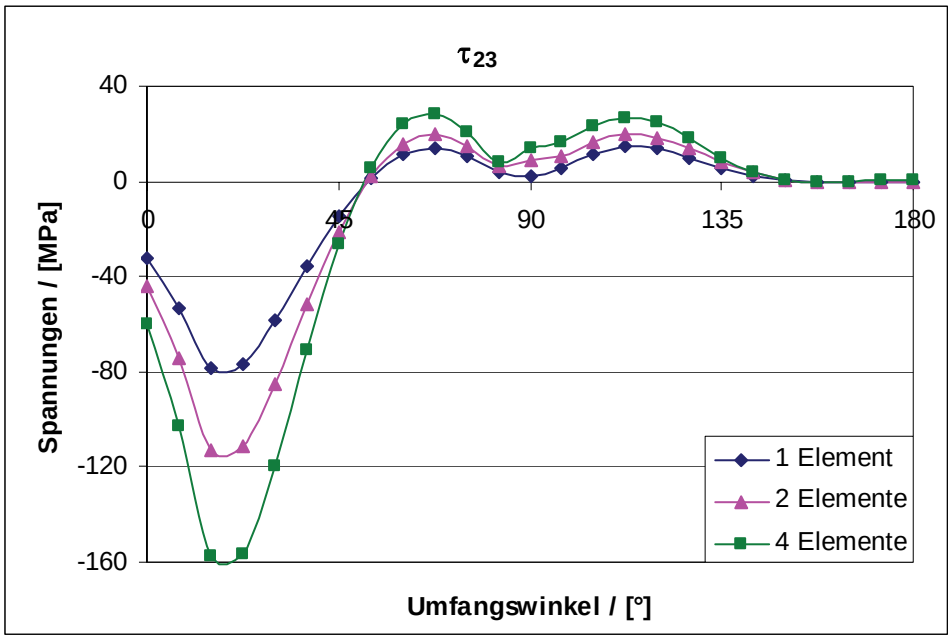


Abb. 5.3.3: Interlaminare Schubspannung τ_{23} im Lochrandverlauf; LC 65; Oberseite der 0°-Schicht

Wie bei der Schubspannung τ_{23} werden die Spannungsbeträge bei der **Schubspannung** τ_{31} mit steigender Anzahl der Elemente größer. Wird die Schicht mit einem Element idealisiert, so werden Extremwerte im Verlauf um das Loch bei den Winkel 30°, 75° und 105° erreicht (Abb. 5.3.4). Bei einer Idealisierung durch zwei Elemente steigen die Beträge an diesen Stellen um ca. 50 % an, bei vier Elementen ergibt sich eine Steigerung von rund 100 %. Dadurch steigt der Einfluss dieser Spannung auf das Versagensverhalten der betroffenen Schicht.

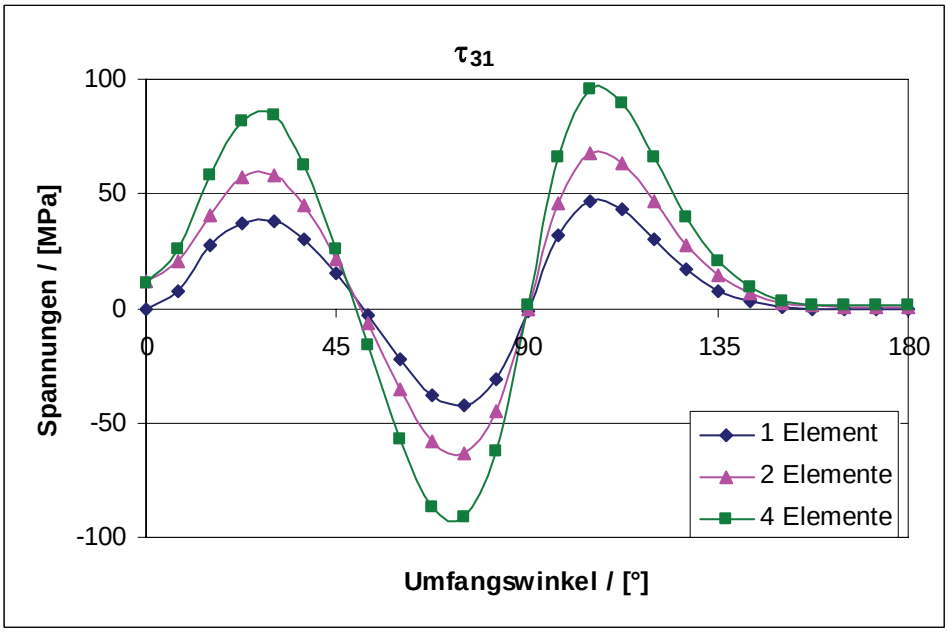


Abb. 5.3.4: Interlaminare Schubspannung τ_{31} im Lochrandverlauf; LC 65; Oberseite der 0°-Schicht

Im Verlauf um das Loch wird bereits deutlich, dass durch die Idealisierung der Faserverbundschicht mit einem Element über der Dicke die Spannungsspitzen nicht so

ausgeprägt sind. Mit steigender Netzfeinheit werden größere Spannungsbeträge erreicht, die einen Einfluss auf das Versagen erwarten lassen. Die Unterschiede zwischen zwei und vier Elementen sind zwar vorhanden, allerdings sind die Werte der Spannungen deutlich näher beisammen und die Größe der betroffenen Bereiche in Umfangsrichtung um das Loch mit hohen Spannungen ist vergleichbar.

In **radialer Richtung** werden die interlaminaren Spannungen im Scheitel, unter dem Winkel von 45° und im Restquerschnitt untersucht.

Im **Scheitel** ist für alle drei Spannungen (Abb. 5.3.5, Abb. 5.3.6 und Abb. A.2.3) zu erkennen, dass es Unterschiede in Abhängigkeit von der Anzahl der Elemente gibt. Für die Normalspannung σ_3 und die Schubspannung τ_{23} sind die Unterschiede auf den Lochrand beschränkt.

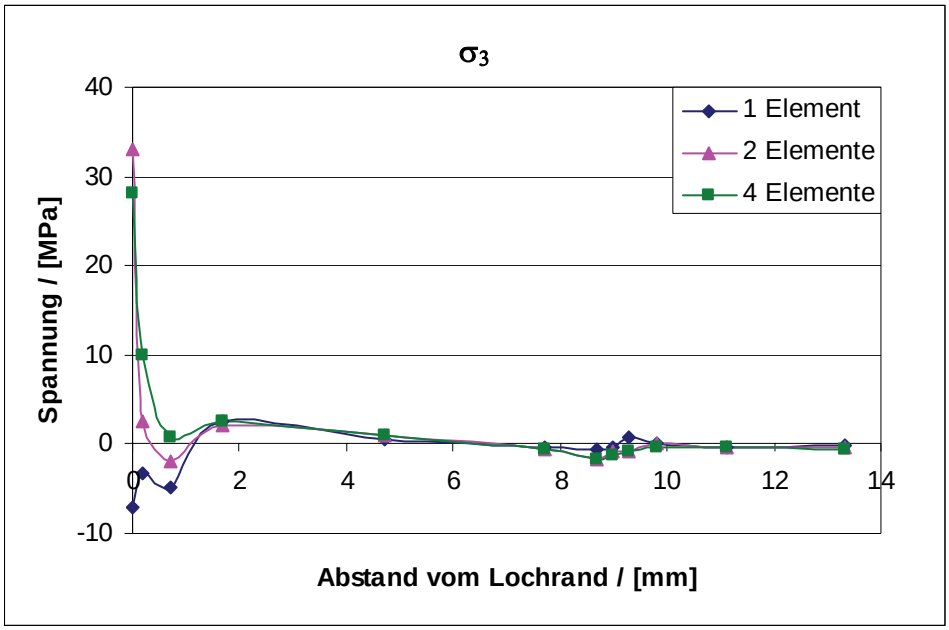


Abb. 5.3.5: Interlaminare Normalspannung σ_3 im Scheitel; LC 65; Oberseite der 0°-Schicht

Der Spannungsverlauf der Schubspannung τ_{31} für ein Element unterscheidet sich über dem gesamten betrachteten Bereich von denen für zwei bzw. vier Elemente. Im Gegensatz dazu bleiben die Unterschiede für die Spannungen τ_{31} aus einer Idealisierung mit der Elementanzahl zwei und vier auf das Fernfeld beschränkt. Durch die Idealisierung mit vier Elementen wird dort ein höheres Spannungsniveau erreicht. Der Einfluss auf das Versagen der Schicht steigt an.

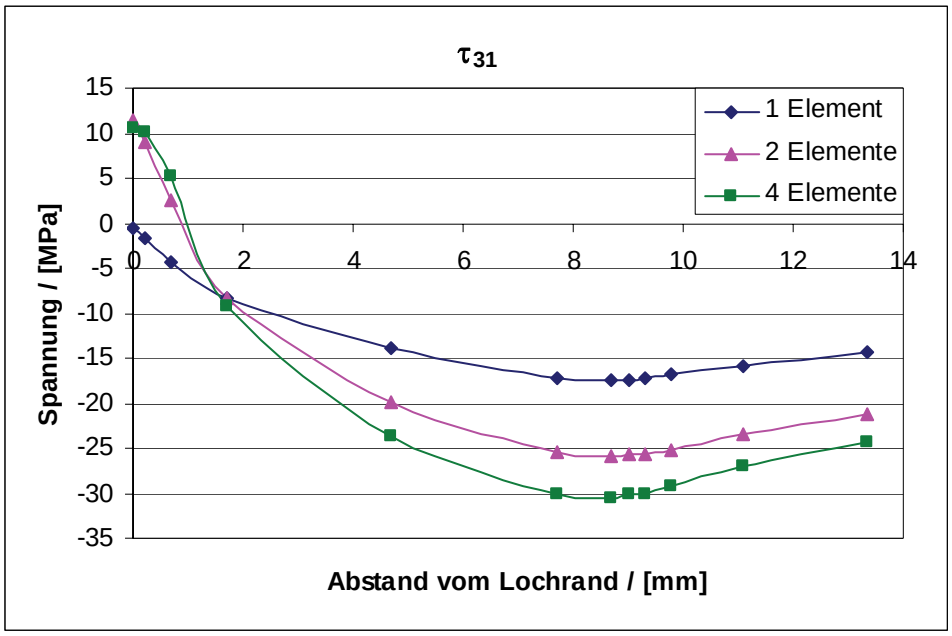


Abb. 5.3.6: Interlaminare Schubspannung τ_{31} im Scheitel; LC 65; Oberseite der 0°-Schicht

Das im Scheitel beobachtete Verhalten der Spannungen in Abhängigkeit von der Elementierung wiederholt sich auch unter einem **Winkel von 45°.** Die Spannungen σ_3 und τ_{23} sind für die Elementierung mit zwei oder vier Elementen sehr ähnlich. Größere Abweichungen ergeben sich, wenn nur ein Element über der Schichtdicke genutzt wird (Abb. A.2.4 und Abb. A.2.5). Bei der Schubspannung τ_{31} (Abb. 5.3.7) ist der Verlauf unabhängig von der gewählten Anzahl der Elemente, das Spannungsniveau steigt – wie bereits im Scheitel beobachtet – allerdings mit zunehmender Elementanzahl an. Für die Schädigung der Schicht spielt es dann auch in Entfernung vom Lochrand eine nicht zu vernachlässigende Rolle. Der Spannungsanstieg für eine Idealisierung mit einem oder zwei Elementen fällt größer aus, als wenn darüber hinaus eine weitere Netzverfeinerung auf vier Elemente vorgenommen wird.

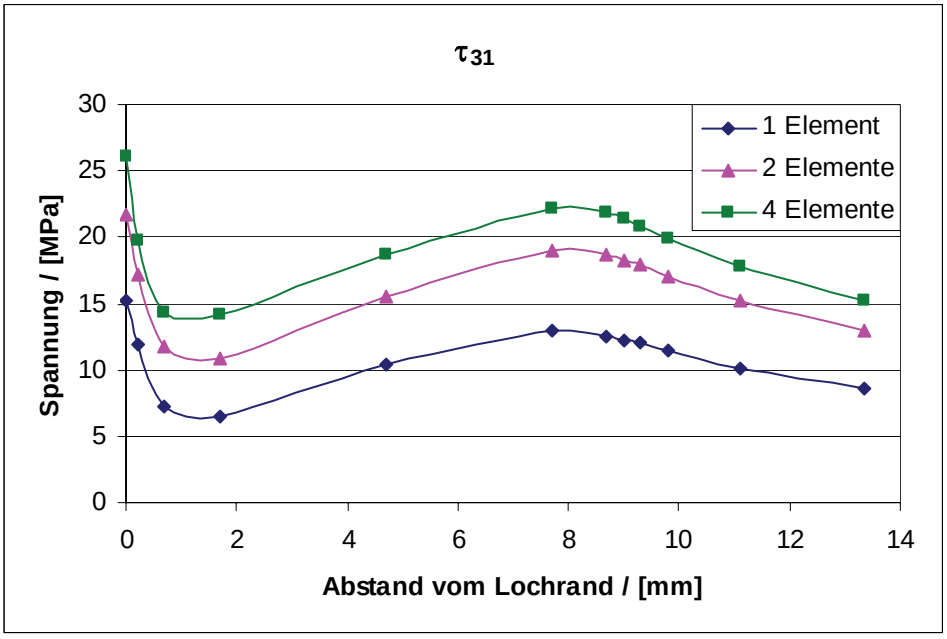


Abb. 5.3.7: Interlaminare Schubspannung τ_{31} unter 45°; LC 65; Oberseite der 0°-Schicht

Im **Restquerschnitt** sind die Verläufe der Schubspannung τ_{31} für die Anzahl der Elemente (Abb. A.2.6) zwar unterschiedlich, die Spannungsbeträge sind mit maximal 5 MPa allerdings sehr gering. Nur die Normalspannung σ_3 und die Schubspannung τ_{23} erreichen am Lochrand einen Wert, der einen versagensrelevanten Einfluss haben kann und auch nur dort ergibt sich ein Einfluss der Elementierung (Abb. A.2.7 und Abb. A.2.8).

Insgesamt bestätigt sich in radialer Richtung, dass ein Element zur Idealisierung der Faserverbundschichten nicht ausreicht, wenn die interlaminaren Spannungen berücksichtigt werden sollen. Es ergeben sich unterschiedliche Verläufe im Vergleich zu einer höheren Elementanzahl. Dagegen ist der Unterschied zwischen zwei und vier Elementen geringer. Im Abstand von spätestens 1 mm vom Lochrand sind die Spannungen nahezu identisch. Einzige Ausnahme ist die Schubspannung τ_{31}. Bei dieser steigen im Scheitel und unter einem Winkel von 45° über den gesamten betrachteten Bereich mit größer werdender Elementanzahl die Spannungsbeträge.

5.3.1.3 Versagen der 0°-Schicht

Auch der Verlauf des Reservefaktors zeigt eine Abhängigkeit von der Anzahl der Elemente, mit der eine Schicht idealisiert wird (Abb. 5.3.8). Die feinste Elementierung weist nahezu im gesamten Verlauf das größte Versagen auf. Ausgehend davon, dass die intralaminaren Spannungen (Abschnitt 5.3.1.1) identisch sind, basieren die verschiedenen Reservefaktoren einzig auf den Unterschieden in den interlaminaren Spannungen. Die unterschiedlichen Steigerungen der Spannungen zwischen der Idealisierung mit einem Element und zwei Elementen bzw. zwei Elementen und vier Elementen bilden sich auch im Verlauf des Reservefaktors ab.

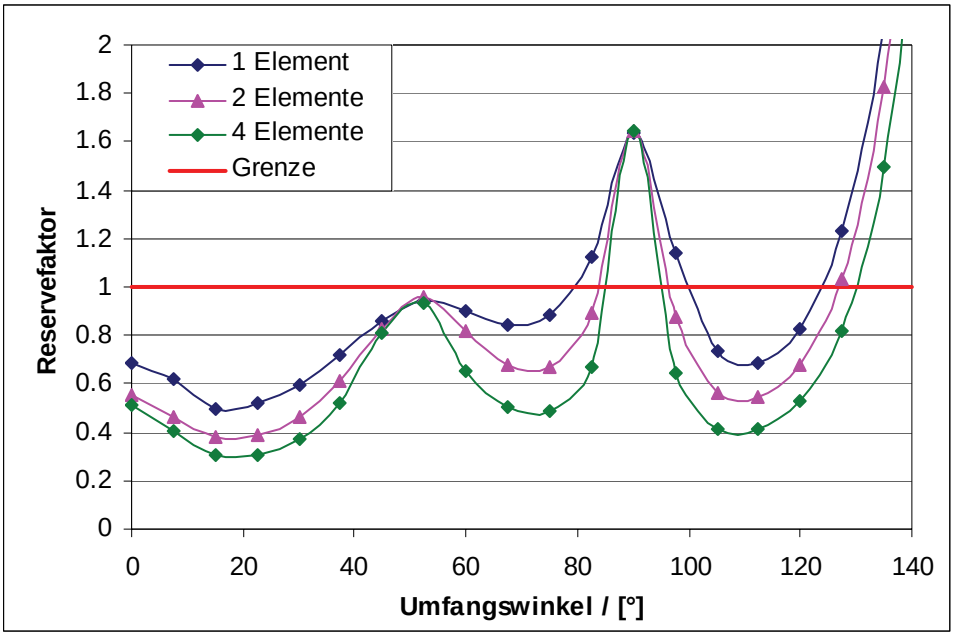


Abb. 5.3.8: Versagen im Lochrandverlauf; LC 65; Oberseite der 0°-Schicht

In **radialer Richtung** ergebenden sich ebenfalls ähnliche Verläufe der Reservefaktoren. Im Scheitel ist das Versagen am Lochrand für die Idealisierung der Faserverbundschicht mit einem

Element geringer (Abb. 5.3.9). Ab einem Abstand vom Lochrand von 5 mm bildet sich im Reservefaktor die τ_{31}-Unterschiede direkt ab. Auch hier sind die Unterschiede zwischen der Idealisierung von einem Element zu zwei Elementen größer, als von zwei Elementen zu vier Elementen.

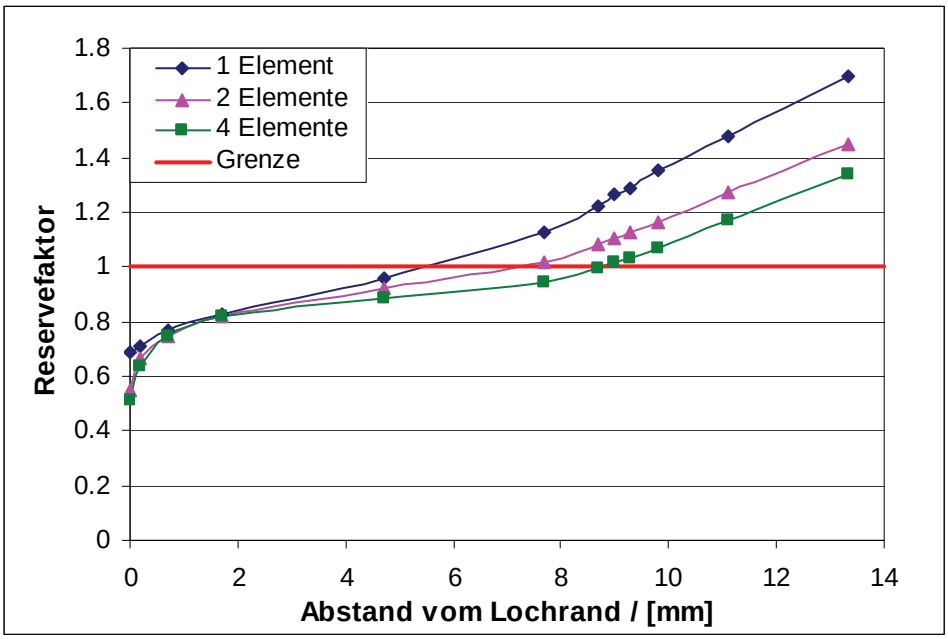


Abb. 5.3.9: Versagen im Scheitel; LC 65; Oberseite der 0°-Schicht

Für den 45° Winkel und den Restquerschnitt sind die radialen Verläufe der Reservefaktoren nahezu unabhängig von der Elementierung.

Die Versagensbetrachtung bestätigt die Abhängigkeit von der Anzahl der Elemente pro Verbundschicht. Je höher die Elementanzahl wird, desto geringer werden die Reservefaktoren.

Um den Einfluss der interlaminaren Spannungen auf das Versagen erfassen zu können, ist es daher notwendig, jede Faserverbundschicht im betrachteten Bereich mit mehr als einer Elementreihe zu idealisieren.

5.3.2 Überprüfung der interlaminaren Spannungen an der ±45°-Schicht

Ein wichtiges Kriterium für die Versagensbetrachtung der Bolzenverbindung ist die schichtweise Auswertung. Die interlaminaren Spannungen sind nur dann vollständig erfasst, wenn sich für die Auswertung von beiden an der Grenzschicht anschließenden Schichten die gleichen Spannungen ergeben. Deshalb werden im folgenden Abschnitt die interlaminaren Spannungen an der Unterseite der Faserverbundschicht 2 (±45°-Schicht) ebenfalls ausgewertet und mit denen aus der 0°-Schicht verglichen. Dazu müssen die Schichtspannungen allerdings auf das gleiche Koordinatensystem bezogen werden. Im vorliegenden Fall wird das globale Koordinatensystem genutzt, da es mit dem Schichtkoordinatensystem der 0°-Schicht übereinstimmt. Da bereits gezeigt werden konnte, dass ein Element über der Schicht nicht ausreicht, werden nur noch Rechnungen mit zwei und vier Elementen untersucht.

Eine Vergleichbarkeit bei der interlaminaren Normalspannung σ_z ist nur bis zu einem Umfangswinkel von 45° gegeben (Abb. 5.3.10). Dieses ist darauf zurückzuführen, dass die Extremwerte nicht direkt an den Schichtgrenzen erreicht werden (Abb. 5.1.3). Um die dort resultierende Änderung der Spannung numerisch vollständig erfassen zu können, darf die Elementhöhe direkt an der Schichtgrenze nicht mehr als 20 % der Schichtdicke betragen. Dieses ist im vorliegenden Fall bei zwei Elementen pro Schicht nicht gewährleistet.

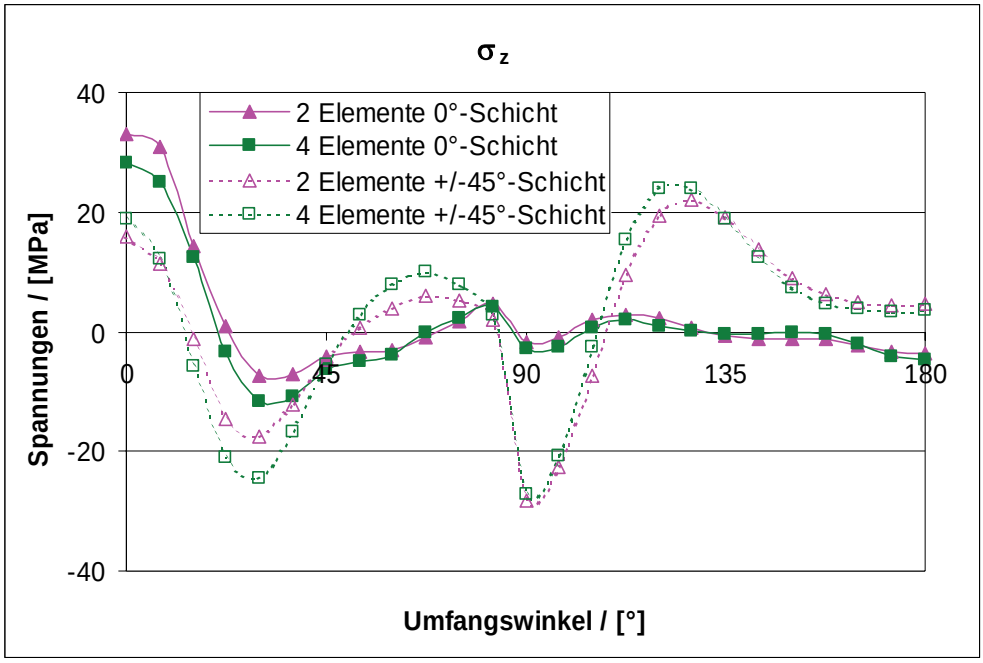


Abb. 5.3.10: Interlaminare Normalspannung σ_z im Lochrandverlauf; LC 65; Unterseite der ±45°-Schicht;

Die interlaminaren Schubspannungen τ_{yz} (Abb. 5.3.11) und τ_{zx} (Abb. A.2.9) im ±45°-Gelege und in der 0°-Schicht erreichen sehr gute Übereinstimmungen in den Verläufen bezogen auf die gleiche Idealisierung der Schichtdicke mit Elementen. Die Extremwerte erfahren eine geringfügige Verschiebung in der Lage in Umfangsrichtung.

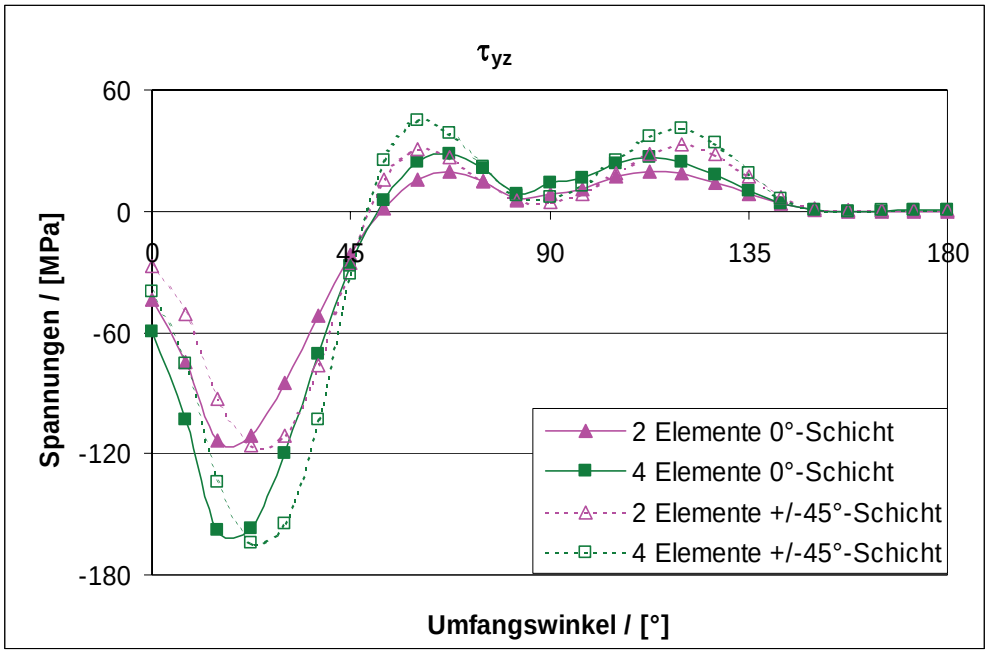


Abb. 5.3.11: Interlaminare Schubspannung τ_{yz} im Lochrandverlauf; LC 65; Unterseite der ±45°-Schicht;

5.4 Zusammenfassung der Randeffekte

Mit den FE-Rechnungen mit unterschiedlich feiner Elementierung über der Dicke der Faserverbundschichten konnte gezeigt werden, dass die bisherige Betrachtungsweise, jede Faserverbundschicht mit einem Element zu idealisieren, nicht ausreicht, um die interlaminaren Spannungen vollständig mit ihren Spannungsspitzen an den Rändern darzustellen. Es müssen mindestens zwei Elemente genutzt werden. Je feiner die Elementierung möglich ist und je kleiner die Elemente in Bereich der Schichtgrenzen werden, desto genauer können die Spannungsspitzen abgebildet werden.

Um die Rechenzeit des FE-Modells nicht übermäßig zu steigern, wird im Weiteren das FE-Modell mit zwei Elementen pro Faserverbundschicht genutzt. Bei weniger komplexen Systemen wird empfohlen, mehr Elemente zu nutzen und innerhalb der Faserverbundschicht kleinere Kantenlängen an den Rändern als in der Mitte zu realisieren.

6 Beanspruchungsgerechter Input von Materialkennwerten

Eine Besonderheit von Faserverbundwerkstoffen sind unterschiedliche Materialkennwerte für Zug- und Druckbelastung. In der Praxis wird ein Bauteil in der Regel abhängig von der Belastung einheitlich mit den entsprechenden Kennwerten ausgelegt.

Bei den bisherigen Rechnungen sind als Materialkennwerte des Faserverbunds die Zugkennwerte in allen Richtungen genutzt worden, da diese für das Zugversagen im Restquerschnitt, das als Versagen der betrachteten Bolzenverbindung erwartet wird, ausschlaggebend sind.

Für eine Bolzenverbindung ist dieses Vorgehen mit einheitlichen Materialkennwerten nicht mehr zulässig. Werden die Kräfte aus dem Bolzen über Druckbelastung übertragen, so ergeben sich Bereiche mit beiden Belastungen. Im Restquerschnitt wirken Zugbelastungen, während im Kontaktbereich des Bolzens Druckbelastungen auf den Faserverbund aufgebracht werden. Entsprechend muss in einer Bolzenverbindung ein beanspruchungsgerechter Input von Materialkennwerten vorgenommen werden, der im folgenden Kapitel diskutiert wird.

Die dafür benötigten Kennwerte werden für beide Belastungen durch Versuche ermittelt und sind für die in dieser Arbeit genutzten Materialien bereits in Tab. 3.5.3 und Tab. 3.5.4 aufgeführt.

6.1 Ermittlung der druckbeaufschlagten Bereiche

Der allgemein gültige Bereich in einer Bolzenverbindung, in dem die Druckkräfte aus dem Bolzen Druckbeanspruchungen bewirken, ist in Abb. 6.1.1 dargestellt. Dass dieser mit dem FE-Modell abgebildet werden kann, ist bereits in Abschnitt 4.2.2 nachgewiesen worden. Entscheidend ist aber nicht die radiale Spannung σ_r, sondern die Spannungen in Faserkoordinaten in den unterschiedlichen Schichten. Diese müssen entsprechend der Zug- und Druckbeanspruchung unterschieden werden.

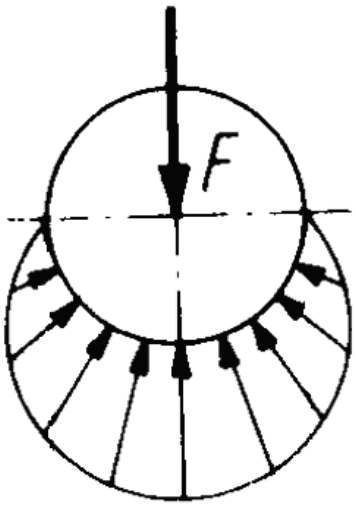


Abb. 6.1.1: Druckbereich in einer Bolzenverbindung [53]

In Abb. 6.1.2 und Abb. A.3.1 ist zu erkennen, dass sich die Bereiche in der 0°-Schicht mit Druckspannungen in Faserrichtung σ_1 und σ_2 bei linearem Materialgesetz und konstantem Überdeckungswinkel zwischen Bolzen und Verbund nahezu unabhängig von der Belastung ausbilden.

Im unbelasteten Bereich des Loches bilden sich aufgrund der Querkontraktion und der ansatzweisen freien Verformung des Loches Bereiche aus, die Druckspannungen aufweisen. In Faserrichtung sind diese auf den Lochrand beschränkt, senkrecht zur Faserrichtung treten diese Bereiche häufiger und auf einer größeren Fläche auf. Dagegen werden im Bereich des Druckübertrags aus dem Bolzen relativ ähnliche Flächen mit Druckspannungen sowohl in Faserrichtung als auch senkrecht zur Faserrichtung beaufschlagt.

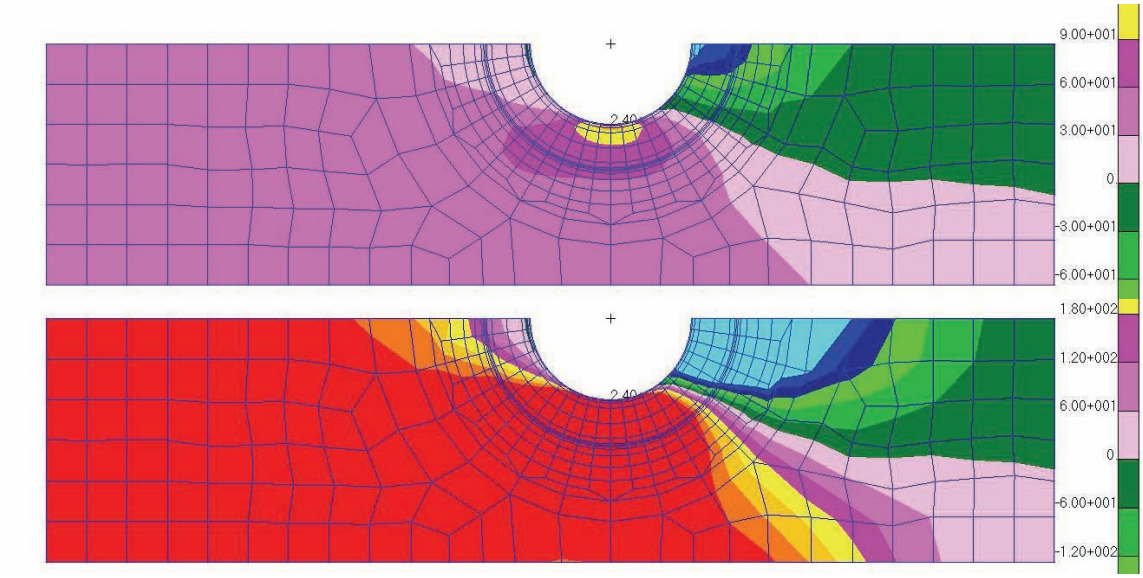


Abb. 6.1.2: Verteilung der Spannung σ_1 in Faserrichtung in der 0°-Schicht;
LC61 oben; LC70 unten

Unterschiedliche Bereiche mit Zug- bzw. Druckspannungen lassen sich auch in den ±45°- und 90°-Schichten finden (Abb. A.3.2 bis Abb. A.3.5).

Hinzu kommt aufgrund der Dicke der Schichten der Aspekt, dass die Spannungsverteilung über der Schichtdicke nicht konstant ist. Besonders ausgeprägt ist dieses Verhalten an der Ober- und Unterseite des Faserverbunds und innerhalb der dicken ±45°- und 90°-Schichten (Abb. 6.1.3).

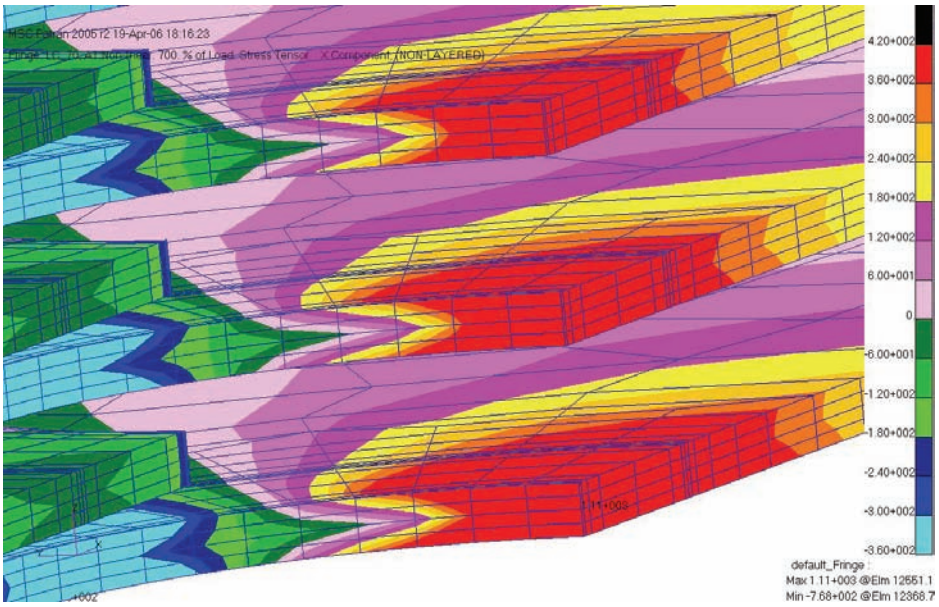


Abb. 6.1.3: Verteilung der Spannung σ_1 in Faserrichtung in der 90°-Schicht innerhalb der Schicht am Lochrand

Die gleiche Untersuchung wird auch für die Spannung σ_3 in Dickenrichtung durchgeführt. Im Gegensatz zu den bisher beobachteten konstanten Bereichen mit Druck- und Zugspannungen vergrößern sich die Bereiche mit Druckspannungen mit ansteigender Belastung (Abb. 6.1.4, Abb. A.3.6 und Abb. A.3.7).

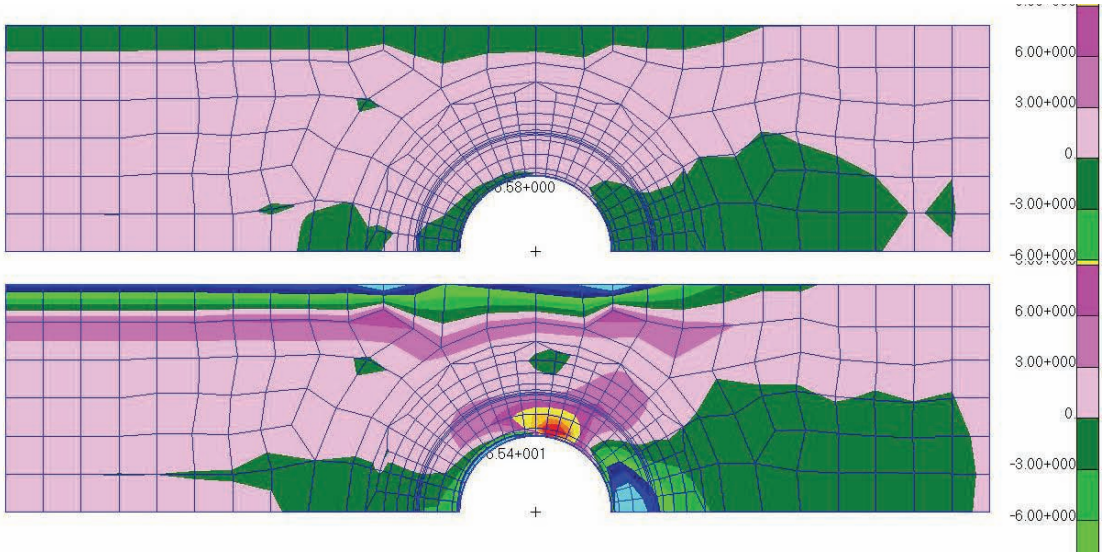


Abb. 6.1.4: Verteilung der Spannung σ_3 senkrecht zur Faserrichtung in der 0°-Schicht; LC61 oben; LC70 unten

Diese sich ausbildenden Bereiche müssen im FE-Modell mit den entsprechenden Materialkennwerten beaufschlagt werden. Im optimalen Fall kann dieser Unterschied direkt in der Beschreibung des Materialgesetzes mit berücksichtigt werden. Für isotrope Werkstoffe ist dieses schon möglich, für Faserverbundwerkstoffe aufgrund der Anisotropie in der Regel nicht.

Entsprechend werden im Folgenden die Bereiche im FE-Modell mit den unterschiedlichen Materialkennwerten direkt beaufschlagt. Eine Netzanpassung an die betroffenen Bereiche wird

nicht vorgenommen. Sind die Beanspruchungen eines Elements überwiegend im Druckbereich, so werden auf dieses Druckkennwerte aufgebracht andernfalls Zugkennwerte.

6.2 Auswirkungen auf die berechneten Ergebnisse

Werden die Materialkennwerte entsprechend der Zug- und Druckbeanspruchung angesetzt, ergeben sich hauptsächlich am Lochrand Änderungen. In der 0°-Schicht (Abb. 6.2.1 und Abb. 6.2.2) ändern sich die Extremwerte wie folgt:

Tab. 6.2.1: Maximalwerte für die unterschiedlichen Materialansätze

		Rechnung nur mit Zugkennwerten	Rechnung mit Zug- und Druckkennwerten
Spannung in Faserrichtung σ_1	Maximum	1202 MPa	1238 MPa
	Minimum	-1000 MPa	-973 MPa

Beide Extremwerte steigen um rund 3 % an. Eine Vergrößerung der betroffenen Bereiche ist nicht zu erkennen.

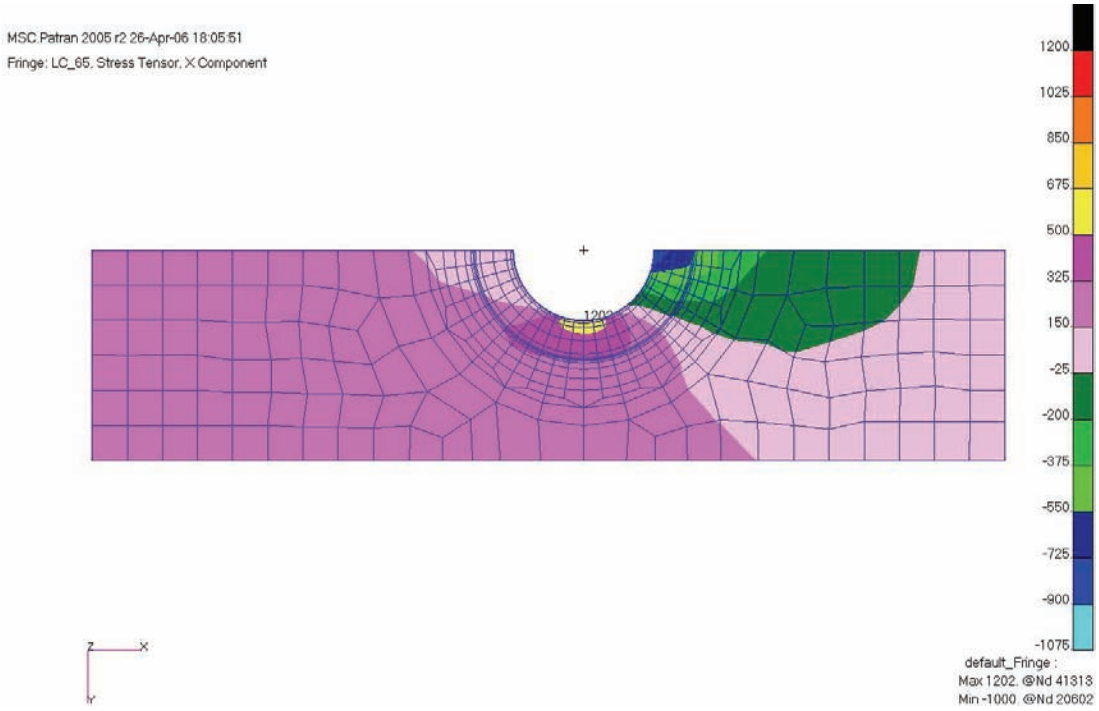


Abb. 6.2.1: Spannungen in Faserrichtung σ_1 in der untersten 0°-Schicht; LC 65; FE-Rechnung mit nur Zugkennwerten

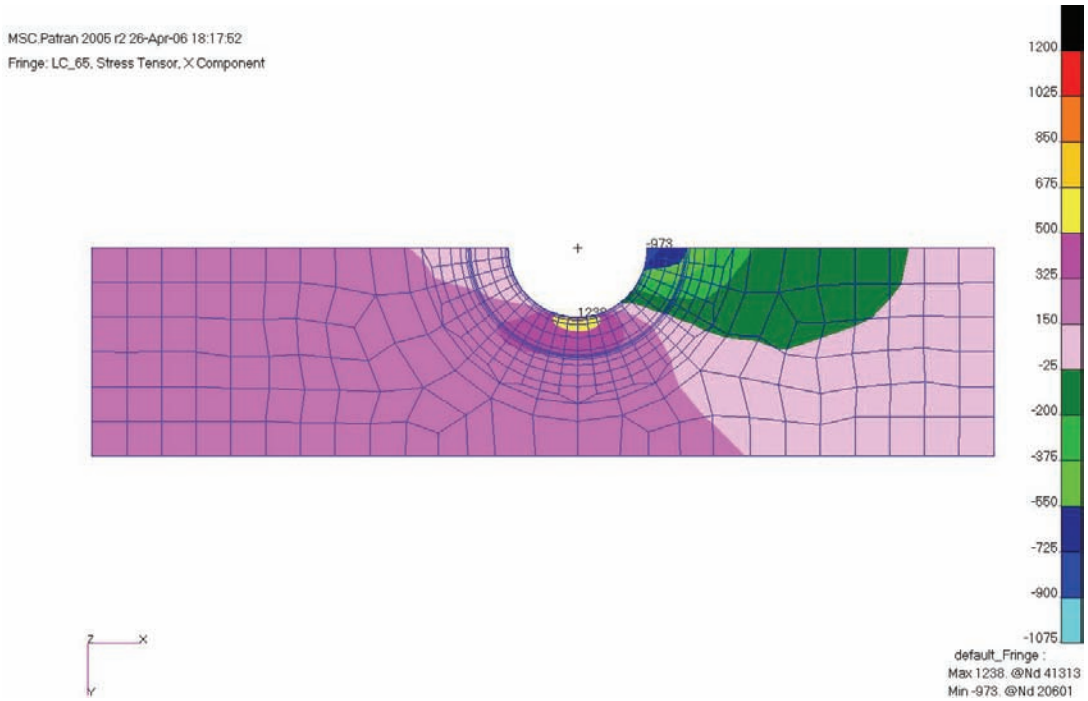


Abb. 6.2.2: Spannungen in Faserrichtung σ_1 in der untersten 0°-Schicht; LC 65; FE-Rechnung mit Zug- und Druckkennwerten

Auch für die anderen Spannungen an der 0°-Schicht ergeben sich nur Unterschiede in den Extremwerten am Lochrand (Abb. A.3.8 und Abb. A.3.9). Die betroffenen Bereiche bleiben erhalten. Gleiches ist auch an den ±45°- und 90°-Schichten zu erkennen (Abb. A.3.10 bis Abb. A.3.17).

Für die Betrachtung des Versagens mit dem Versagenskriterium nach Cuntze sind keine Anpassungen aufgrund der unterschiedlichen Materialkennwerte nötig. Abhängig vom Versagensmodus wird bereits die entsprechende Zug- bzw. Druckfestigkeit als Bezugsgröße genutzt. Lediglich bei der Beanspruchung in Faserrichtung wird auf die Faserbeanspruchung mit dem entsprechenden Zug-E-Modul übergegangen. Da dieses nur für die Zugbeanspruchung und nicht die Druckbeanspruchung durchgeführt wird, muss auch hier für die Bewertung des Versagens keine besondere Berücksichtigung der Materialkennwerte vorgenommen werden.

Der Verlauf der Reservefaktoren am Lochrand spiegelt die unterschiedlichen Spannungswerte wieder. Im Scheitel der 0°-Schicht (Abb. 6.2.3) ergeben sich zwar unterschiedliche Spannungen, da bei der linearen Materialbetrachtung an dieser Stelle bereits ZFB durch IFF1 und IFF2 vorliegt, spiegeln sich die Änderungen in der Faserspannung σ_1 nicht wieder. Dagegen zeichnen sich die Spannungsänderungen bei Winkeln von 45° und 90° deutlich auch im Reservefaktor ab, da dort die Dominanz anderer Spannungen nicht so stark ist.

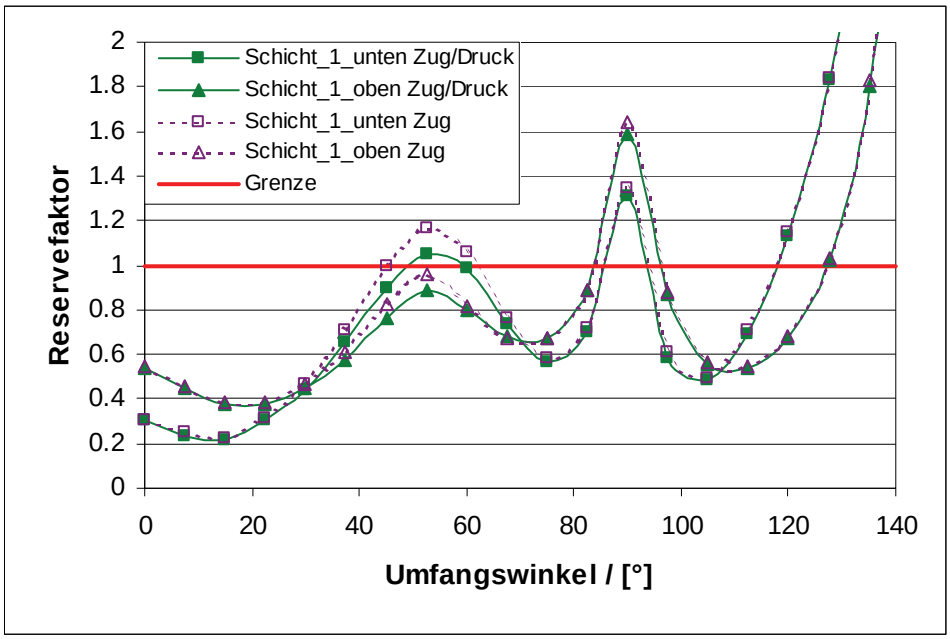


Abb. 6.2.3: Versagen in der untersten 0°-Schicht

Die Reservefaktoren in radialer Richtung ergeben im Scheitel keine Unterschiede zwischen den verschiedenen Materialzuweisungen (Abb. A.3.18). Unter einem Winkel von 45° sind die Reservefaktoren über den gesamten betrachteten Bereich geringer, wenn der beanspruchungsgerechte Materialinput genutzt wird, als wenn nur die Zugkennwerte angesetzt werden (Abb. 6.2.4). Im Restquerschnitt (Abb. A.3.19) ergeben sich nur im Bereich des Lochrands die bereits gezeigten Unterschiede.

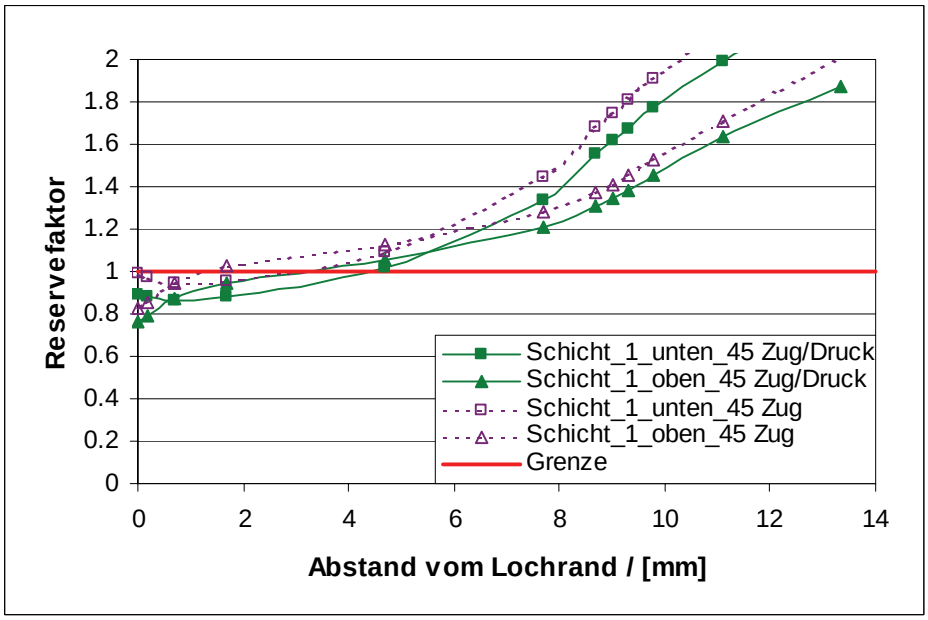


Abb. 6.2.4: Versagen unter 45° in der untersten 0°-Schicht

Sowohl in den ±45°-Schichten (Abb. A.3.20) als auch in den 90°-Schichten (Abb. A.3.21) wiederholt sich der Effekt der geänderten Materialkennwerte. Änderungen ergeben sich für den Scheitel und den Restquerschnitt nur am Lochrand. Lediglich unter dem Winkel von 45° ergeben sich über den gesamten betrachteten Bereich Änderungen. In der 90°-Schicht

(Abb. 6.2.5) sind die Reservefaktoren wie in der 0°-Schicht geringer, in der ±45°-Schicht sind sie höher (Abb. 6.2.6). Zurückzuführen sind die stärkeren Änderungen unter dem Winkel von 45° auf die stärkere Schwächung der ±45°-Schicht durch die Einführung der beanspruchungsgerechten Materialkennwerte. Der Unterschied in den Faser-E-Moduli beträgt mit rund 17 % fast das Doppelte im Vergleich zur Abnahme des Faser-E-Modul für die UD-Schicht. Entsprechend wird der gesamte Faserverbund weicher. Die 0°- und 90°-Schichten werden stärker beansprucht, da von den ±45°-Schichten nicht so hohe Kräfte aufgenommen werden. Dieses Verhalten bildet sich deutlich im Verlauf der Reservefaktoren ab.

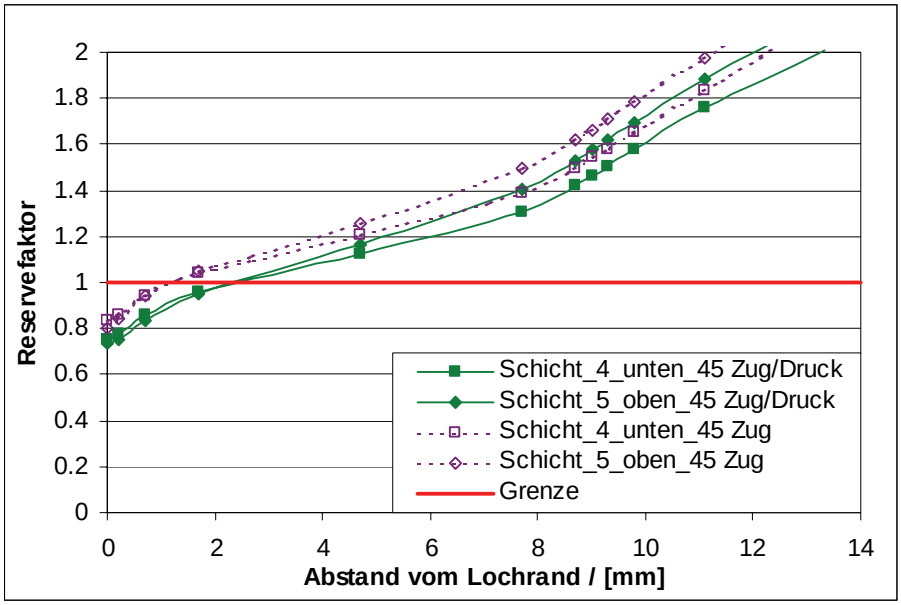


Abb. 6.2.5: Versagen unter 45° in der untersten 90°-Schicht

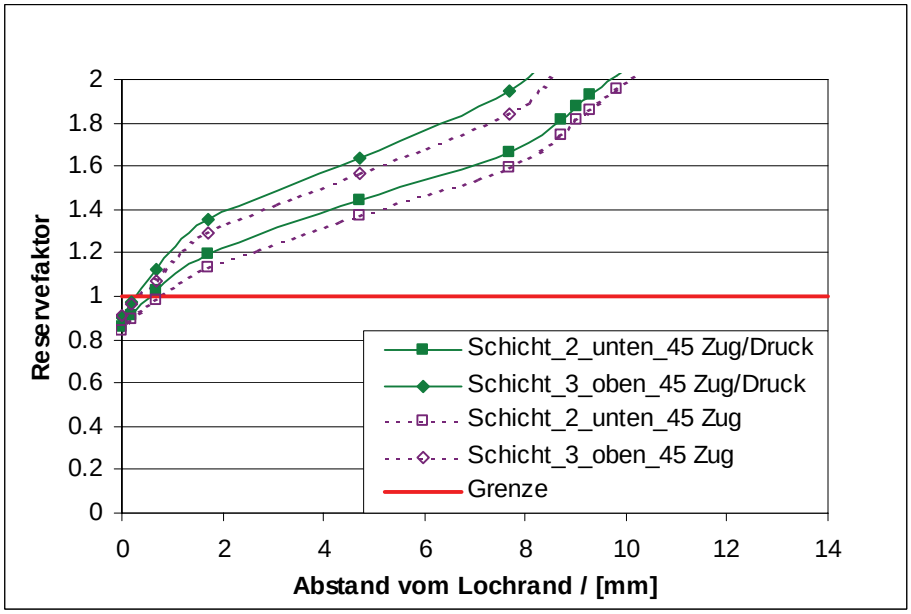


Abb. 6.2.6: Versagen unter 45° in der untersten ±45°-Schicht

6.3 Zusammenfassung

Die Untersuchungen zeigen, dass es zur genauen Erfassung der Spannungsspitzen am Lochrand nötig ist, nicht nur eine feine Idealisierung des FE-Netzes zu gewährleisten, es müssen auch die Materialkennwerte des Verbunds entsprechend der lokalen Beanspruchung zugewiesen werden. Dieses hat im Scheitel und im Restquerschnitt weniger einen Einfluss auf die Beanspruchung im Fernfeld, sondern bleibt lokal auf den Bereich der höchsten Beanspruchung - dem Lochrand - beschränkt. Dort bilden sich die Spannungsspitzen stärker aus. Unter dem Winkel von 45° ergeben sich durch die Einführung der beanspruchungsgerechten Materialkennwerte eine Schwächung des Faserverbunds, die durch die starke Abminderung des E-Moduls in den Faserrichtungen der ±45°-Schichten im Vergleich zu der Abminderung der UD-Schichten zurückzuführen ist. Damit wird von den ±45°-Schichten nicht so viel Belastung aus den UD-Schichten übernommen, wodurch über den gesamten betrachten Bereich das Versagen in den 0° und 90°-Schichten ansteigt, während es in den ±45°-Schichten reduziert wird.

Die Bewertung des Versagens kann weiterhin mit dem Versagenskriterium nach Cuntze vorgenommen werden. In diesem wird bereits nach Zug- und Druckbeanspruchung unterschieden. Der Übergang von der Schichtspannung auf die Faserbeanspruchung mit dem dazugehörigen E-Modul wird nur für die Zugbeanspruchung in Faserrichtung in der UD-Schicht genutzt. Entsprechend kann das Versagenskriterium weiterhin direkt angewendet werden. Eine von den aufgebrachten Materialkennwerten abhängige abschnittsweise Auswertung ist nicht nötig.

Insgesamt muss für eine genaue Betrachtung des Versagens ein beanspruchungsgerechter Input der Materialkennwerte berücksichtigt werden, um die Spannungsspitzen am Lochrand genauer abbilden zu können.

7 Validierung des FE-Modells durch Versuche

Zur Validierung des in den vorangegangenen Kapiteln entwickelten FE-Modells und der damit gewonnenen theoretischen Erkenntnisse werden Lochleibungsversuche an dickwandigen Faserverbund-Proben vorgenommen. Der Lagenaufbau und die geometrischen Abmessungen entsprechen denen, die in Kapitel 3 aufgeführt sind.

7.1 Versuchskampagne

In der durchgeführten Versuchskampagne werden die Proben ausschließlich bei Raumtemperatur und Umgebungsbedingungen eines Versuchslabors getestet.

Für die Probekörper werden trockene CFK-Gelegeschichten entsprechend dem Lagenaufbau in Abschnitt 3.2 abgelegt und anschließend mit dem Harz infiltriert. Sowohl die Probeplatte, als auch die daraus geschnittenen und mit den Bohrungen versehenen Probekörper werden mit Ultraschall auf Fehlstellen untersucht.

Die erste Probe wird kontinuierlich bis zu einer Kraft von 500 kN belastet, ausgebaut und erneut mit Ultraschall auf Schädigungen untersucht. Anschließend wird der Probekörper bis zum vollständigen Versagen weiter belastet.

Aufgrund der geringen Probenanzahl von insgesamt 6 Probekörpern und des sich einstellenden Versagens der Probekörper wird auf eine zerstörende Prüfung vor dem finalen Versagen der Proben verzichtet.

Die weiteren 5 Probekörper werden ohne Stopp kontinuierlich bis zum finalen Versagen belastet.

Bei allen Probekörpern wird mit DMS der Beanspruchungszustand an den Außenseiten der Probekörper gemessen um die FE-Rechnungen validieren zu können. Zusätzlich wird das Kraft-Verformungsverhalten über den Kolbenweg des Prüfstands aufgezeichnet. Mit dieser Aufzeichnung wird das globale Verformungsverhalten des Systems mit dem in der FE-Rechnung abgeglichen.

Während der Versuchskampagne sind folgende Fehler aufgetreten:

- Beim Versuch mit der Probe Nr. 3 sind keine Dehnungen aufgezeichnet worden und
- beim Versuch mit der Probe Nr. 2 ist aufgrund einer falschen Einstellung eine Vorbelastung der Probe erfolgt, so dass sehr viele DMS fehlerhafte Dehnungen angezeigt haben.

7.2 Versuchsaufbau

Die Prüfung der Proben erfolgt mittels einer hydraulischen Prüfmaschine M2 1000 kN der Firma Schenck (Abb. 7.2.1). Der Versuch wird weggesteuert bis zum Bruch mit einer Prüfgeschwindigkeit von 1 mm/min durchgeführt.

Die folgenden Größen sind gemessen worden:

- die Kraft mit einer 1000 kN Messdose (Nr. 1 in Abb. 7.2.1),
- der Kolbenweg (Nr. 2 in Abb. 7.2.1) und
- die Dehnungen auf der Probe mittels DMS (Abb. 7.2.2).

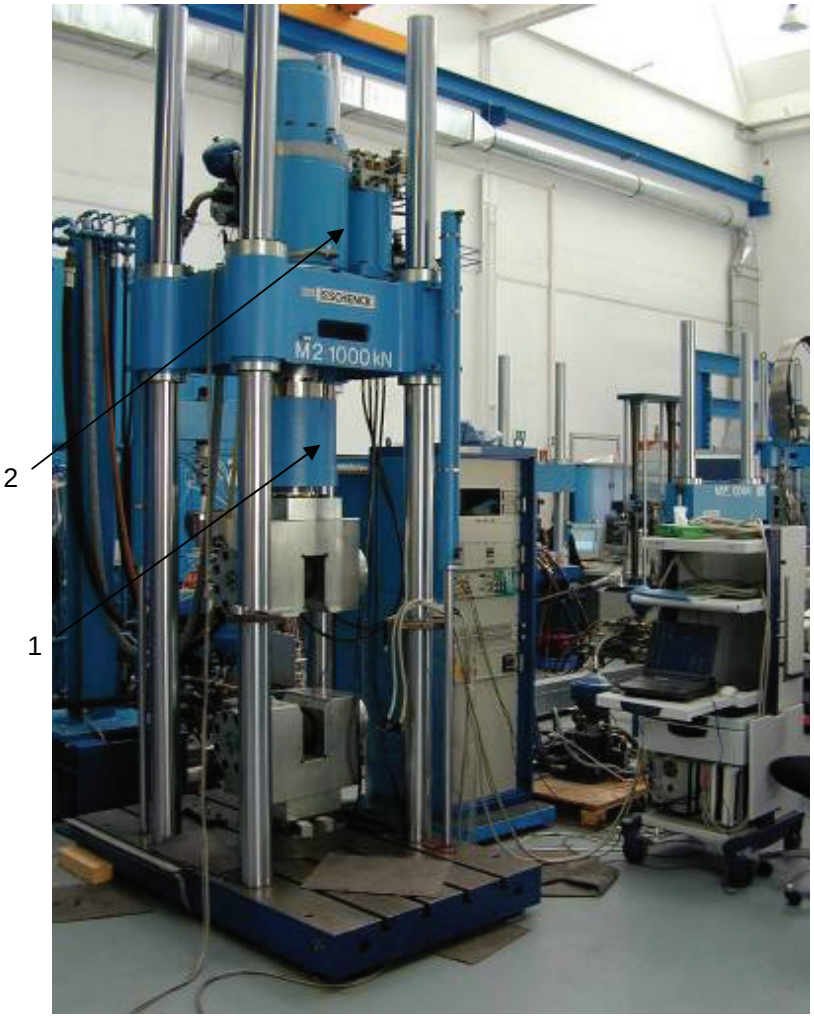


Abb. 7.2.1: Versuchsaufbau des Lochleibungs-Versuchs

Aufgrund des nahezu spielfreien Übergangs zwischen Bolzen und Bohrung im Probekörper müssen die Bolzen durch Abkühlung geschrumpft werden, damit die Bolzen kraftfrei durch die Hülsen der Probenaufnahme und den CFK-Probekörper eingeführt werden können. Anschließend werden die Probenaufnahmen in dem hydraulischen Spannzeug eingespannt (Abb. 7.2.2).

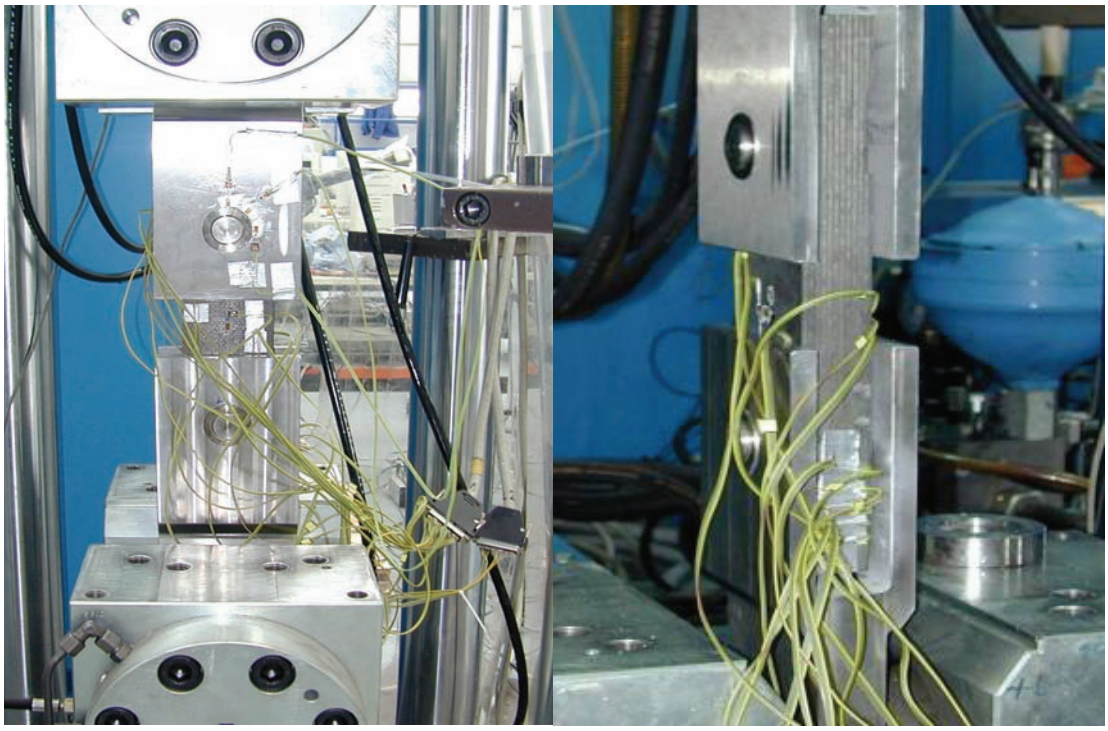


Abb. 7.2.2: Verwendete Prüfvorrichtung

Die DMS und die Probenaufnahme (Abb. 7.2.2) müssen voneinander elektrisch isoliert werden, um einer Messergebnisverfälschung durch Kontakt der Anschlussdrähte mit dem Stahl vorzubeugen. Dieses geschieht mit einem Isolierlack bei den Drähten und mit Sprühteflon bei der Probenaufnahme. Nach jedem Test werden die Hülsen durch neue ausgetauscht, um gleiche Versuchsbedingungen zu gewährleisten.

7.3 Versuchsergebnisse

Für die Validierung des FE-Modells werden DMS an der Oberseite (90°-Schicht) und der Unterseite (0°-Schicht) des Faserverbunds außerhalb der Hülse (Abb. 7.3.1) angebracht. Da die Hülsen zur Zentrierung der Probe in der Probenaufnahme genutzt werden, ist ein Abstand der DMS vom Lochrand von mindestens 9 mm nötig.

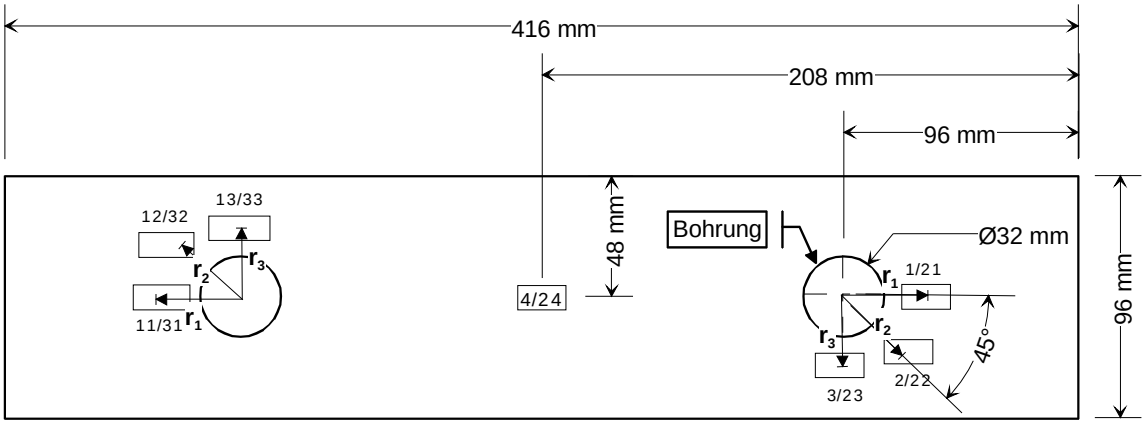


Abb. 7.3.1: Lage und Nummerierung der DMS auf dem Faserverbund

Für den Versuch werden die folgenden DMS genutzt. Die Nummerierung ist so angelegt, dass die Nummern 1 bis 13 auf der Unterseite des Faserverbunds liegen, Nummer 21 bis 33 auf der

Oberseite. Wobei die DMS mit den Nummern 1 bis 3 bzw. 21 bis 23 die Dehnungen am rechten Loch in Abb. 7.3.1 messen, die Restlichen am linken Loch. DMS 4 und 24 werden in der Mitte der Probe angebracht, um den ungestörten Bereich zu betrachten und evtl. auftretende Biegung des Probekörpers ermitteln zu können.

Tab. 7.3.1: DMS Zuordnung und Messrichtung in Faserkoordinaten

	DMS Nummer	DMS Art	Radialer Abstand der DMS Mitte	Messwerte
0°-Schicht / Unterseite	1/11	XY91-3/120	31 mm	ε_1, ε_2
	2/12	XY91-3/120	31 mm	$\varepsilon_{45°}$, $\varepsilon_{-45°}$
	3/13	LY11-3/120	30.5 mm	ε_1
	4	LY11-3/120	112 mm	ε_1
90°-Schicht / Oberseite	21/31	LY11-3/120	31 mm	ε_2
	22/32	XY91-3/120	31 mm	$\varepsilon_{45°}$, $\varepsilon_{-45°}$
	23/33	LY11-3/120	30.5 mm	ε_2
	24	LY11-3/120	112 mm	ε_2

Fehlen in den nachfolgenden Abbildungen DMS, so sind diese bei den Messungen ausgefallen.

Für die Validierung werden die gemessenen Dehnungen mit den Dehnungen an den Knoten verglichen, die der nominalen Messstelle am nächsten liegen. Für die FE-Rechnungen wird ein Modell mit allen bisher diskutierten Ergebnissen (Idealisierung, 2 Elemente pro Schicht, beanspruchungsgerechte Materialkennwerte) genutzt.

7.3.1 Kraft-Verformungs-Aufzeichnung

Die Wegaufzeichnung im Versuch findet im Hydraulikzylinder (Abb. 7.2.1) statt. Es ergibt sich eine Reihenschaltung von Zylinder, Kraftmess-Dose, Spannbacken und Versuchsaufbau. Jedes dieser Teile unterliegt der aufgebrachten Kraft und trägt damit zur Verformung und so zur Abminderung der Steifigkeit des gesamten Systems bei. Da das FE-Modell nur die Faserverbundprobe, die Bolzen, die Hülse und die Probenaufnahme abbildet, werden geringere Verformungen berechnet. Entsprechend kann der Vergleich nur einen Anhaltspunkt liefern und kann nicht zur Validierung des FE-Modells genutzt werden.

Hinzu kommt, dass alle Bauteile eine gewisse Toleranz besitzen. Auch dieses ist im FE-Modell nicht abgebildet, sondern es wird z.B. kein Spiel zwischen Bolzen und Verbund berücksichtigt. Auch dadurch ist die reale Verformung größer, als die berechnete.

Mit allen Probekörpern werden in etwa die gleichen Kraft-Weg-Kurven erreicht (Abb. 7.3.2). Ab einer Kraft von 400 kN erfährt die gemessene Kurvekurve eine Degradation, die sich immer stärker ausbildet. Der Vergleich mit den Dehnungen aus den DMS-Aufzeichnungen weist nach, dass spätestens bei dieser Kraft Abweichungen von der berechneten Dehnung vorkommen. Es ergeben sich erste Schädigungen im Faserverbund.

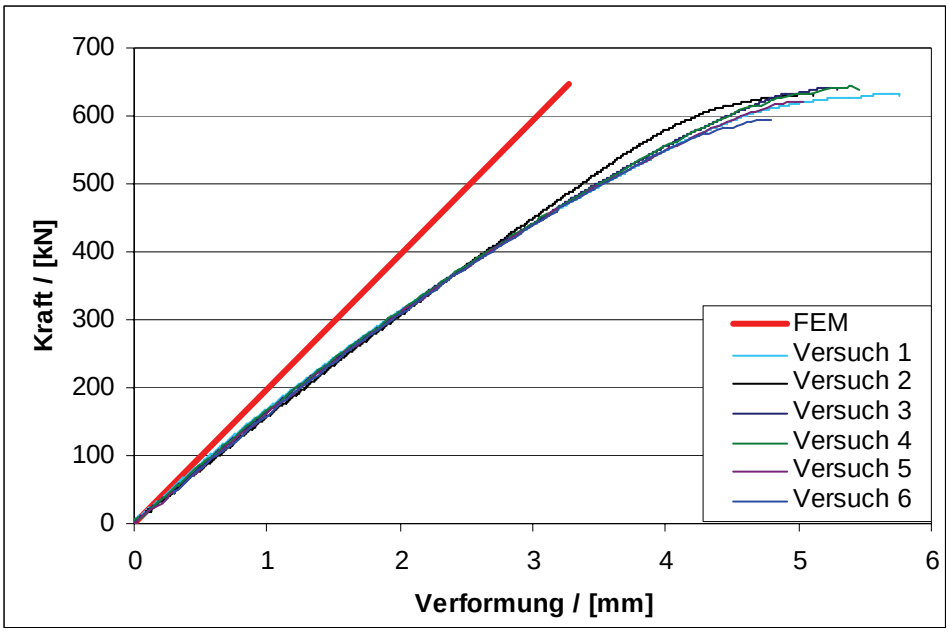


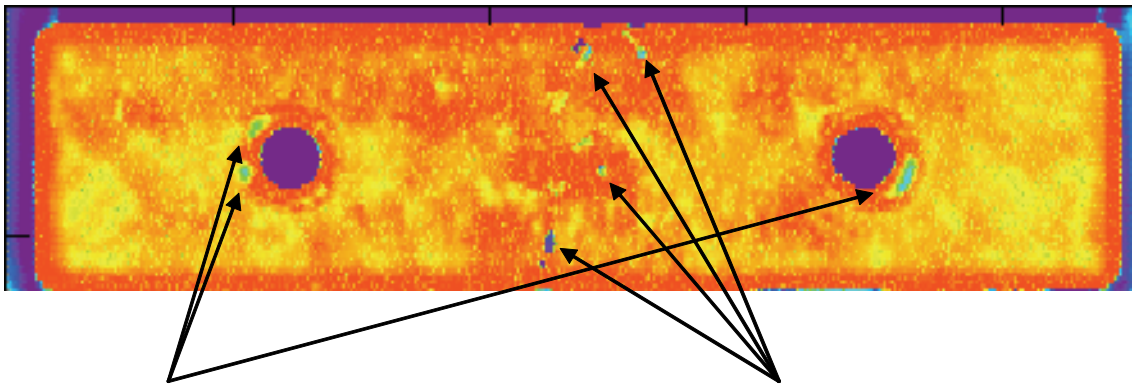
Abb. 7.3.2: Kraft-Verformungs-Diagramm

Bei einer gemittelten Kraft von 625 kN versagen die Faserverbundproben schlagartig im Restquerschnitt (Abb. 7.3.10). Eine bleibende Lochaufweitung im Scheitel aufgrund von Lochleibung ist an den Außenrändern in geringem Maße festzustellen. Durch die höhere Belastung aus der Bolzenbiegung werden diese Bereiche stärker beansprucht (Abb. 7.4.5). Zudem können sich die Schichten bis zu einem gewissen Grad frei nach außen verformen. Diese Versagensmuster werden im Abschnitt 7.3 und 7.4 detailliert diskutiert.

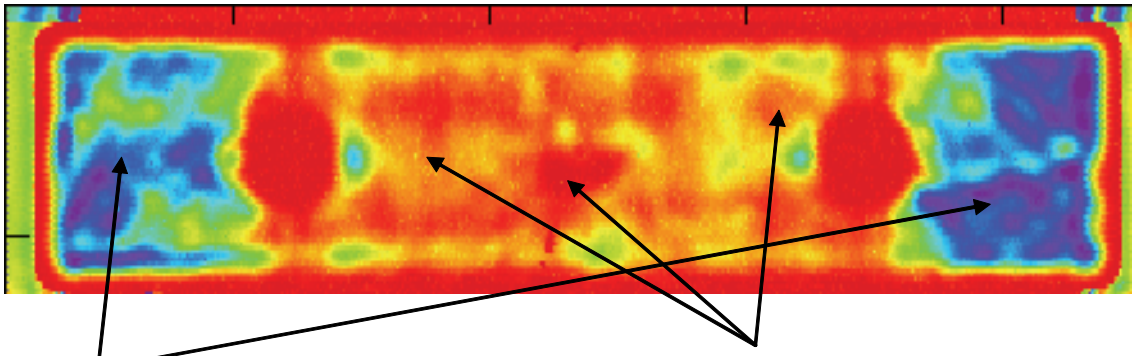
Die erreichte Versagenskraft ist gleichzusetzen mit einer Lochleibungsfestigkeit gegen Bruch von rund 490 MPa. Aus dem ansatzweise linearen Verlauf der Kraft-Verformungs-Kurve (bis 400 kN) lässt sich eine lineare Lochleibungsfestigkeit von 310 MPa errechnen. Dieser Wert ist geringer, als der, der in der mechanischen Modellierung (Abschnitt 3.1) zugrunde gelegt worden ist. Entsprechend wäre eine Bauteilauslegung auf die gemessenen Werte anzupassen.

Bei einer Kraft von 500 kN wurde die Belastung an Probe Nr. 1 abgebrochen und diese ist mittels Ultraschall auf Schädigungen geprüft worden (Abb. 7.3.3). Die Kraft liegt im degradierten Bereich der Kraft-Verformung Kurve, in dem das teilweise Schichtversagen akustisch zu hören war.

In Abb. 7.3.3 ist zu erkennen, dass es aufgrund der hohen Zugbeanspruchung im Bereich zwischen den Bolzen zu einer großflächigen Schädigung kommt. Im Druckbereich der Kraftüberleitung aus dem Bolzen ergeben sich in einer Tiefe von 1.5 mm von den Außenseiten der Probe Delaminationen, die in der radialen Ausbreitung auf die direkte Umgebung des Loches beschränkt bleiben. Dieses kann über die Fehlerblende bewertet werden. Das Rückwandecho (Abb. 7.3.3, unten) zeigt, wo sich aufgrund der Belastung großflächige Fehlstellen im Probekörper ergeben. Dort wird der Schall früher reflektiert, bzw. abgelenkt.



Delamination ca. 1.5 mm unter der Oberfläche Anzeigen von DMS und DMS Ausrüstung



Probekörper in Ordnung Fehlstellen im Probekörper

Abb. 7.3.3: Ultraschallbilder an einer Probe nach einer Belastung von 500 kN;
oben: Fehlerblende; unten: Rückwandecho

7.3.2 DMS Unterseite – 0°-Schicht

In der Probenmitte (DMS 4) kann die Dehnung in der FE-Rechnung direkt am Knoten abgelesen werden, die nominale DMS-Mitte und der Knoten besitzen die gleichen Koordinaten. Es ergibt sich mit allen Versuchen eine sehr gute Übereinstimmung der Dehnung in Faserrichtung ε_1 (Abb. 7.3.4). Die Werte müssen allerdings auch sehr gut übereinstimmen. Wäre das im Bereich fernab des Loches nicht der Fall, wäre im FE-Modell der Kraftübertrag aus der Probenaufnahme in den Faserverbund nicht korrekt abgebildet. Die sich ausbildenden Schädigungen im Material (Abb. 7.3.3) sind Zwischenfaserbrüche, die auf den Kraftübertrag durch die 0° Schichten keinen Einfluss haben.

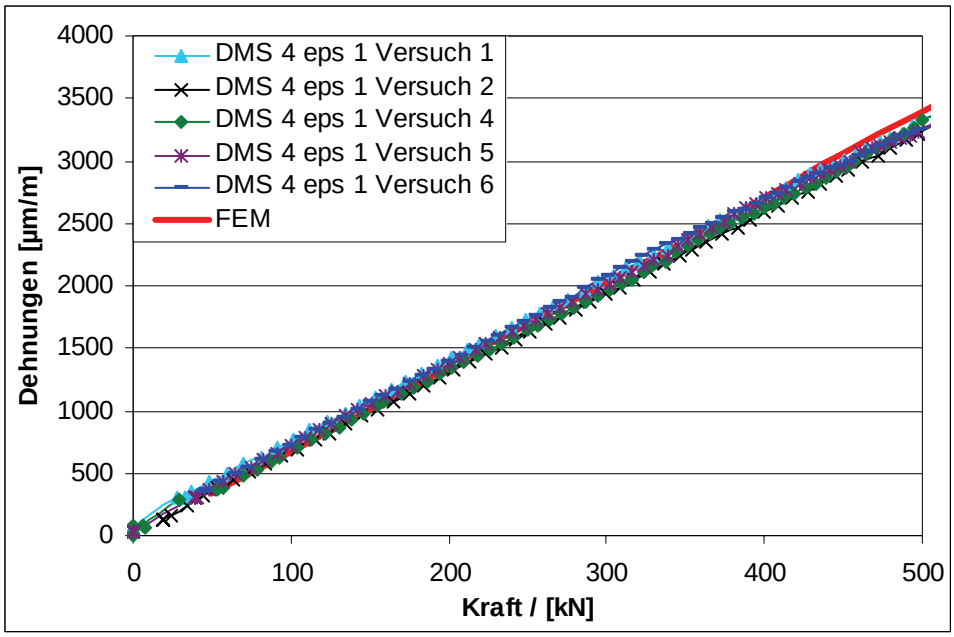


Abb. 7.3.4: Dehnungsvergleich in der Mitte der Probe DMS 4; ε_1

Auch im Restquerschnitt (DMS 3 und 13) ergibt sich für alle Versuche eine sehr gute Übereinstimmung zwischen gemessenen und errechneten Dehnungen (Abb. 7.3.5). Abweichungen sind erst bei sehr hohen Kräften zu beobachten, bei denen es z.B. zu Zwischenfaserbruch kommen kann und dieser die Messung beeinflusst.

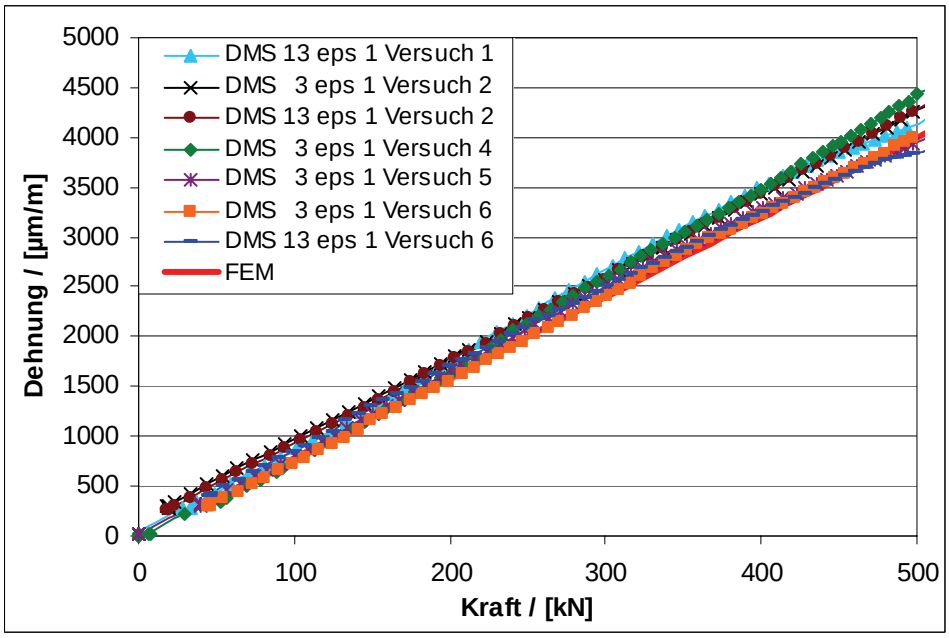


Abb. 7.3.5: Dehnungsvergleich im Restquerschnitt; 0°-Schicht; DMS 3 und 13; ε_1

Im Scheitel (DMS 1 und 11) stimmen die FE-Ergebnisse im niederen Lastbereich sehr gut mit den Versuchsergebnisse überein (Abb. 7.3.6). Da sich die DMS im Lochleibungsbereich befinden, werden diese sehr stark beansprucht. Durch die Druckbelastung kann Zwischenfaserbruch auftreten, wodurch die im Faserverbund vorhandenen Beanspruchungen abgebaut werden. Entsprechend ergeben sich dann die Abweichungen von den numerisch berechneten Werten.

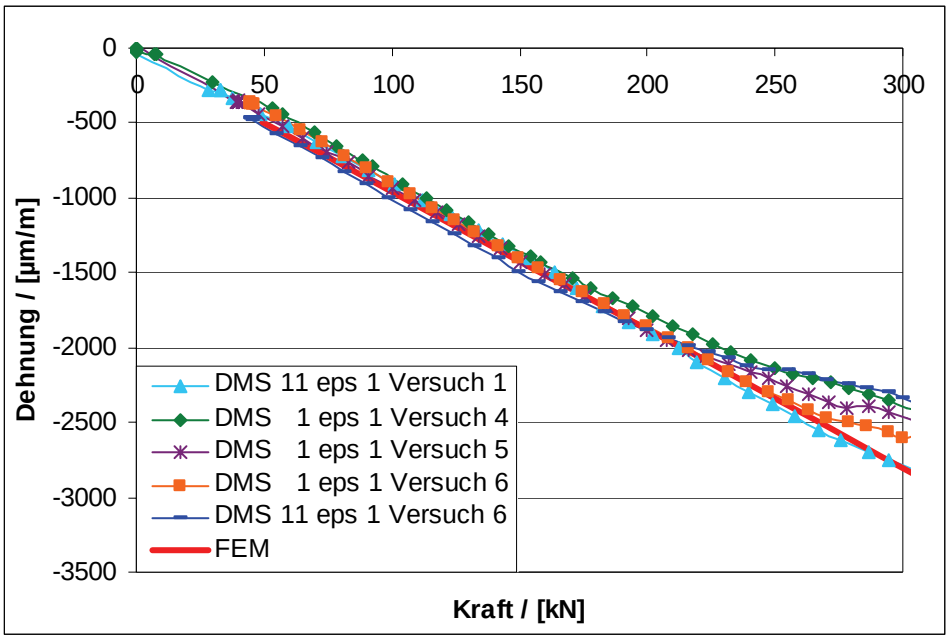


Abb. 7.3.6: Dehnungsvergleich im Scheitel; 0°-Schicht; DMS 1 und 11; ε_1

Nur im Scheitel an der 0°-Schicht ist auch die Dehnung quer zur Belastungsrichtung ε_2 gemessen worden. Der Vergleich mit den Messungen zeigt, dass es im unteren Belastungsbereich zu sehr guten Übereinstimmungen zwischen Ergebnissen der FE-Rechnung und den Versuchen kommt.

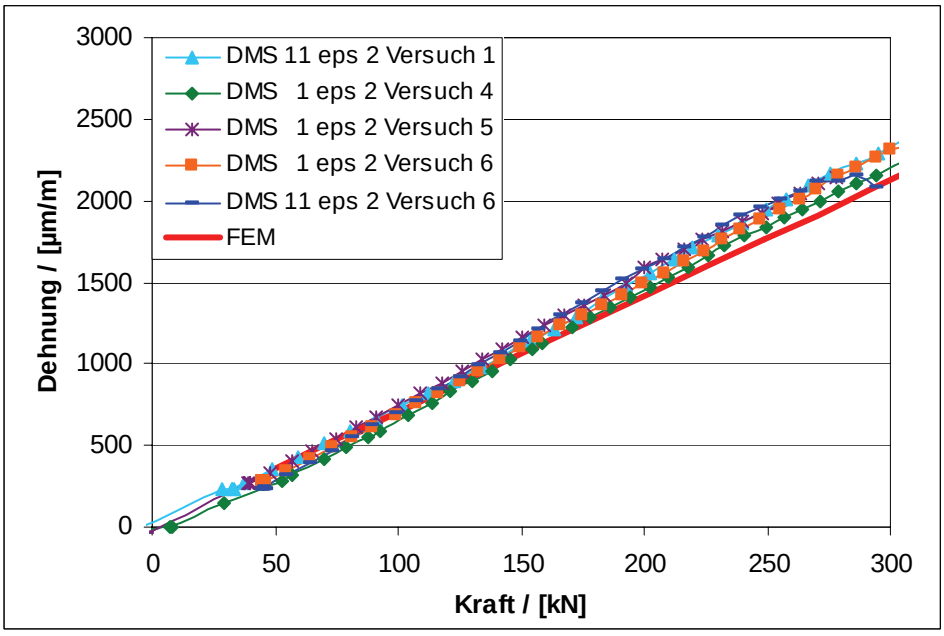


Abb. 7.3.7: Dehnungsvergleich im Scheitel; 0°-Schicht; DMS 1 und 11; ε_2

Unter einem Winkel von 45° (DMS 2 und 12) ergeben sich ebenfalls nahezu deckungsgleiche Kurven für die berechneten und gemessenen Dehnungen sowohl in -45°- (Abb. A.4.1) als auch in 45°-Richtung (Abb. A.4.2).

An den hoch beanspruchten 0°-Schichten ergeben sich für alle berechneten Dehnungen sehr gute Übereinstimmungen mit den Messungen.

7.3.3 DMS Oberseite – 90°-Schicht

In der Mitte der Probe (DMS 24) ergibt sich auch an der Oberseite des Verbunds im unteren Belastungsniveau, solange noch kein Zwischenfaserbruch in der 90°-Schicht auftritt, noch eine sehr gute Übereinstimmung zwischen den gemessenen und berechneten Werten.

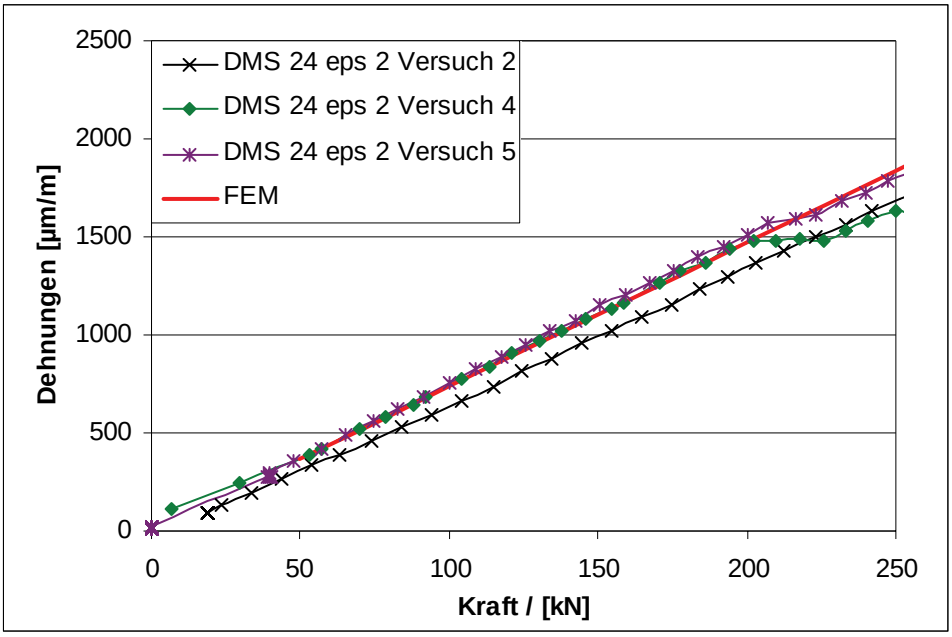


Abb. 7.3.8: Dehnungsvergleich in der Mitte der Probe DMS 24; ε_2

Der Vergleich der Dehnungen in der Mitte der Probe an der Unter- (Abb. 7.3.4) und der Oberseite (Abb. 7.3.8) zeigt geringfügig höhere Dehnungen an der Oberseite. Damit kann nachgewiesen werden, dass sich die Probe krümmt. Die Krümmung erfolgt in Richtung der Unterseite der Probe.

Im Restquerschnitt (DMS 23 und 33) ergeben sich im unteren Belastungsbereich sehr gute Übereinstimmungen zwischen errechneten und gemessenen Dehnungen. Da es sich hier um den am höchsten beanspruchten Bereich der Probe verbunden mit der schwächsten Schicht in Belastungsrichtung handelt, kommt es zu einer frühen Ablösung der DMS, was den ungleichförmigen Verlauf der Messkurven erklärt.

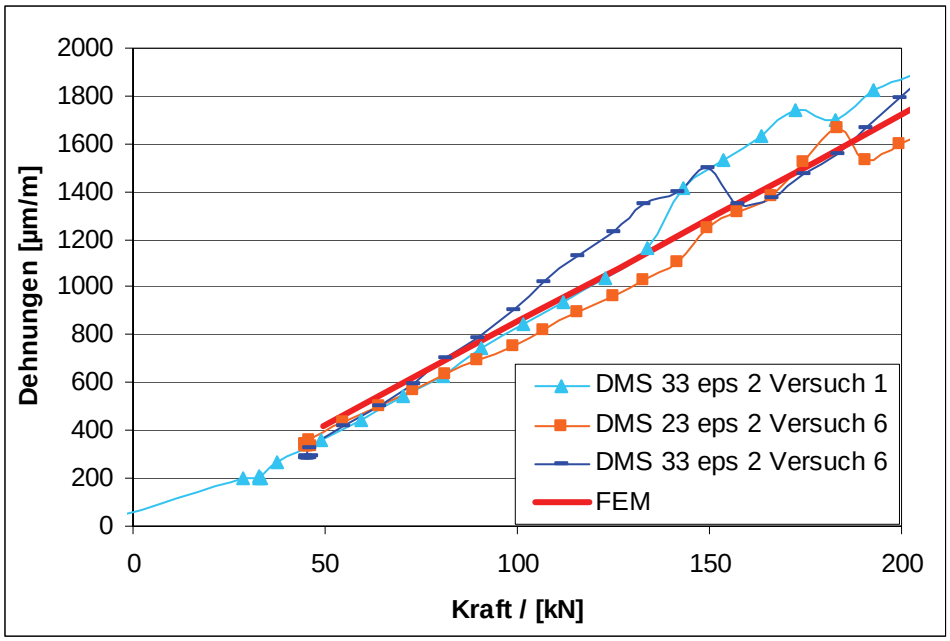


Abb. 7.3.9: Dehnungsvergleich im Restquerschnitt; 90°-Schicht; DMS 23 und 33; ε_2

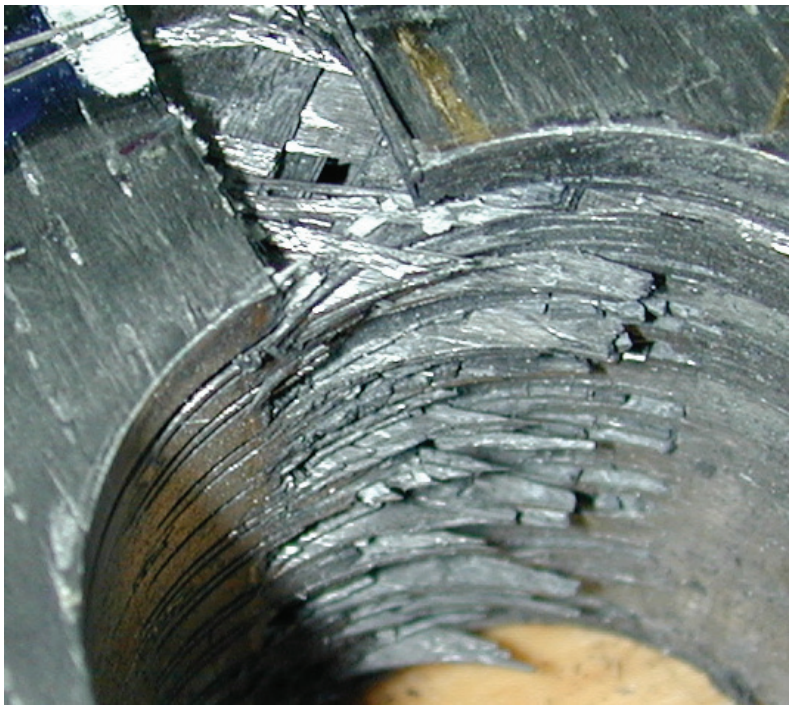


Abb. 7.3.10: Auf ZFB versagte 90°-Schicht im Restquerschnitt

Im Scheitel (DMS 21 und 31) und unter einem Winkel von 45° (DMS 22 und 32) ergeben sich an der Oberseite im unteren Belastungsniveau nahezu deckungsgleiche Verläufe der Dehnungen der FE-Rechnung und der Messungen (Abb. 7.3.11, Abb. A.4.3 und Abb. A.4.4).

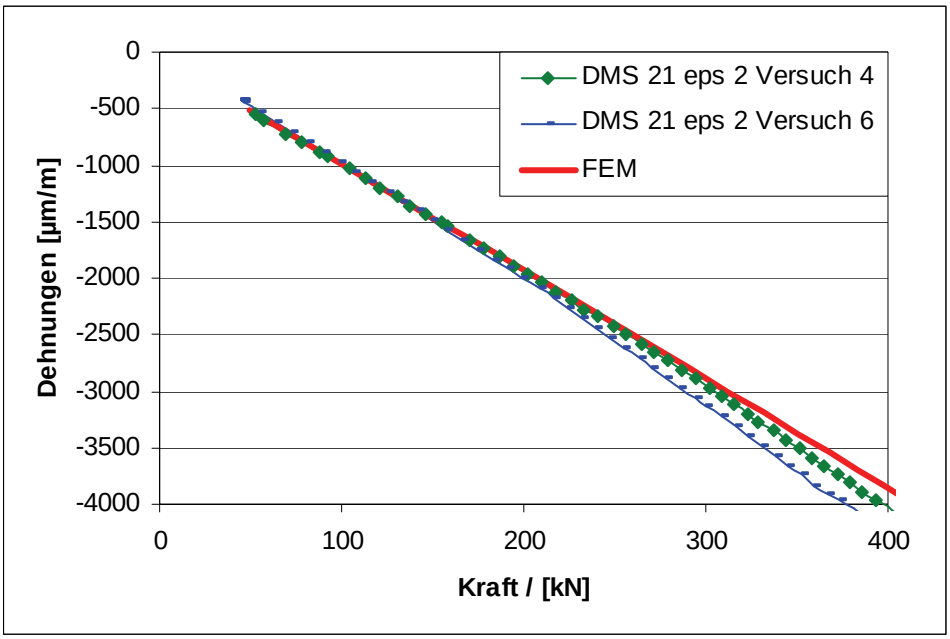


Abb. 7.3.11: Dehnungsvergleich im Scheitel; 90°-Schicht; DMS 21; ε_2

Für alle mit den DMS gemessenen Dehnungen sind zumindest im unteren Belastungsbereich sehr gute Übereinstimmungen mit der FE-Rechnung festzustellen. Bei weiter ansteigenden Lasten kann es zum einen zu Ausfällen der DMS kommen und zum anderen wird mit dem FE-Modell die Degradation des Materials nicht abgebildet, so dass eine Vergleichbarkeit nicht mehr möglich ist.

Insgesamt kann mit dem entwickelten FE-Modell die Beanspruchung für eine dickwandige Faserverbund-Bolzenverbindung im linear elastischen Materialbereich sehr gut abgebildet werden. Für den Bruchnachweis werden sich Abweichungen ergeben.

7.4 Diskussion der Einflussparameter auf das Versagen der Verbindung

Im folgenden Abschnitt wird anhand der Rechnung mit dem oben validierten FE-Modell die Tragfähigkeit der Bolzenverbindung untersucht. Dazu werden zuerst allgemeine Bewertungsgrößen, wie der Kontaktwinkel, die Kippung und die Biegung des Bolzens diskutiert. Danach schließt sich eine Bewertung der versagten Bereiche innerhalb der Schichten mit dem Versagenskriterium nach Cuntze an, die mit Schliffbildern aus den versagten Probekörpern verglichen werden.

7.4.1 Kontaktwinkel zwischen Bolzen und Bohrung

Der Kontaktwinkel (Abb. 7.4.1) ist zum einen von den unterschiedlichen Schichtsteifigkeiten, d.h. von der Faserorientierung abhängig. Damit können sich im Loch der Faserverbundprobe unterschiedliche Werte ergeben. Zum anderen ergibt sich eine Abhängigkeit von der Höhe der Belastung (Abb. 7.4.2).

Der sich im FE-Modell einstellende Kontaktwinkel wird ausgewertet, indem der Status – offen oder geschlossen – der GAP-Elemente betrachtet wird, die den Kontakt zwischen Bolzen und Verbund ermöglichen und damit den Kraftübertrag gewährleisten.

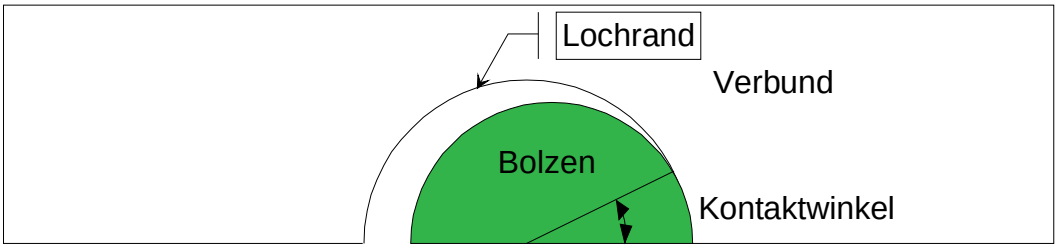


Abb. 7.4.1: Darstellung des Kontaktwinkels zwischen Bolzen und Bohrung

Für alle Schichten in der Abb. 7.4.2 bildet sich der Kontaktwinkel erst mit zunehmender Kraft vollständig aus.

In der 0°-Schicht bildet sich unabhängig von der Höhenlage nach dem ersten Belastungsschritt ein Kontaktwinkel von 82.5° aus.

Bei den ±45°-Schichten variiert der Kontaktwinkel abhängig von der Lage und der Belastung. Liegt die Schicht im Einflussbereich einer 0°-Schicht, so ergibt sich bei hohen Lasten auch hier ein Kontaktwinkel von 82.5°. Je höher die Last wird, in desto mehr Bereichen der ±45°-Schichten stellt sich dieser Kontaktwinkel ein. In der Mitte der Doppelschicht und im Einflussbereich der 90°-Schichten bleibt der Kontaktwinkel bei einem Wert von 75°.

Die 90°-Schichten variieren mit der Last und der angrenzenden Schicht. In der Mitte der Doppelschichten wird für alle 90°-Schichten ein Kontaktwinkel von 90°, am Übergang zu den ±45°-Schichten ein Winkel von 82.5° erreicht.

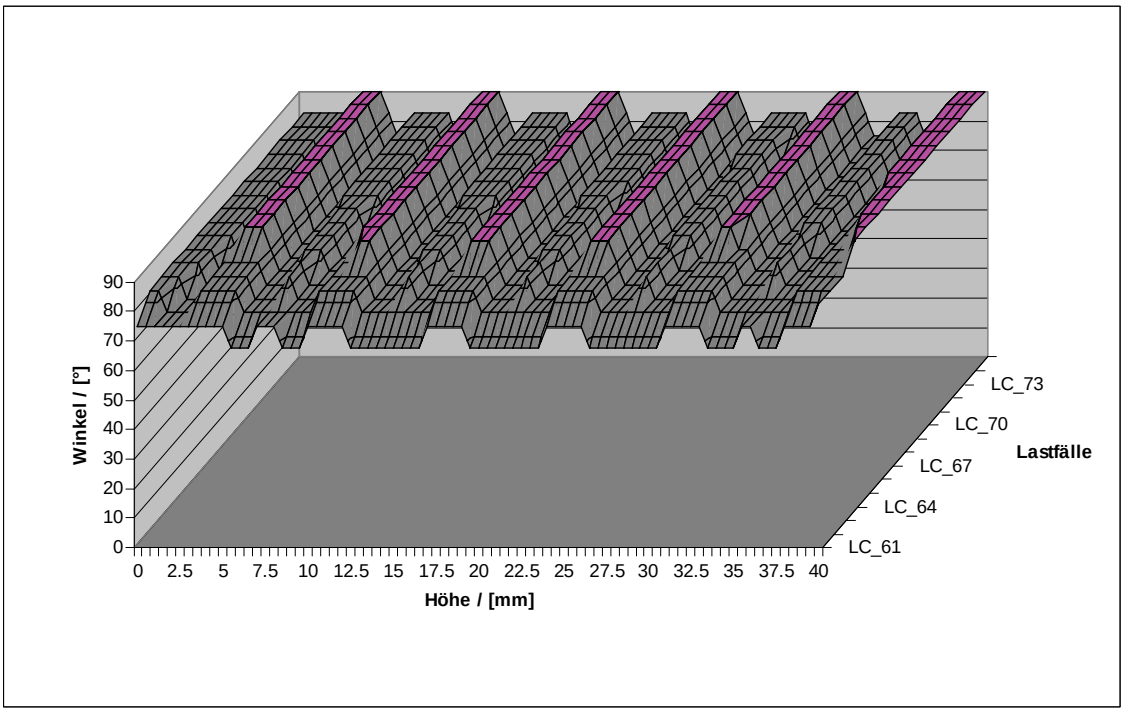


Abb. 7.4.2: Kontaktwinkel zwischen Bolzen und Loch über der Höhe des Loches im Faserverbund in Abhängigkeit des Lastfalls

Anhand der Kontaktwinkel wird deutlich, dass die Verformung des Lochs sowohl von der übertragenen Kraft, als auch von der Steifigkeit der Schicht abhängt. Über der Höhe existieren nur geringe Winkeländerungen.

Es zeigt sich, dass eine Annahme des Kontaktwinkels, eine starre Verbindung über MPC's oder dünne Zwischenelemente, wie sie in Abschnitt 3.4.1.3 diskutiert worden ist, den sich ändernden Kontaktwinkel nicht abbilden kann. Eine Modellierung des Bolzens und die Nutzung von Kontaktelementen ist für eine schichtweise Betrachtung des Faserverbunds zwingend erforderlich, um eine realistische Lastverteilung in die einzelnen Schichten verwirklichen zu können.

Soll der Einfluss der Belastung auf die Winkeländerung detaillierter untersucht werden, dann reicht die hier verwirklichte Winkelteilung nicht mehr aus. Die Elementierung in Umfangsrichtung müsste dann noch deutlich feiner gewählt werden.

7.4.2 Kippwinkel des Bolzens

Durch den symmetrischen Versuchsaufbau ergibt sich die Kippung des Bolzens einzig aus dem unsymmetrischen Aufbau des Faserverbunds. In realen Verbindungen kann zusätzlich noch ein Anteil aus z.B. unterschiedlich dicken Armen der Probeaufnahme resultieren (Abb. 2.1.1).

Der Kippwinkel α ist der Winkel, der sich zwischen der gedachten Linie zwischen den Mittelknoten an den Deckflächen des Bolzens zur globalen Z-Achse einstellt (Abb. 7.4.3).

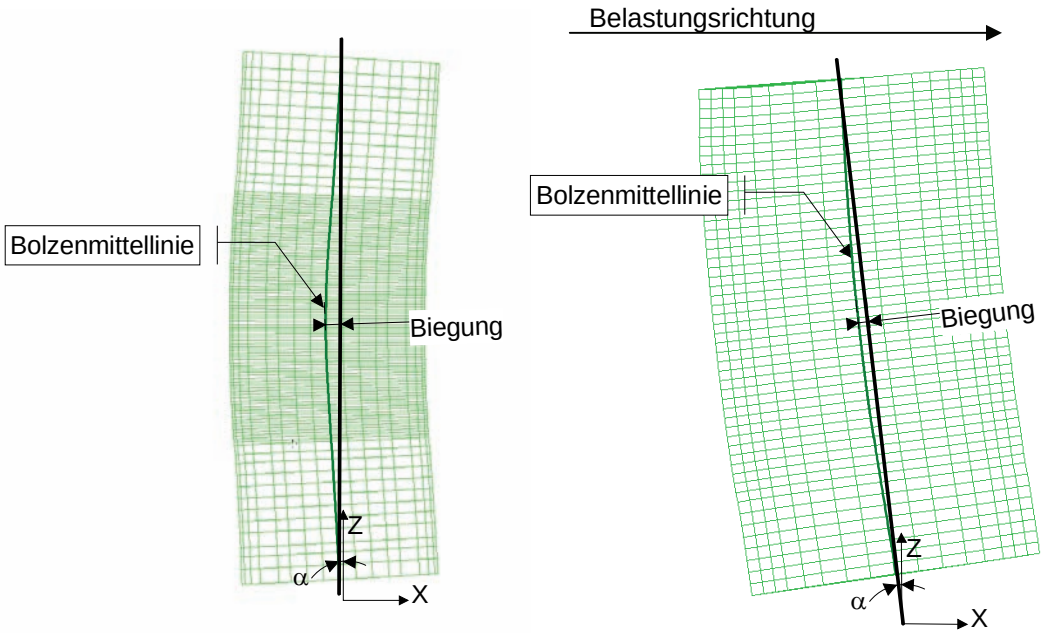


Abb. 7.4.3: Kippwinkel α des Bolzens und Biegung der Bolzenmittellinie; LC 65; 15fach verstärkte Darstellung; links: symmetrische; rechts: unsymmetrische Probenaufnahme

Durch die Symmetrie der Probenaufnahme (Abschnitt 3.4.1.4) stellt sich während der Versuche nur ein geringer Kippwinkel ein (Abb. 7.4.3, links). In Abb. 7.4.4 ist der Anstieg des Kippwinkels dargestellt. Mit steigender Belastung degradiert die Kurve des Kippwinkels geringfügig.

Für die Lastverteilung über der Höhe des Lochs im Faserverbund bewirkt dieser Kippwinkel eine verstärkte Belastung der unteren Schichten, die zusätzlich zur Biegung wirkt. Diese Belastungsverschiebung ist, wie in Abb. 7.4.5 dargestellt, an der Unterseite der Probe zu erkennen. Dort ist der Lochrand im Bereich des Scheitels ausgebrochen.

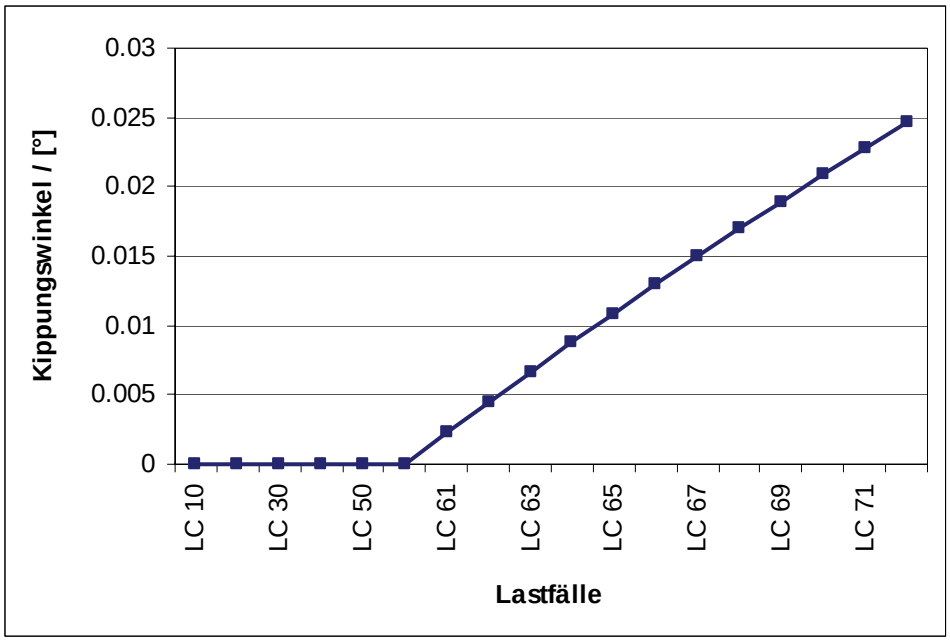


Abb. 7.4.4: Kippwinkel α des Bolzens

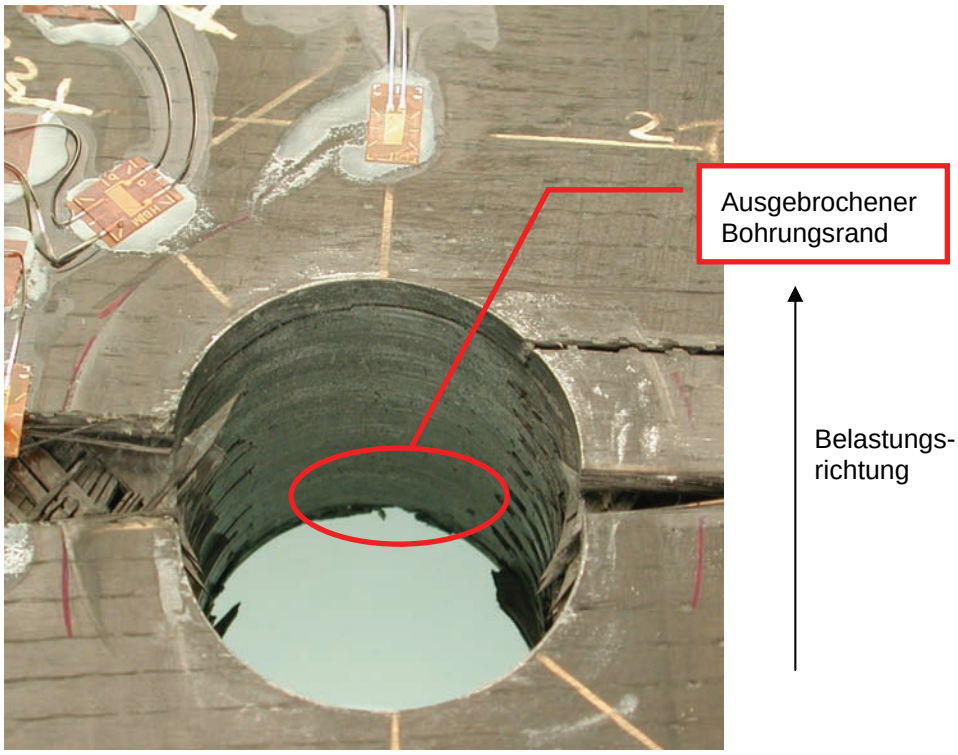


Abb. 7.4.5: Versagen am unteren Rand der Probe aufgrund der Belastungskonzentration

7.4.3 Biegung des Bolzens

Dem oben beschriebenen Kippwinkel wird eine Biegung des Bolzens überlagert, da die Kraft an beiden Enden des Bolzens eingeleitet wird (Abb. 7.4.3). Durch die hohe Wanddicke des Faserverbunds muss die Biegung untersucht werden. Im Folgenden wird die maximale Durchbiegung der Bolzenmitte berechnet, indem der größte Abstand der verformten Bolzenmitte von der sich aus dem Kippwinkel des Bolzens ergebenden Linie ermittelt wird.

Die maximale Durchbiegung liegt für diese FE-Rechnung in der Mitte des Bolzens. Wie bei dem Kippwinkel, ist die Zunahme mit steigender Belastung nahezu linear (Abb. 7.4.6).

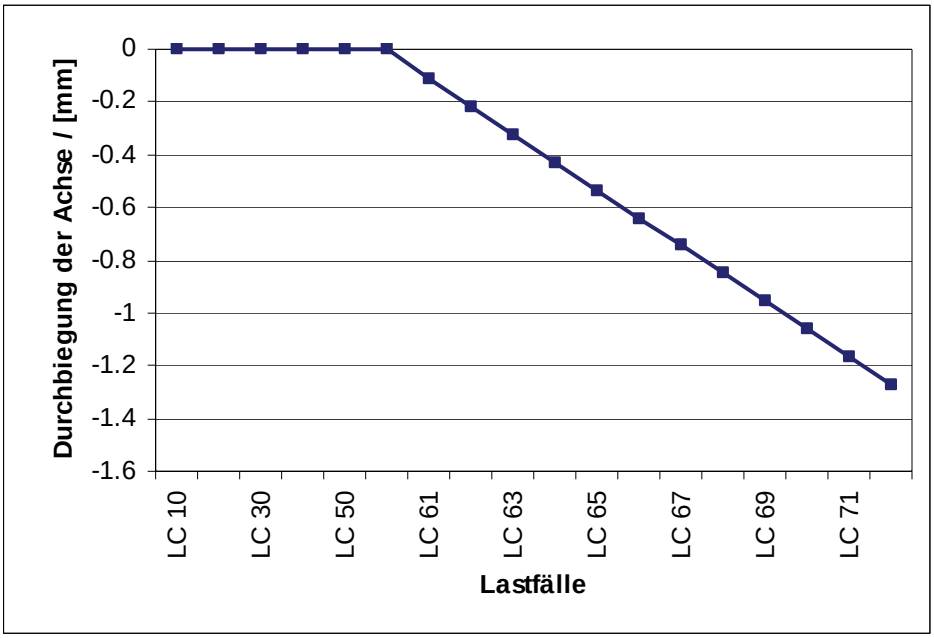


Abb. 7.4.6: Durchbiegung des Bolzens

Bis zum Versagen des Verbunds werden Durchbiegungen von bis zu 5 % des Bolzendurchmessers erreicht. Für das Loch im Faserverbund bedeutet diese Biegung eine stärkere Beanspruchung der Außenseiten und eine Entlastung in der Mitte der Lochhöhe (Abb. 7.4.5).

Durch die Anwendung des linearen Materialgesetzes können mit dem FE-Modell sprunghafte Änderungen des Kontaktwinkels, des Kippwinkels und der Biegung nicht abgebildet werden. Durch Faser- und Zwischenfaserbruch kann sich eine Änderung in der Kontaktfläche ergeben, indem geschädigte Bereiche nicht mehr mit tragen, z.B. am untern Lochrand (Abb. 7.4.5). Dieses kann zu einer nicht zu vernachlässigenden Änderung der Kontaktbedingung und damit zu geänderten Belastungen an den noch intakten Schichten führen, die zusätzlich zu den Belastungen infolge der schädigungsbedingten Umlagerung zwischen den Schichten auftreten.

7.4.4 Versagen der Verbindung aufgrund der Lochverformung

Neben der Lochaufweitung durch das Versagen der Schichten muss auch die elastische Lochaufweitung aufgrund der Belastung betrachtet werden. Diese wirkt unabhängig von einem Faserversagen. Beide zusammen stellen die absolute Lochaufweitung dar.

Im Faserverbund ist die Lochaufweitung von der Lage der Schicht im Faserverbund abhängig. Durch die Biegung kommt es an den Außenseiten des Faserverbund zu den größten Lochaufweitungen (Abb. 7.4.7). Aufgrund der Kippung des Bolzens ist die Lochaufweitung an der Unterseite des Faserverbunds geringfügig größer, als an der Oberseite. Ergeben sich größere Kippwinkel durch unsymmetrisch eingeleitete Lasten, ist die Verschiebung der größten Lochaufweitung deutlich ausgeprägter.

Die Lochaufweitung bildet sich nicht kontinuierlich aus. Es ist eine Abhängigkeit von der lokalen Steifigkeit, dem Kontaktwinkel, der Biegung und der Kippung des Bolzens zu erkennen. Die Verläufe über der Lochhöhe weisen geringe Schwankungen auf. Die Lochaufweitung erreicht im linearen Kraft-Verformungsbereich (bis LC 68) keine kritischen Werte. Bei weiter ansteigenden Kräften kann aufgrund der Materialformulierung nicht die absolute Lochaufweitung abgebildet werden, da es zu einem Versagen in der Probe kommt, das numerisch in den Verformungen noch nicht berücksichtigt werden kann. Die numerisch errechnete lineare Lochaufweitung erreicht die 2 %-Grenze [25] erst zum Zeitpunkt des Versagens an den Außenrändern.

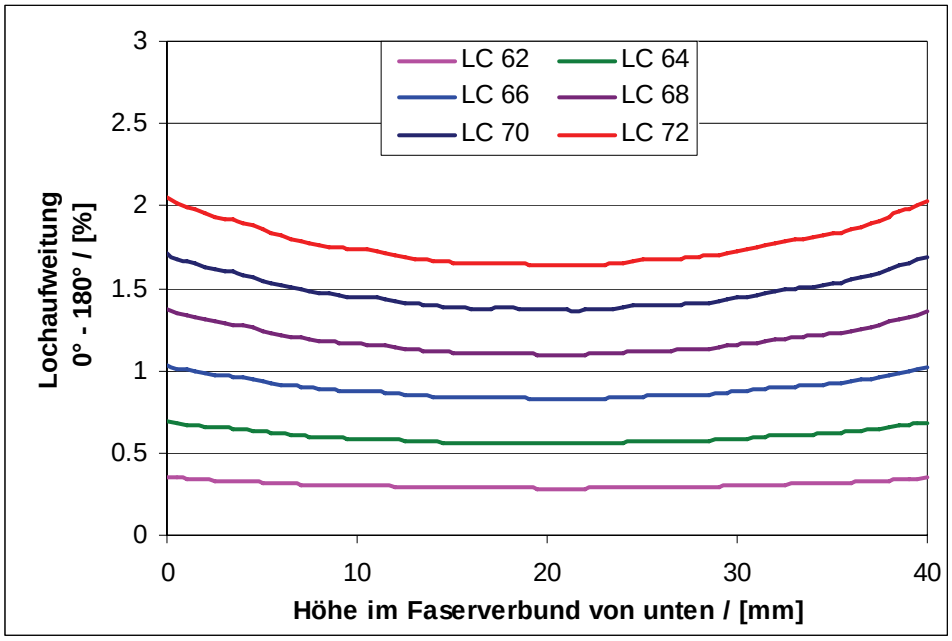


Abb. 7.4.7: Änderung der Lochaufweitung über der Höhe im Faserverbund

Bleibende Lochaufweitung ergibt sich erst, wenn es zu einem Versagen kommt. Dieses wird in den folgenden Abschnitten mit Hilfe des Versagenskriteriums ermittelt.

7.4.5 Diskussion des Schichtversagens

Die Auswertung der bezogenen Spannungen nach Zhang berücksichtigt nur den ebenen und verschmierten Spannungszustand. Es ergeben sich durch die bezogenen Spannungen für das linear elastische Materialgesetz nahezu die gleichen Verläufe über der Höhenkoordinate im Faserverbund und es kann keine Aussage über das Versagen der einzelnen Faserverbundschichten getroffen werden. Daher wird nur das Versagenskriterium nach Cuntze (Abschnitt 2.3.3) für die Diskussion des Schichtversagens genutzt.

Aufgrund der Kraft-Verformungskurve ist zu erwarten, dass bis zu einer Belastung von 400 kN kein großflächiges Versagen in den Schichten auftritt. Diese Kraft entspricht der Laststufe LC 68 im FE-Modell. Eine lokale Schädigung der Faserverbundschichten am Lochrand durch Spannungsspitzen kann auch bei dieser Belastung allerdings nicht ausgeschlossen werden.

Bei der Betrachtung der Spannungen nach dem Maximalspannungskriterium (Abschnitt 2.3.1) zeigt sich, dass die Schubspannung τ_{12} in der 0°- und 90°-Schicht bereits ab dem Lastfall LC 62

die zulässige Festigkeit überschreitet. In Faserrichtung der 0°-Schicht sind die Spannungen σ_1 ab LC 64 unzulässig hoch. Dieses Überschreiten der Festigkeiten muss sich im Versagenskriterium nach Cuntze durch Reservefaktoren kleiner als 1 widerspiegeln. Um diese Schädigung berücksichtigen zu können, wird das Versagenskriterium für die Belastungsstufe LC 65 ermittelt. Diese liegt noch im linearen Bereich der Kraft-Verformungs-Kurve und bei einer Kraft von fast 250 kN zeigen auch alle in den Versuchen gemessenen Dehnungen noch eine sehr gute Übereinstimmung mit der FE-Rechnung. Bei weiter ansteigenden Kräften zeigen die gemessenen Dehnungen im Scheitel an der 0°-Schicht (Abb. 7.3.6) bereits eine Degradation. Damit muss ab dieser Kraft ein ausgeprägtes Versagen der untersten 0°-Schicht vorliegen, das auch im Abstand vom Lochrand noch mit den DMS festgestellt werden kann.

Das endgültige Versagen der Probe wird durch den Lastfall LC 72 abgedeckt. Hier sollte das Schichtversagen mit den Versagensmustern übereinstimmen, die auf Schliffbildern der versagten Proben im Scheitel erkennbar sind.

Im Folgenden wird für die Diskussion des Schichtversagen mit dem Versagenskriterium nach Cuntze die Nummerierung der Schichten genutzt, wie sie in Abb. 3.2.1 dargestellt ist. Die unterste Schicht, die Schicht 1, ist eine 0°-Schicht. Mit ansteigender Höhe im Loch steigen auch die Schichtnummern an. Aufgrund des Lagenaufbaus bekommt die nächste 0°-Schicht die Nummer 8.

7.4.5.1 0°-Schichten

Das Versagen am **Lochrand** ist für die beiden untersten 0°-Schichten, Nr. 1 und 8, in Abb. 7.4.8 dargestellt. Die Diskussionen werden für zwei Schichten geführt, da zum einen die Schicht 1 die am höchsten belastete ist und zum anderen an der Unterseite nicht von weiteren Schichten eingebettet ist. Die Schicht 8 dagegen ist wie alle anderen 0°-Schichten beidseitig von ±45°-Schichten umgeben und weist daher teilweise ein unterschiedliches Verhalten auf.

Es wird deutlich, dass es bereits zu einem Versagen kommt, das den Großteil des Lochrands betrifft. Auffällig ist, dass innerhalb der Schichten keine einheitlichen Reservefaktoren berechnet werden.

Die Auswertung der Reservefaktoren ergibt an der Unterseite und in der Mitte der **Schicht 1** vom Scheitel bis zu einem Winkel von 50° nahezu identische Werte. An der Oberseite sind die berechneten Reservefaktoren bis zu einem Winkel von 30° höher und danach geringer, als im Rest der Schicht 1. Dieses ist darauf zurückzuführen, dass sich der Einfluss der lokalen Steifigkeit mit den entsprechend dominierenden Faserrichtungen bemerkbar macht. Aufgrund der hohen Schichtdicke ergibt sich innerhalb der Schicht kein konstanter Spannungsverlauf. Zusätzlich werden aus den angrenzenden Schichten noch Spannungen übernommen, bzw. an diese abgegeben. Für die Schicht 1 bedeutet dieses, dass im Scheitel Druckspannungen in Faserrichtung σ_1 in dem Bereich der höchsten Biegung und der höchsten Steifigkeit, also im unteren Bereich der Schicht konzentriert werden. In Winkelbereich von 45° werden Schubspannungen in die Schicht 2, eine ±45°-Schicht übergeleitet. Damit ergeben sich

innerhalb der Schicht unterschiedliche Spannungszustände und damit verschiedene Reservefaktoren.

Diese unterschiedlichen Spannungszustände und Reservefaktoren decken sich mit den Erkenntnissen aus Abschnitt 4.2.2.3 für die radialen und tangentialen Spannungen am Lochrand.

Am Lochrand erstreckt sich für die Schicht 1 die Schädigung über einen Winkelbereich von fast 130°. Einzig im Restquerschnitt kommt es nicht zu einem Versagen.

In der **Schicht 8** ergibt sich an den Außenseiten das gleiche Versagensverhalten. Da diese Schicht beidseitig von ±45°-Schichten eingefasst ist, liegt die gleiche lokale Steifigkeit an und beidseitig ergibt sich eine vergleichbare Beanspruchungskonzentration.

In der Mitte der Schicht 8 liegt im Scheitel und im Restquerschnitt die höchste Steifigkeit vor. Entsprechend werden dort Beanspruchungen konzentriert und die Reservefaktoren sind geringer, als an den Außenseiten.

Die Schädigung der Schicht 8 am Lochrand erstreckt sich über einen Winkel von 120°, wobei durch die geringere Belastung die Reservefaktoren großteils größer sind, als in der Schicht 1. Verschont vom Schädigungen bleiben neben dem Restquerschnitt auch der Bereich um den 45° Winkel.

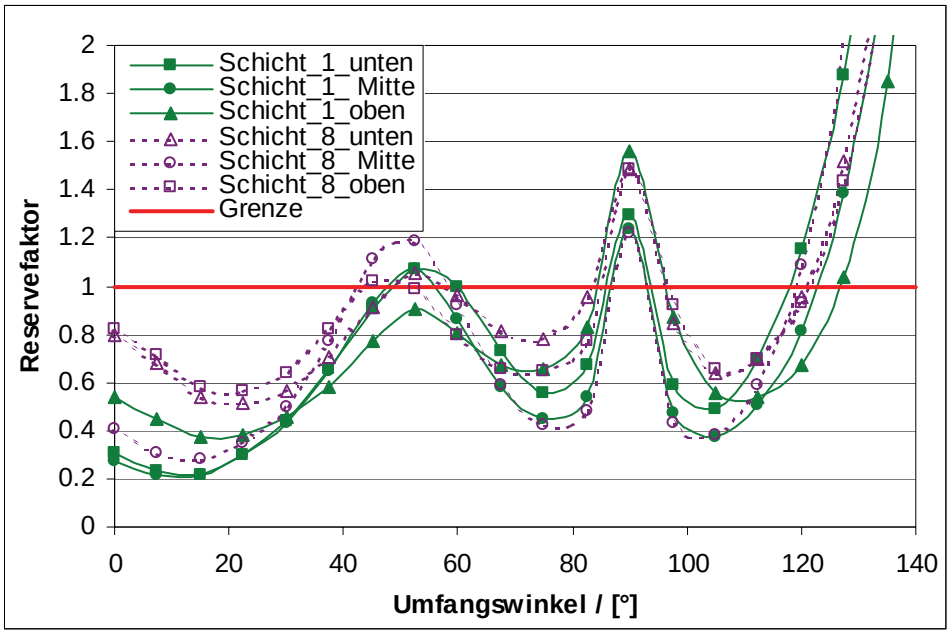


Abb. 7.4.8: Reservefaktor nach Cuntze am Lochrand, 0°-Schichten; Lastfall LC 65

Interessant ist nicht nur die Schädigung, sondern vielmehr die Tiefe, bis zu der ein Versagen der Schicht vorliegt. Dazu wird exemplarisch für die Oberseite der Schicht 1 der Reservefaktor im Abstand von 0.2 mm und 0.7 mm für den gesamten Winkelbereich um das Loch ausgewertet (Abb. 7.4.9).

Mit steigendem Abstand steigen die Reservefaktoren an. Die geringsten Steigerungen werden im Bereich von 45° erreicht. In einer **Entfernung von 0.7 mm** ergibt sich bereits nur noch ein Versagen im Druckbereich des Bolzens bis zu einem Winkel von 60°.

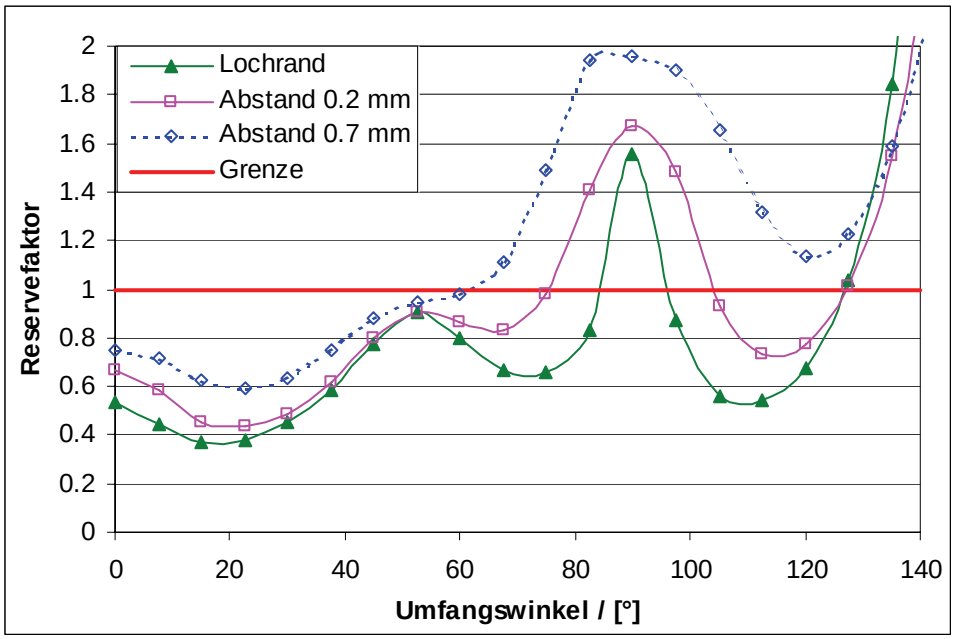


Abb. 7.4.9: Reservefaktor nach Cuntze Schicht 1 oben; Lastfall LC 65; Lochrandeinfluss

Generell ergibt sich für die Oberseite der Schicht 1 ein **Versagensverhalten** in Umfangsrichtung um das Loch, das von folgenden Spannungen bzw. Versagensmodi dominiert wird:

- Die Schädigung im Druckbereich im Scheitel ist direkt auf hohe Druckspannungen in Faserrichtung σ_1 in Kombination mit hohen Zugspannungen quer zur Faser σ_2 zurückzuführen. Es ergibt sich ein Versagen aufgrund der Versagensmodi FF2 und IFF1.
- Im weiteren Winkelverlauf um das Loch steigen die Beträge aller 3 Schubspannungen an, so dass das Versagen von IFF1 bis zu einem Winkel von 30° und dann vom IFF2 bis zu einem Winkel von 130° bestimmt wird.
- Im Restquerschnitt ergibt sich der starke Anstieg der Reservefaktoren, da die Faserspannung σ_1 den Spannungszustand dominiert und die Schubspannungen dort nahezu keinen Einfluss haben. Dieses ändert sich im weiteren Verlauf um das Loch wieder, woraus der starke Abfall im Winkelbereich von 110° bis 130° resultiert.

Als Schichtversagen der 0°-Schichten (Abb. 7.4.10) resultiert im Bereich des Scheitels Lochleibung mit Ausbrechen der Fasern. Die Schicht delaminiert und es ergibt sich ein Ausreißen nach Abb. 2.2.1. Dieses deutet sich bereits aufgrund der aktiven Versagensmodi bei der Ermittlung des Versagens an.

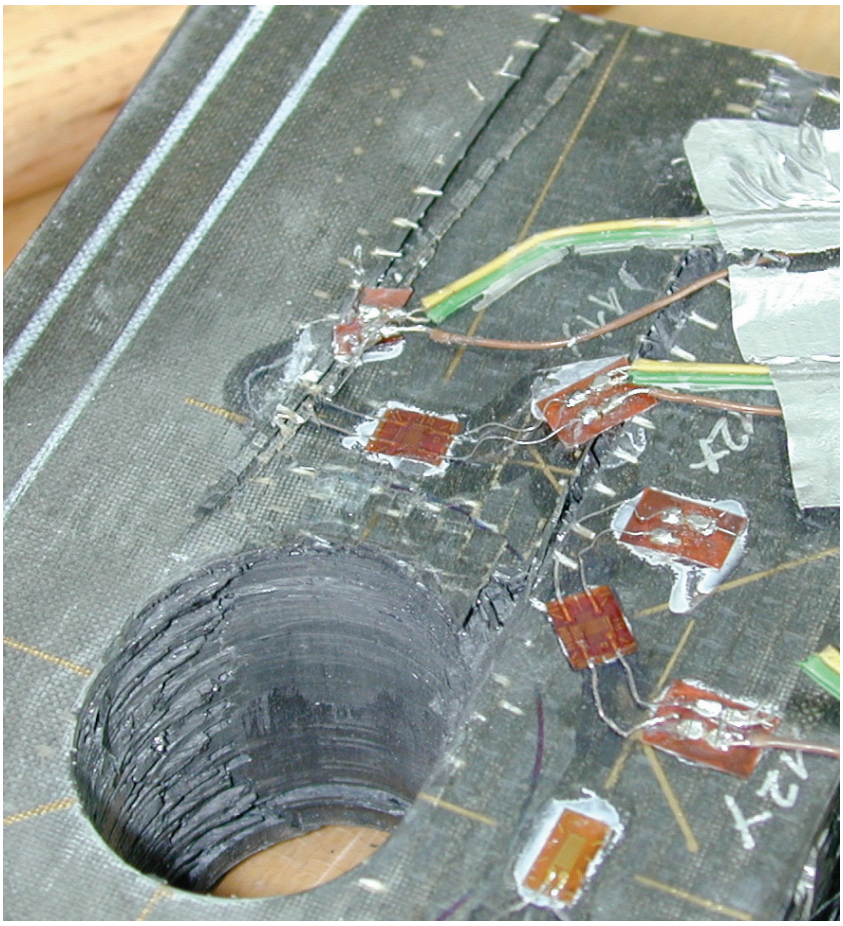


Abb. 7.4.10: Draufsicht auf die versagte Schicht 1

Die **Tiefe** der versagten Bereiche wird an ausgewählten Schnitten im Scheitel (0°), unter einem Winkel von 45° und im Restquerschnitt (90°) in **radialer Richtung** eingehender untersucht.

Im **Scheitel** versagt die **Schicht 1** in radialer Richtung auf Faserversagen bis zu einer Tiefe von fast 5 mm (Abb. 7.4.11). Diese große Versagenstiefe lässt sich mit der Messung mit den DMS noch nicht bestätigen. Allerdings sind die DMS mit einem Abstand von 16 mm vom Lochrand noch im intakten Materialbereich. Auch eine Umlagerung von Kräften und damit eine Reduktion der Beanspruchung ist noch nicht messbar. Die aufgezeichneten Dehnungen weisen erst ab einer Kraft von 250 kN einen nichtlinearen Verlauf auf (Abb. 7.3.6).

Die Reservefaktoren am Lochrand erreichen innerhalb der Schicht die bereits erwähnten Unterschiede. Ab einem Abstand von 2 mm sind diese für den unteren Teil der Schicht nahezu nicht mehr vorhanden. Nur die Oberseite der Schicht 1 weist geringere Reservefaktoren auf, da die interlaminaren Schubspannungen zum Schichtversagen beitragen.

In der **Schicht 8** reduziert sich die Versagenstiefe in radialer Richtung im Scheitel auf 0.7 mm. Ab einer radialen Tiefe von 4 mm sind nahezu keine Unterschiede in den Reservefaktoren über der Schichthöhe mehr zu erkennen.

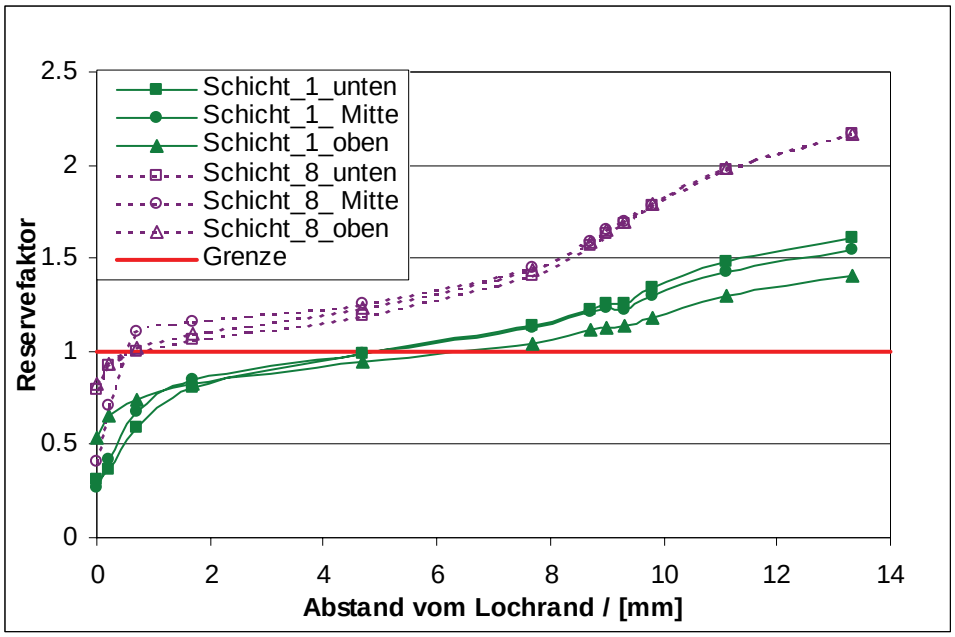


Abb. 7.4.11: Reservefaktor nach Cuntze im Scheitel, 0°-Schichten; Lastfall LC 65

Unter dem **Winkel von 45°** liegt ein Versagen in radialer Richtung in der **Schicht 1** bis zu einer Tiefe von 4.5 mm vor, in der **Schicht 8** bleibt es bereits auf den Lochrand mit einer Tiefe von ca. 0.7 mm beschränkt (Abb. 7.4.12). Ausschlaggebend dafür sind die hohen Schubspannungen τ_{12}. An den Schichtübergängen wirken zusätzlich hohe interlaminare Schubspannungen, so dass sich die Reservefaktoren an den Schichtgrenzen im Verlauf deutlich unterscheiden.

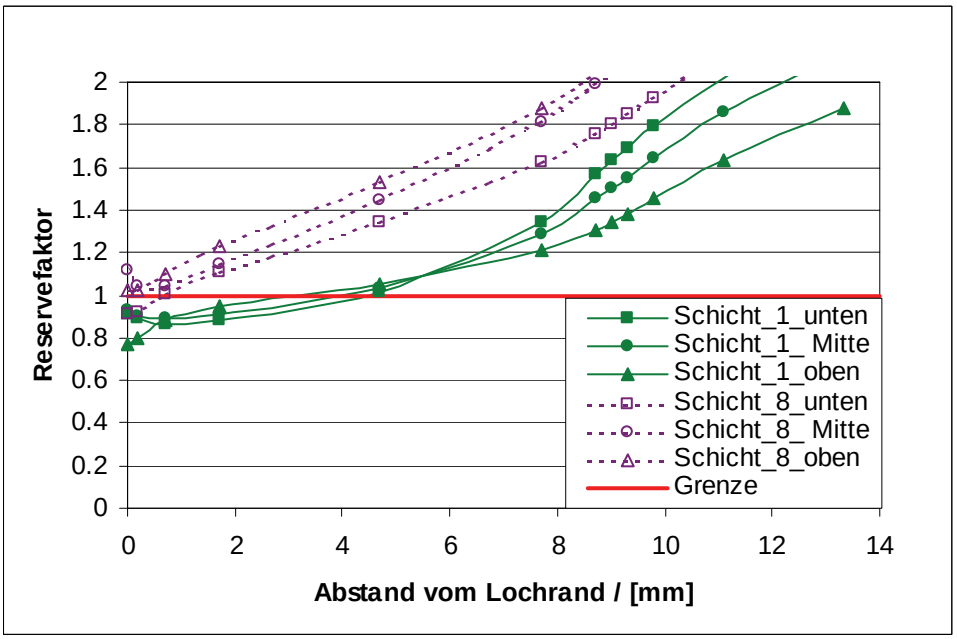


Abb. 7.4.12: Reservefaktor nach Cuntze unter 45°, 0°-Schichten; Lastfall LC 65

Im **Restquerschnitt** sind die Zugspannungen in Faserrichtung trotz der Spannungsspitze σ_1 am Lochrand noch nicht groß genug, um ein Versagen hervorzurufen.

Das **Versagenskriterium** ergibt für die alle 0°-Schichten am Lochrand ein Versagen bei einer Kraft von rund 250 kN. Die Tiefe der Schädigung ist an den hoch belasteten Außenschichten größer als in der Mitte des Verbunds.

Es bestätigt sich, dass die unterste Schicht am stärksten beansprucht ist. Kommt es bereits zu einem solch frühen Zeitpunkt an diesen Schichten zu einem Versagen, bedeutet das eine Umverteilung der Kräfte, die mit der linearen Materialdefinition im FE-Modell nicht wiedergegeben werden kann.

Das Versagen auf Lochleibung der äußeren Schichten bildet sich auch bei der Schichtbetrachtung aus. Durch die Stützwirkung der Schichten untereinander zeichnet sich das Versagen allerdings nur teilweise in Abb. 7.4.5 ab.

Im Folgenden wird eine Diskussion des Versagens bei der **Bruchkraft (LC72)** im Scheitel vorgenommen. An dieser Stelle können aus den versagten Proben Schliffbilder erzeugt werden, an denen die auftretenden Versagensmodi ermittelt werden können.

Bei der Bruchkraft reduzieren sich die Reservefaktoren in allen Bereichen, das nichtlineare Materialverhalten durch ZFB im Scheitel wird allerdings nicht berücksichtigt. Im Scheitel ergibt sich ein Versagen in der untersten Schicht über den gesamten betrachten Bereich (Abb. 7.4.13). Dieses Versagen lässt sich in der Probe nicht feststellen, da sich in dieser Schicht Lochleibung mit Ausbruch der Fasern zeigt. Entsprechend wird die Schicht nicht wie in der FE-Rechnung weiter belastet und die Versagenstiefe ist geringer. Im Detail A in Abb. 7.4.15 ist die Faser auf einer Tiefe von rund 1.7 mm ausgebrochen. Ein weiterer Faserbruch ergibt sich in einer Entfernung von rund 3.8 mm. In Abb. 7.4.14 ist ein Bruch der Fasern in der Schicht 8 bis zu einem Abstand vom Lochrand von gut 10 mm zu erkennen. Numerisch errechnet sich für die Schicht 8 eine höhere Versagenstiefe von rund 14 mm. Darin ist nicht berücksichtigt, dass es durch den Bruch der Fasern zu einer erhöhten Verformung und damit zu einer Umlagerung von Kräften kommt.

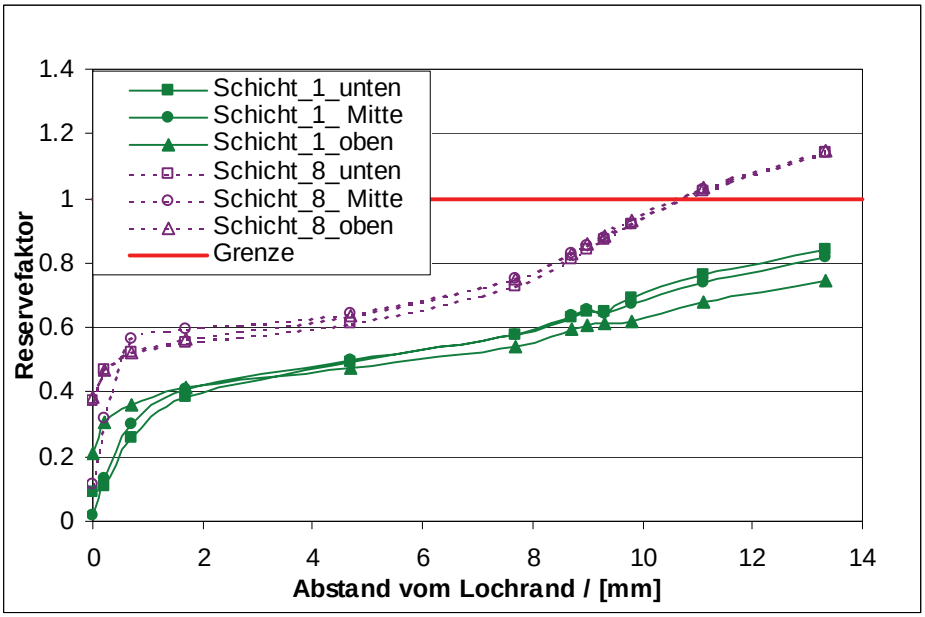


Abb. 7.4.13: Reservefaktor nach Cuntze im Scheitel, 0°-Schichten; Lastfall LC 72

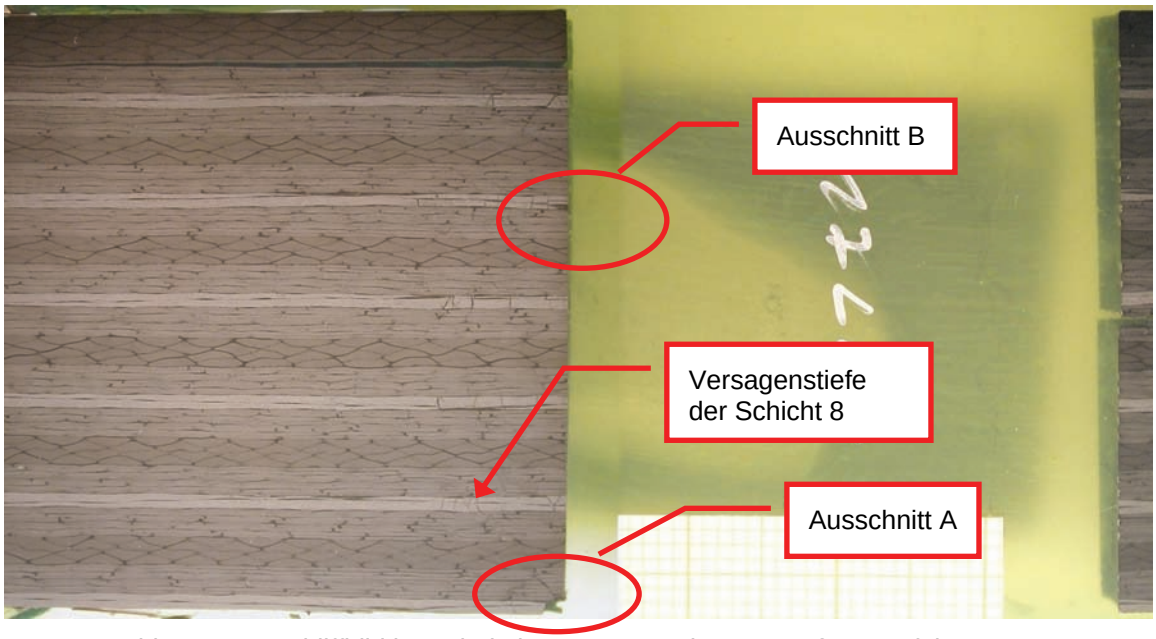


Abb. 7.4.14: Schliffbild im Scheitel, versagte Probe, Vergrößerungsfaktor 1.9

Abb. 7.4.15: Ausschnittsvergrößerung des Schliffbilds im Scheitel, versagte Probe, Vergrößerungsfaktor 16; links Ausschnitt A; rechts Ausschnitt B in Abb. 7.4.14

Wird die numerisch berechnete Versagenstiefe im Scheitel von allen 0°-Schichten betrachtet, so ergibt sich innerhalb der Schichten kein Unterschied. Von Schicht zu Schicht ändert sich die Tiefe. Sie bildet sich analog zur Verformung des Bolzens aus.

Der charakteristische Radius im Scheitel r_c lässt sich in diesen Versuchen nicht ermitteln, da das Versagen der Verbindung nicht auf Lochleibung, sondern auf Zug im Restquerschnitt stattgefunden hat. Aufgrund der berechneten und messbaren Versagenstiefen der 0°-Schichten muss dieser größer als $r_c > 32$ mm sein.

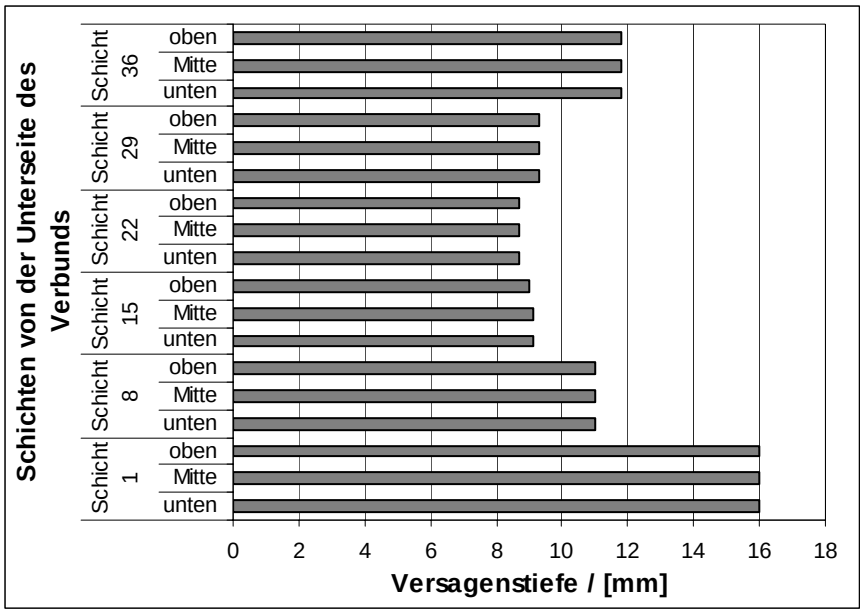


Abb. 7.4.16: Versagenstiefe im Scheitel; 0°-Schichten; LC 72

Für die Bruchkraft muss auch das **finale Versagen** der Probe durch Reservefaktoren kleiner 1 belegt werden. Das im Versuch ermittelte Versagen der Probe findet im Restquerschnitt statt (Abb. 7.4.5). Dort muss die Spannung in Faserrichtung σ_1, die an dieser Stelle den Spannungszustand dominiert, die Zugfestigkeit übersteigen. Im Schliffbild am Lochrand (Abb. 7.4.17) wird das Reißen der Fasern in den 0°-Schichten deutlich.

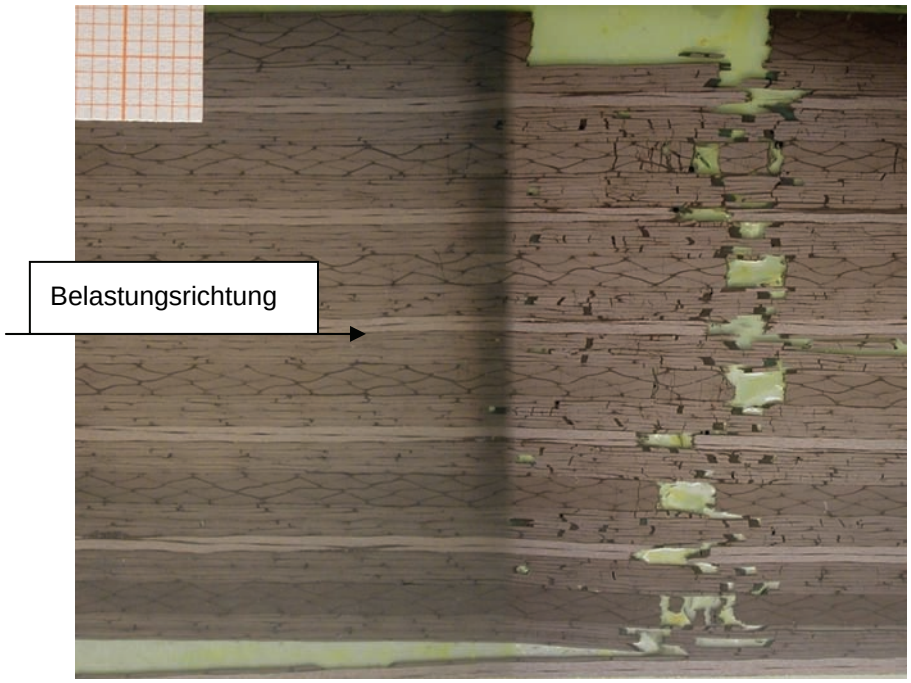


Abb. 7.4.17: Schliffbild am Lochrand auf Höhe des Restquerschnitts; parallel zur Kraftrichtung, versagte Probe, Vergrößerungsfaktor 2

Da für die Zugspannung in Faserichtung ein lineares Verhalten vorausgesetzt werden kann, muss das Versagen mit dem Versagenskriterium nach Cuntze aufgrund der FE-Rechnungen mit dem linear elastischen Materialgesetz für den Faserverbund praktisch nachgewiesen

werden können (Abb. 7.4.18). Nicht berücksichtigt ist dabei allerdings, dass es aufgrund von ZFB in den ±45°- und 90°-Schichten zu einem Anstieg der Belastung der 0°-Schichten kommt.

Es bildet sich für alle Schichten eine vergleichbare Spannungsspitze am Lochrand aus. Entsprechend ergibt sich dort ein ähnlicher Reservefaktor. Es wird eine Versagenstiefe von 2 mm erreicht.

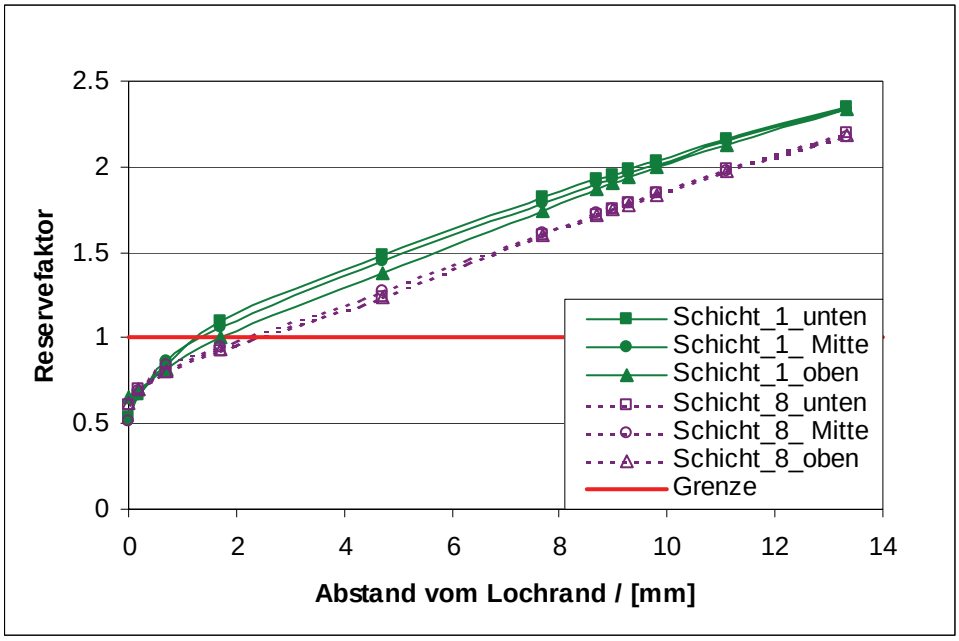


Abb. 7.4.18: Reservefaktor nach Cuntze unter 90°, 0°-Schichten; Lastfall LC 72

Aufgrund des Versagens der Probekörper ohne Ausbildung eines großflächigen Lochleibungsversagens kann die **Versagenskurve** nach Gleichung (2.1) in Abschnitt 2.2.2 nur für den Restquerschnitt aufgestellt werden.

Für die 0°-Schichten variiert die Versagenstiefe im Restquerschnitt mit der Höhe. Während sich die größten Versagenstiefen im Scheitel an der Unterseite ergeben haben, wird nun die größte Versagenstiefe an der Oberseite erreicht. Hier überlagern sich durch die Biegung der Probe weitere Zugspannungen in Faserrichtung σ_1.

Davon ausgehend, dass die obere 0°-Schicht als erstes versagt und durch die zusätzlichen Beanspruchungen der übrigen Schichten die Versagenstiefe sprunghaft ansteigt, so dass die Verbindung sofort schlagartig versagt, ergibt sich ein charakteristischer Radius r_c im Restquerschnitt von 19 mm. Wird an diesem Radius ein Reservefaktor von 1 erreicht, versagt die Verbindung auf Zug im Restquerschnitt. Zwischen Lochrand und diesem Radius ist eine Bewertung der Spannungsspitzen nicht möglich.

Für eine Erhöhung der Tragfähigkeit einer Bolzenverbindung muss der Faserverbund so geändert werden, dass der kritische Radius erst bei höheren Lasten erreicht wird.

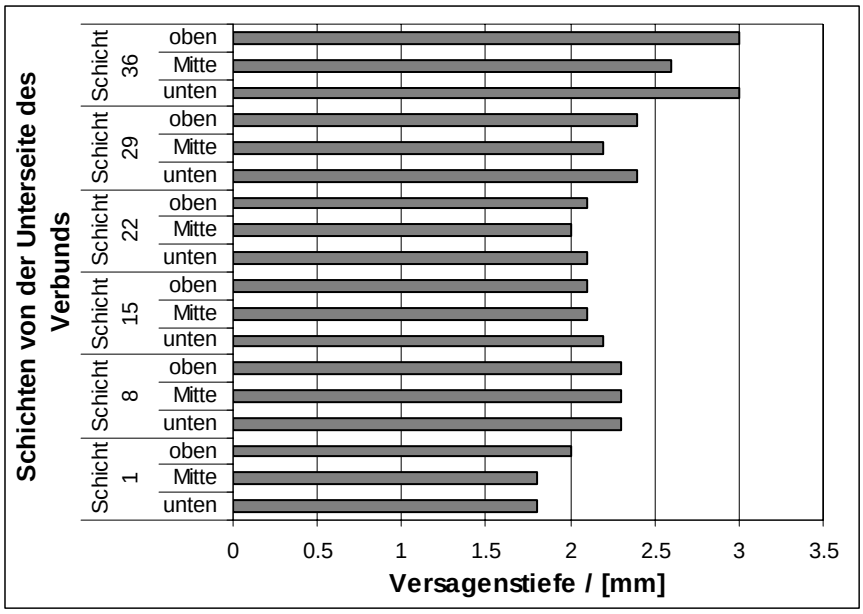


Abb. 7.4.19: Versagenstiefe im Restquerschnitt; 0°-Schichten; LC 72

7.4.5.2 ±45°-Schichten

Bei den ±45°-Schichten ergeben sich bereits im angenommenen linearen Materialbereich (bis LC65) in **Umfangsrichtung** am Lochrand große Unterschiede der Reservefaktoren abhängig von der Lage der Knotenreihe in der Doppelschicht (Abb. 7.4.20). Dieses hat sich bereits in Abschnitt 4.2.2.3 angedeutet. Die lokale Steifigkeit spielt eine Rolle, damit zusammenhängend ändert sich unter Anderem z.B. auch der Kontaktwinkel und die übertragene Kraft bzw. die Konzentration der Kraft auf einer kleineren Fläche.

Im Scheitel wird ein Großteil der Druckkräfte von den in dieser Richtung steiferen 0°-Schichten aufgenommen. Es ergibt sich innerhalb der ±45°-Schichten eine Verlagerung der Beanspruchung in Richtung der 0°-Schichten und damit im ausgewerteten Fall an die Unterseite der Schicht 2. Durch diese Spannungskonzentration ergibt sich dort der geringste Reservefaktor. Im Vergleich zu den an der Oberseite angrenzenden 90°-Schicht sind im Scheitel die ±45°-Schichten steifer, so dass an der Oberseite zusätzliche Druckspannungen in die ±45°-Schichten eingeleitet werden. Entsprechend reduzieren sich die Reservefaktoren in der Schicht 3 wieder.

Im weiteren Verlauf am Lochrand werden die Schubspannungen aus den 0°- und 90°-Schichten übernommen und in Faserspannungen in den ±45°-Schichten umgewandelt. Damit sinken die Reservefaktoren und es ergibt sich ein Versagen. Ausschlaggebend für das Versagen sind die hohen Faserspannungen σ_1 und σ_2 überlagert von sehr hohen Schubspannungen τ_{12}. Je näher ein Schichtübergang ist, desto größer werden auch die interlaminaren Schubspannungen und deren Einfluss auf das Versagen. Deshalb sind die Reservefaktoren an der Oberseite der Doppelschicht immer geringer als innerhalb.

Damit ergibt sich für die ±45°-Schichten in Umfangsrichtung am Lochrand ein Versagen von bis zu einem Winkel von 80°, wobei die Außenseiten stärker betroffen sind als innerhalb der Schicht.

Zusätzlich ist im Verlauf der Reservefaktoren die Abhängigkeit von der Lage im Verbund und damit die Auswirkungen der interlaminaren Spannungen auf das Versagensverhalten deutlich zu erkennen.

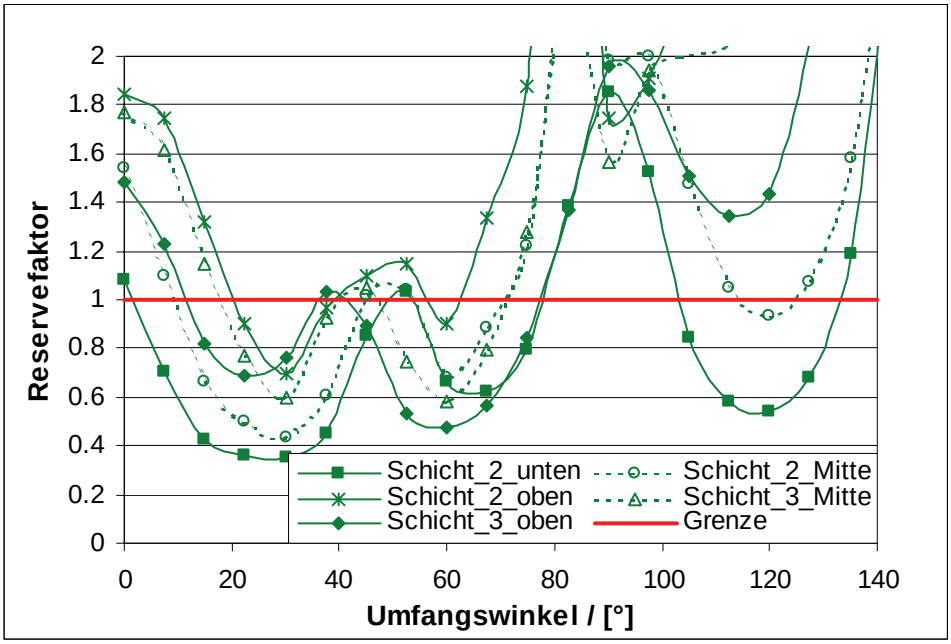


Abb. 7.4.20: Reservefaktor nach Cuntze am Lochrand, unterste ±45°-Schichten; Lastfall LC 65

Die **Versagenstiefe** in Umfangsrichtung ist auch in den ±45°-Schichten entscheidend. Bereits nach einem Abstand von 0.7 mm ergibt sich nur noch in einem kleinen Bereich in dem unteren Teil der Schicht 2 ein Versagen, indem es aufgrund des Verformungsverhaltens des Bolzens zur höchsten Belastung kommt (Abb. 7.4.21). Die Unterschiede zwischen den Verläufen der Reservefaktoren sind deutlich geringer, als am Lochrand.

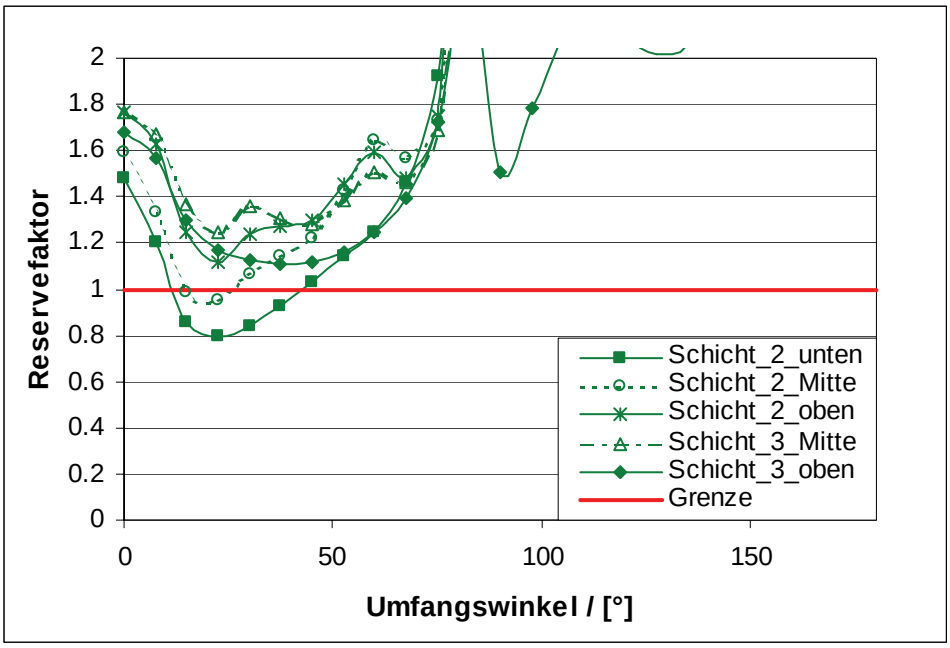


Abb. 7.4.21: Reservefaktor nach Cuntze im Abstand von 0.7 mm vom Lochrand; unterste ±45°-Schichten ; Lastfall LC 65

Mit weiter steigender Höhe im Faserverbund nehmen die Spannungsbeträge entsprechen der Bolzenverformung bis zur Mitte der Bohrung ab, steigen danach bis zur Oberseite des Faserverbunds wieder an. Entsprechend ändert sich auch das Versagen.

Im Folgenden wird das Schichtversagen für die für das Versagen einer Bolzenverbindung wichtigen drei Winkel (Scheitel, 45°-Winkel und Restquerschnitt) betrachtet.

Im **Scheitel** dominiert in **radialer Richtung** die Schubspannung in der Gelegeebene τ_{12}. In diese Beanspruchung werden die Druckkräfte aus dem Bolzen in den ±45°-Schichten hauptsächlich umgewandelt. Je näher die steife 0°-Schicht ist, desto größer sind auch die Beanspruchungen aufgrund von Umverteilung der Kräfte innerhalb der Schichten.

An den der 0°-Schicht zugewandten Seiten (Schicht 2 unten) wird dieses verstärkt durch hohe interlaminare Schubspannungen. Daher ergeben sich dort geringere Reservefaktoren, als im restlichen Bereich der ±45°-Schichten (Abb. 7.4.22).

In keiner Schicht ergibt sich bei einer Kraft von 250 kN ein Versagen im Scheitel.

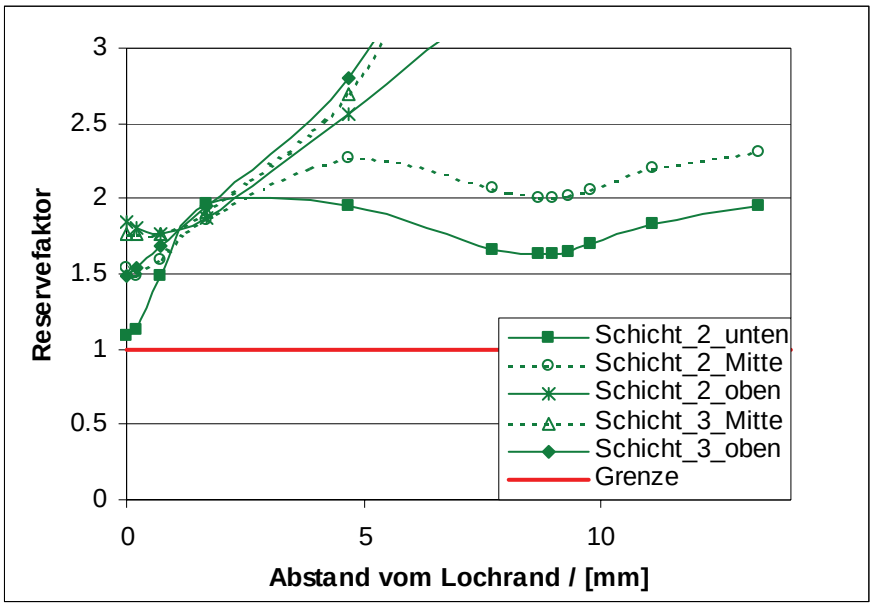


Abb. 7.4.22: Reservefaktor nach Cuntze im Scheitel; ±45°-Schichten; Lastfall LC 65

Unter dem **Winkel von 45°** dominieren in radialer Richtung die Spannungen in den beiden Faserrichtungen. Diese nehmen mit dem Abstand vom Lochrand und mit der Höhe kontinuierlich ab. Entsprechend steigen dann die Reservefaktoren an.

Das Versagen wird an der Unterseite der Schicht unterstützt durch die Schubspannung senkrecht zur Faserrichtung 2 τ_{23}, die am Lochrand eine Spannungsspitze ausbildet. Die radiale Tiefe des geschädigten Bereichs und damit die bleibende radiale Lochaufweitung beträgt an der Unterseite der Schicht 2 0.5 mm (Abb. 7.4.23).

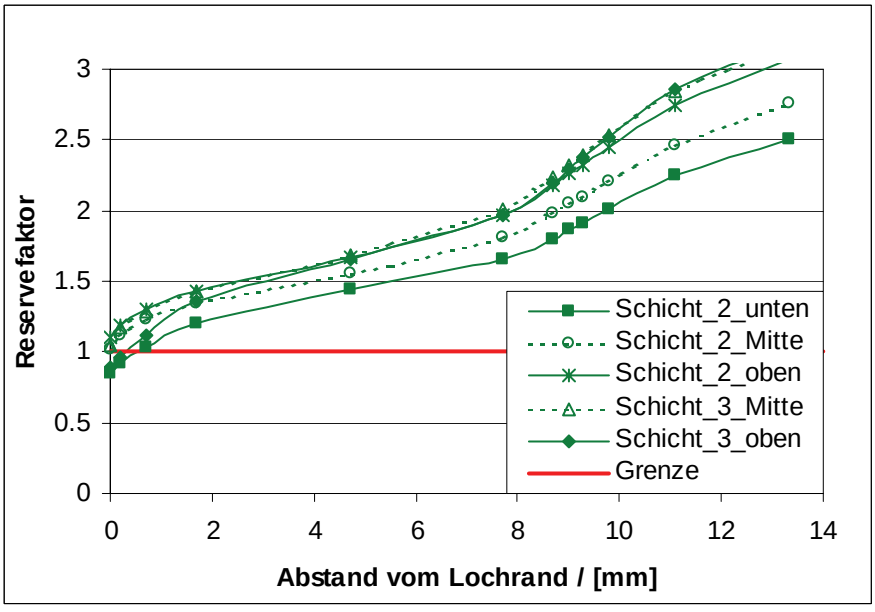


Abb. 7.4.23: Reservefaktor nach Cuntze unter 45°; ±45°-Schichten; Lastfall LC 65

Im **Restquerschnitt** bestimmen wieder die Schubspannungen τ_{12} das Versagensverhalten. Es wird allerdings noch kein Versagen erreicht (Abb. 7.4.24). Der Spannungszustand ist so gering, dass sehr schnell sehr hohe Reservefaktoren erreicht werden.

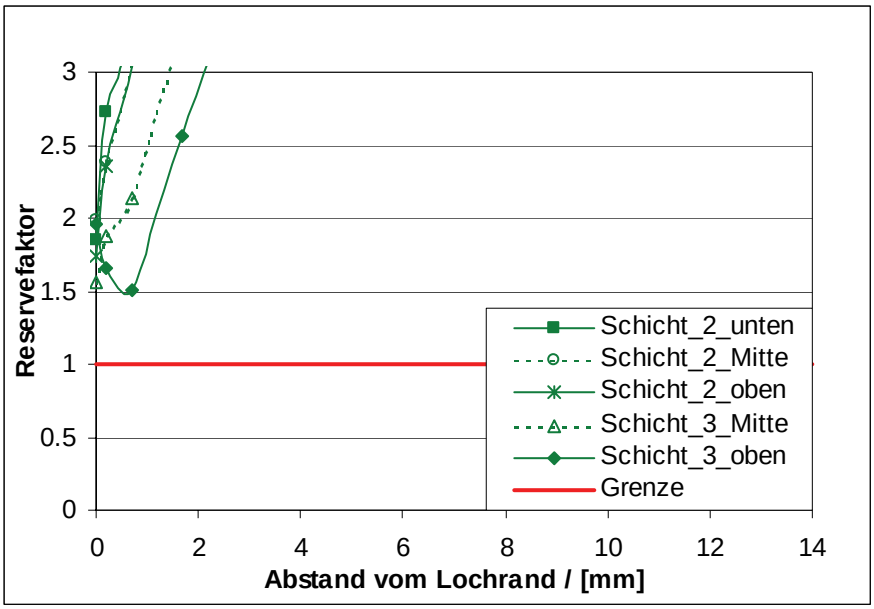


Abb. 7.4.24: Reservefaktor nach Cuntze im Restquerschnitt; ±45°-Schichten; Lastfall LC 65

Eine Schädigung der ±45°-Schichten im **Versuch** kann in den Schliffbildern (Abb. 7.4.14 und Abb. 7.4.15) nachgewiesen werden. Dieses Versagen schließt sich meistens direkt an die Faserbrüche der 0°-Schichten an. Es kommt lokal zu einer Kraftumleitung über die angrenzenden Schichten und damit zu einer Beanspruchungskonzentration. Dieses kann in den FE-Rechnungen aufgrund des linearen Materialansatzes nicht abgebildet werden. Werden die Reservefaktoren im Scheitel für die **Bruchkraft** berechnet (Abb. 7.4.25), ergibt sich eine Versagenstiefe an der Unterseite der Schicht 2, die mit der der angrenzenden 0°-Schicht vergleichbar ist.

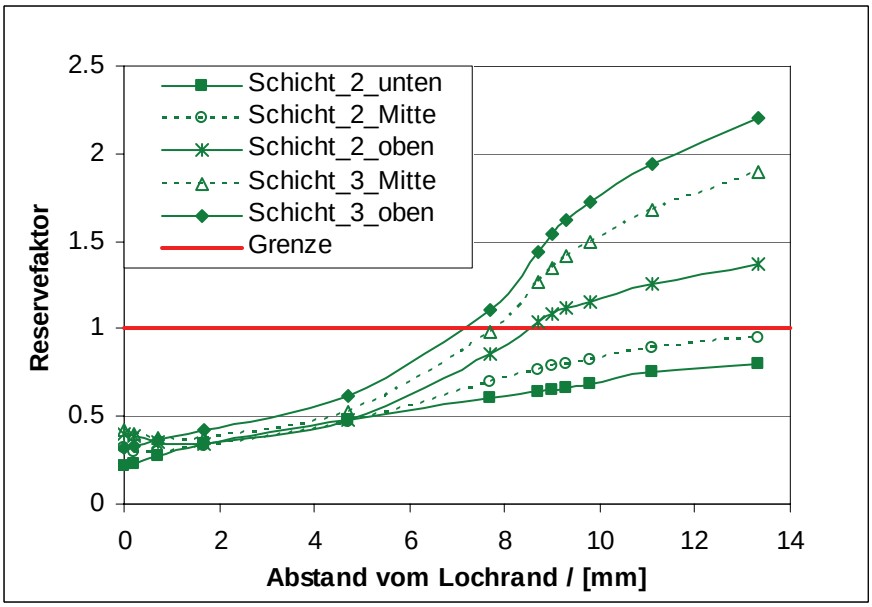


Abb. 7.4.25: Reservefaktor nach Cuntze im Scheitel; ±45°-Schichten; Lastfall LC 72

Für den **Restquerschnitt** (Abb. 7.4.26) kann aus der Versagenstiefe der charakteristische Radius r_c ermittelt werden. Ein Versagen ergibt sich bei LC 72 abhängig vom der Lage im

Verbund zwischen 1.5 mm und 2.8 mm. Entsprechend ergibt sich in dieser Schicht der charakteristische Radius zu 18.8 mm.

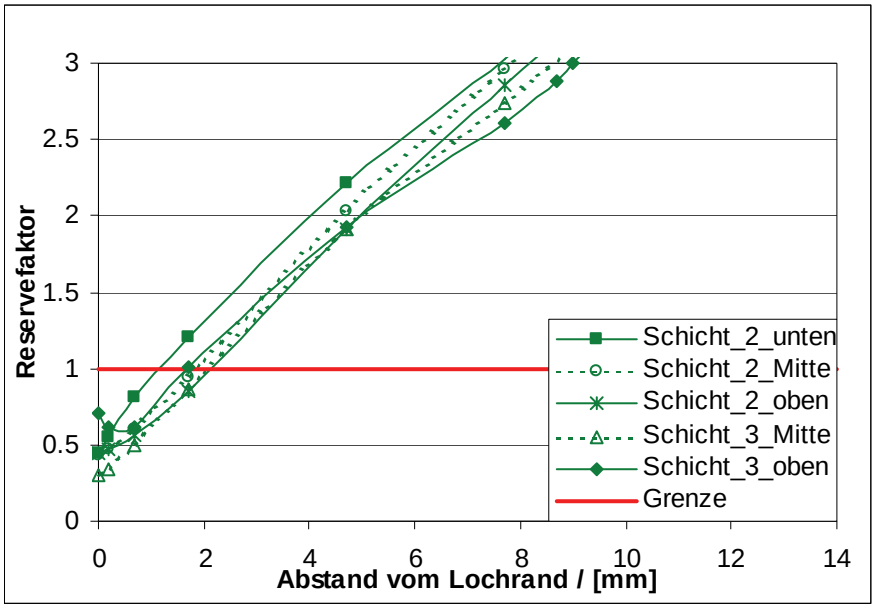


Abb. 7.4.26: Reservefaktor nach Cuntze im Restquerschnitt; ±45°-Schichten; Lastfall LC 72

Auch für die ±45°-Schichten ergibt sich über der Höhe des Verbunds keine konstante Versagenstiefe. Als kritisch für alle Schichten muss auch hier aufgrund des Versagensverhaltens der Probe mit dem schlagartigen Versagen im Restquerschnitt die maximale Tiefe bei der Versagenskraft angesehen werden. Bei einer Optimierung sollte dieser Wert für alle Schichten unterschritten werden.

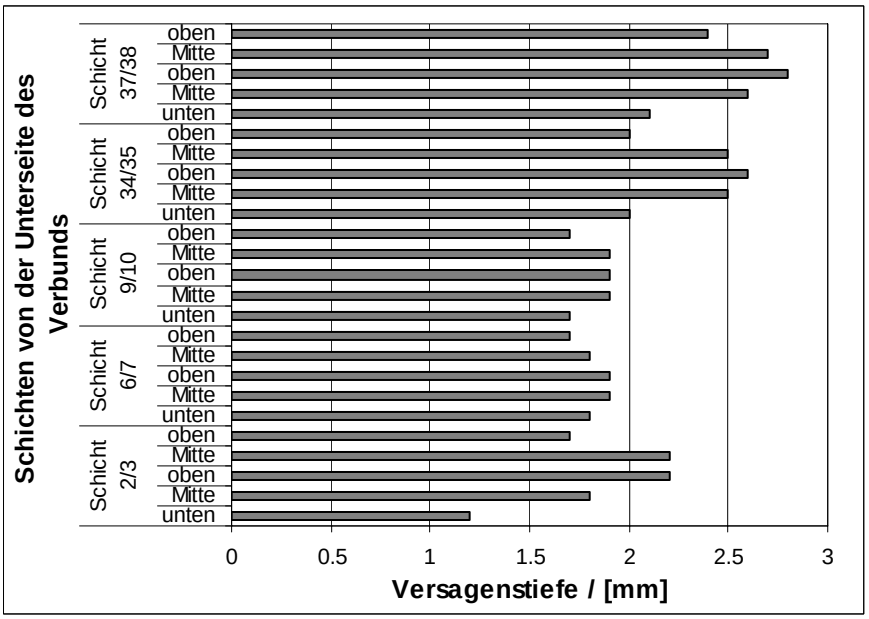


Abb. 7.4.27: Versagenstiefe im Restquerschnitt; ±45°-Schichten; LC 72

7.4.5.3 90°-Schichten

In den 90°-Schichten (Abb. 7.4.28) existiert bei der Auswertung in **Umfangsrichtung** am Lochrand in der gesamten Höhe des Faserverbunds ein Versagen im Bereich des Restquerschnitts. Dort ist die Belastungsrichtung senkrecht zur Faserrichtung und es bildet sich die bereits diskutierte Spannungsspitze am Lochrand aus. Das Schichtversagen wird vom Zwischenfaserbruch mit IFF1 und IFF2 aufgrund der hohen Zugspannungen σ_2, der Schubspannungen τ_{12} und der interlaminaren Schubspannungen τ_{23} und τ_{31} dominiert.

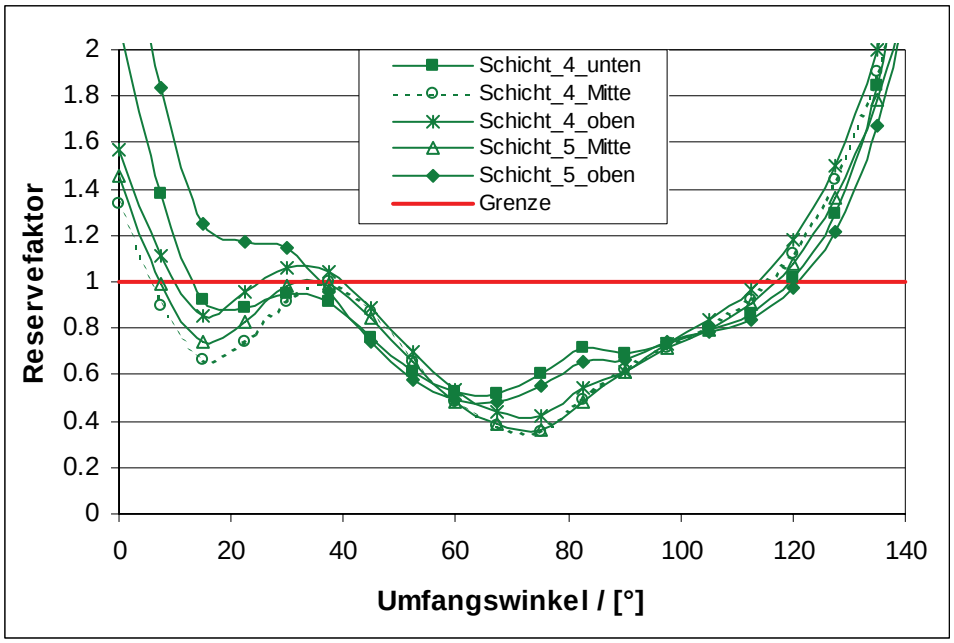


Abb. 7.4.28: Reservefaktor nach Cuntze am Lochrand; 90°-Schichten; Lastfall LC 65

In Abb. 7.4.28 ist wieder die unterste Doppelschicht dargestellt. Aufgrund der Spannungsunterschiede innerhalb der Schicht durch die Überleitung der Kräfte in die ±45°-Schicht, werden im Druckbereich des Bolzens im Scheitel und im Restquerschnitt die Außenseiten der 90°-Doppelschicht entlastet und höhere Reservefaktoren erreicht. Von den ±45°-Schichten werden sowohl Schubspannungen τ_{12} im Scheitel, als auch Spannungen senkrecht zur Faser σ_2 übernommen. Dagegen werden aus der Mitte der Doppelschicht durch den hohen Abstand keinen Beanspruchungen mehr von den ±45°-Schichten übernommen, so dass sich dort das Schichtversagen stärker ausbildet.

Auf die gesamte Bolzenverbindung hat das frühe Versagen der 90°-Schichten insofern einen Einfluss, dass diese Schichten in Kraftrichtung versagen. Es bildet sich lokal eine bleibende Verformung aus. Bei weiter ansteigender Belastung müssen die nicht mehr aufgenommenen Beanspruchungen von den noch intakten Schichten aufgenommen werden. Auf die Tragfähigkeit der Bolzenverbindung hat dieses durch die Einbettung der 90°-Schichten nur einen geringen Einfluss, da die hauptsächlichen Kräfte im Restquerschnitt von den 0°-Schichten übernommen werden, die wie gezeigt bei der vorliegenden Belastung noch kein Versagen aufweisen.

In **radialer Richtung** bestätigt sich das bisher beobachtete Verhalten. Im **Scheitel** sind die Spannungen so gering, dass kein Versagen vorliegt.

Bei dem **Umfangswinkel von 45°** ergibt sich ein Schichtversagen. Betroffen sind besonders die Schichten im Außenbereich der Faserverbundprobe. Nur zwischen Schicht 11 und 32 wird auch unter diesem Winkel über den gesamten betrachteten Bereich einen Wert größer als 1 erreicht.

Im gesamten Verlauf sind die Schubspannungen in der Faserebene τ_{12} in der Doppelschicht ausschlaggebend. An den Außenrändern kommen zusätzlich noch die interlaminaren Schubspannungen hinzu, so dass das Schichtversagen verstärkt wird. An der untersten Doppelschicht bleibt die Versagenstiefe über der Höhe mit 2 mm konstant. In der darüber liegenden 90°-Doppelschicht beträgt die Tiefe mit rund 0.7 mm weniger als die Hälfte (Abb. 7.4.29). Es kommt in den unteren 90°-Schichten zu einer Versagensneigung der Bolzenverbindung auf Ausreißen.

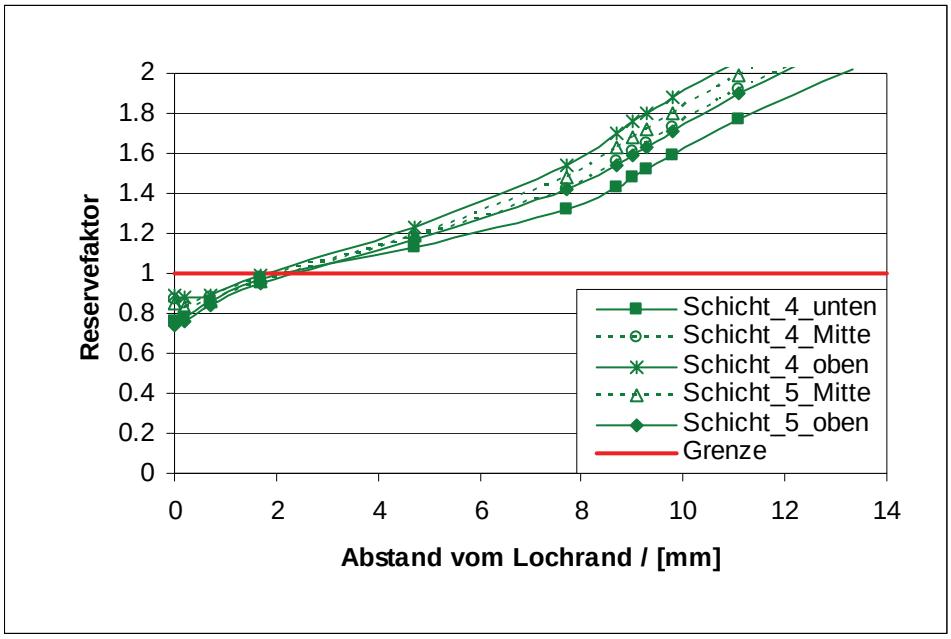


Abb. 7.4.29: Reservefaktor nach Cuntze unter 45°, 90°-Schichten; Lastfall LC 65

Im **Restquerschnitt** bleiben die Reservefaktoren am Lochrand für alle 90°-Schichten unter dem Wert von 1, so dass bereits ein Schichtversagen vorliegt. Die Versagenstiefe ist mit 0.8 mm über der Höhe für alle Schichten in etwa gleich. Mit zunehmendem Abstand vom Lochrand reduziert sich die Spannungsspitze am Lochrand. Entsprechend steigen die Reservefaktoren schnell an (Abb. 7.4.30).

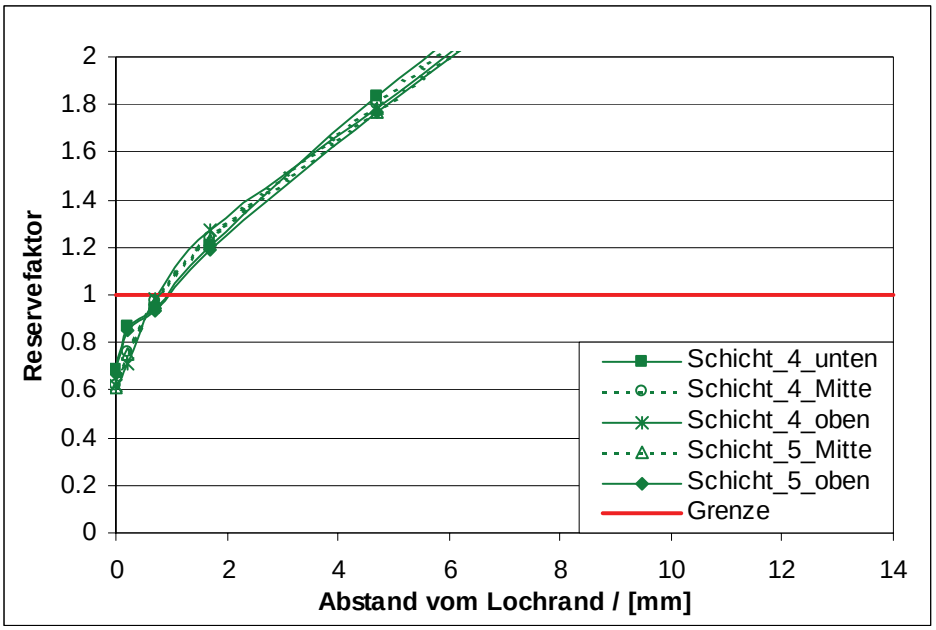


Abb. 7.4.30: Reservefaktor nach Cuntze im Restquerschnitt; 90°-Schichten; Lastfall LC 65

Bei der **Bruchkraft** ergibt sich numerisch auch im Scheitel der 90°-Schichten ein Versagen (Abb. 7.4.31). Die Druckkräfte senkrecht zur Faser σ_2 bewirken ein Druckversagen auf Zwischenfaserbruch IFF2. Zusätzlich werden innerhalb der Schichten hohe Schubspannungen τ_{12} am Lochrand erreicht, so dass auch IFF1 zum Versagen beiträgt. Im **Schliffbild** (Abb. 7.4.15 links) ist diese nur für die unterste Schicht ansatzweise zu erkennen. Allerdings bildet sich dort das Versagen zwar aufgrund des Versagensmodus IFF1 aus, wird aber begünstigt durch das Faserversagen der untersten 0°-Schicht. Von dort verläuft die Druckbruchgrenze aus der Lochleibung durch die ±45°-Schicht und in die 90°-Schicht hinein.

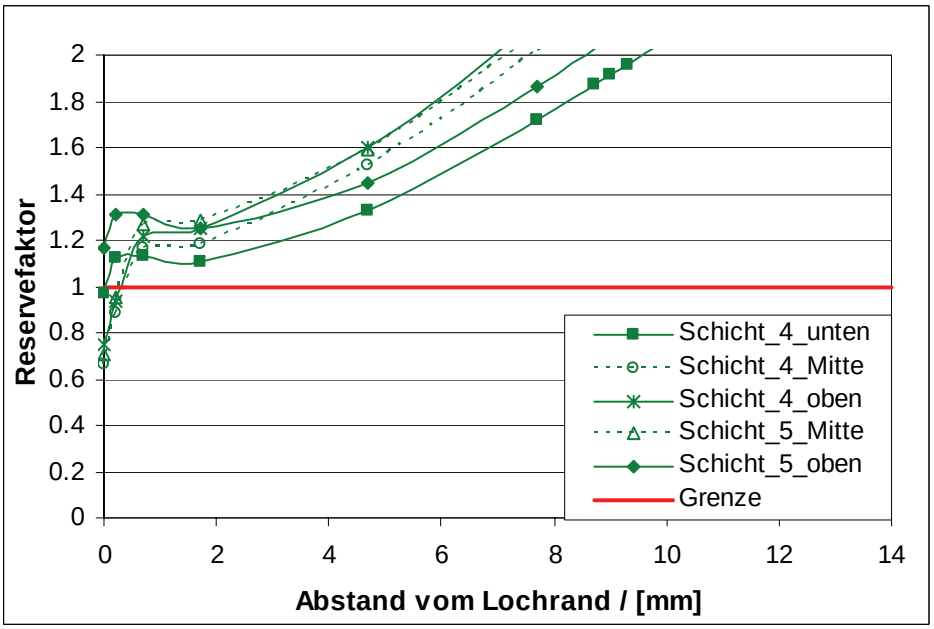


Abb. 7.4.31: Reservefaktor nach Cuntze im Scheitel; 90°-Schichten; Lastfall LC 72

Bis zum Versagen der Faserverbundprobe bei LC 72 (Abb. 7.4.32) konzentriert sich der Bereich der hohen Spannungen in den 90°-Schichten im Restquerschnitt nicht mehr nur an dem

Lochrand. Die Versagenstiefe steigt auf rund 9.5 mm. Damit ergibt sich als charakteristischer Radius r_c für die 90°-Schichten ein Wert von 25.5 mm.

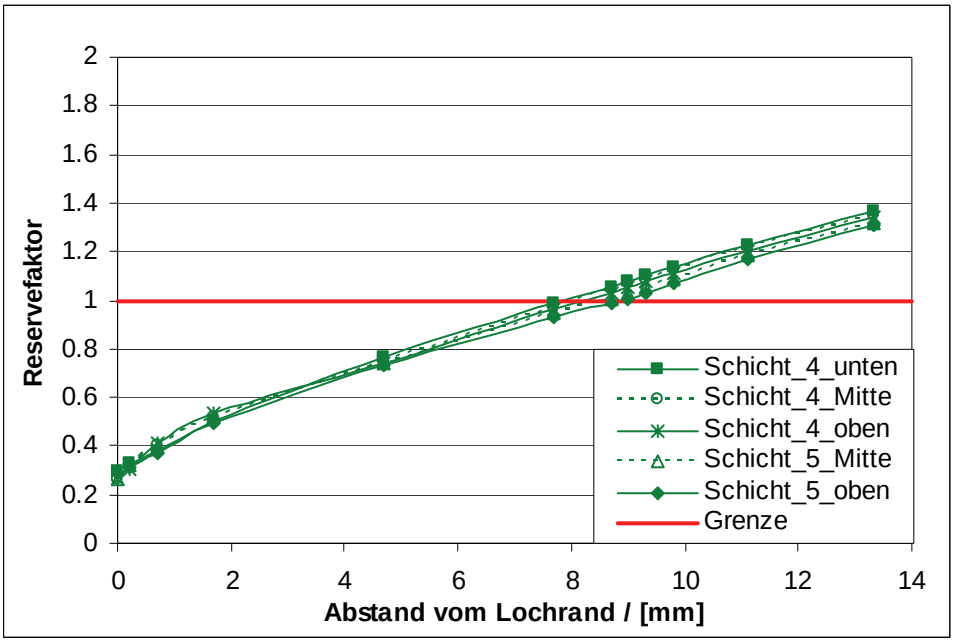


Abb. 7.4.32: Reservefaktor nach Cuntze im Restquerschnitt; 90°-Schichten; Lastfall LC 72

Werden die Versagenstiefen über alle Schichten betrachtet, so zeigt sich, dass die Schwankungen der Versagenstiefen geringer sind, als bei den 0°- und ±45°-Schichten. Mit steigender Höhe im Verbund steigt die Versagenstiefe geringfügig an. Die Biegung der Probe macht sich hier durch zusätzliche Zugkräfte senkrecht zur Faserrichtung σ_2 bemerkbar.

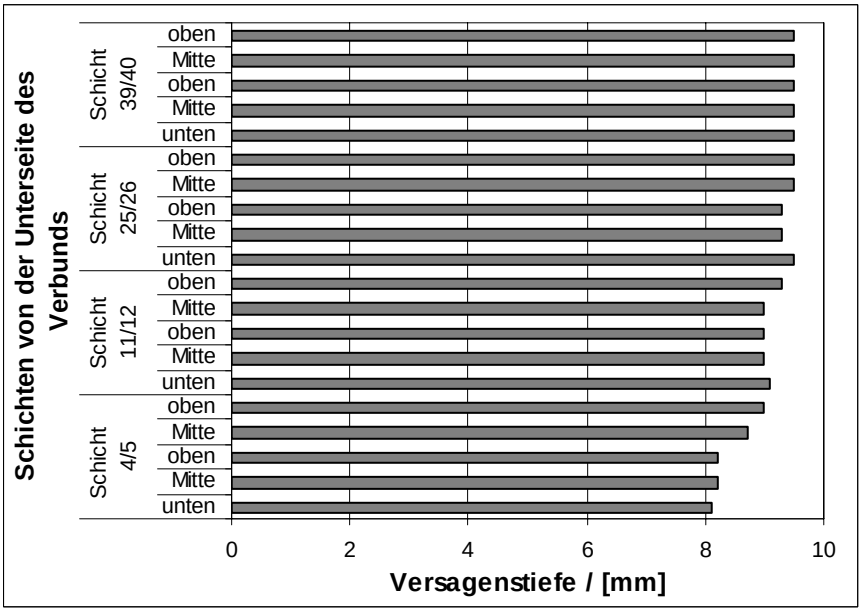


Abb. 7.4.33: Versagenstiefe im Restquerschnitt; 90°-Schichten; LC 72

7.4.5.4 Zusammenfassung des Schichtversagens

Die schichtweise Betrachtung des Versagens für die FE-Rechnung zeigt, dass sich bereits bei einer Kraft von etwa 250 kN, bei der alle DMS noch lineare Kraft-Verformungskurven aufweisen, am Lochrand eine Schädigung ergibt. Die Versagenstiefe ist allerdings noch nicht so groß, dass mit den im Abstand von rund 16 mm zum Lochrand positionierten DMS ein nichtlinearer Effekt gemessen werden kann.

Werden die numerisch ermittelten Versagenstiefen der Schichten im Scheitel mit denen aus Schliffbildern des versagten Probekörpers verglichen, so ergibt sich für die 0°-Schichten eine vergleichbare Tiefe. Das berechnete Versagen in den ±45°- und 90°-Schichten lässt sich im Schliffbild in dieser Tiefe nicht nachweisen. Einen großen Einfluss hat hier die Einbettung der Schichten untereinander, wodurch die Festigkeiten im Vergleich zu den genutzten Werten ansteigen.

Zur Bewertung des Versagens mittels der Versagenskurve muss die Versagenstiefe für alle Schichten bestimmt werden. Es ergibt sich eine Variation des charakteristischen Radius abhängig von der Verformung des Bolzens. Da das Versagen der Faserverbundprobe schlagartig im Restquerschnitt stattfindet, gilt die maximal berechnetet Versagenstiefe als kritischer Wert, der für Optimierungen zugrunde gelegt werden muss.

Das Versagenskriterium nach Cuntze eignet sich sehr gut, um das Versagen in den Schichten darzustellen. Es konnte nachgewiesen werden, dass an den Schichtgrenzen häufig geringere Reservefaktoren errechnet werden, als innerhalb der dicken Schichten. Dieses basiert zum einen auf der unterschiedlichen lokalen Steifigkeit, und der damit zusammenhängenden Umlagerung von Kräften, aber auch aufgrund von interlaminaren Spannungen, die einen versagensrelevanten Einfluss besitzen. Durch die lineare Materialdefinition ist es schwierig, das Versagen am Lochrand richtig zu ermitteln. Nichtlineare Effekte, die zur Belastungsreduktion in einer Schicht führen, können nicht vollständig berücksichtigt werden. Damit ist die berechnete Versagenstiefe immer größer, als die aus den Versuchen ermittelbare.

Die Schichtdicke bewirkt unterschiedliche Spannungszustände an den Schichtgrenzen. Dieses wird durch die unterschiedlichen Verläufe der Reservefaktoren an der Unter- und der Oberseite bzw. in der Mitte der Schichten deutlich. Entsprechend ist es notwendig den Verlauf der Spannungsänderungen über der Schichtdicke durch eine geeignete FE-Modellierung der einzelnen Schichten abbilden zu können.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Der Einsatz von Faserverbundwerkstoffen in der Luft- und Raumfahrttechnik nimmt immer mehr zu. In der Luftfahrt waren es vor allem sehr dünne Bauteile wie Verkleidungen und bewegliche Teile wie Ruder und Klappen. In der Raumfahrt waren es Bauteile, bei denen die hohen spezifischen Festig- und Steifigkeiten der Faserverbundwerkstoffe die Nachteile der meist höheren Fertigungskosten aufgewogen haben. Es wurden vor allem Strukturen und Tanks bei Satelliten und Verkleidungen wie Nutzlastfairings bei der europäischen Trägerrakete Ariane 5 aus Faserverbundwerkstoffen hergestellt.

Steigende Steifigkeits- und Festigkeitsanforderungen verbunden mit einer größeren Kostenreduktion durch die Anwendung neuer Fertigungsmethoden wie der Infiltration und dazu benötigten Halbzeugen erweitern den Anwendungsbereich der Faserverbundwerkstoffe. In der Raumfahrt sind dafür das Gehäuse der Booster und das Front-Skirt von der europäischen Trägerrakete Ariane 5 Beispiele. Diese Bauteile unterliegen höchsten strukturmechanischen Anforderungen. Daher kann für eine Anbindung dieser Strukturen an andere Bauteile nur eine Bolzenverbindung in Frage kommen.

In der Literatur werden Bolzenverbindungen hauptsächlich an dünnen Faserverbunden mit quasiisotropem Schichtaufbau untersucht, bei denen der Faserverbund als Ganzes betrachtet wird. Auf die zu erwartenden dickwandigen Faserverbunde ist diese Betrachtungsweise nicht ohne weiteres übertragbar. Effekte, die bei dünnwandigen Faserverbunden nur eine untergeordnete Rolle spielen, haben einen größeren Einfluss. Dazu gehören neben der Berücksichtigung der interlaminaren Spannungen, die Kippung und die Biegung des Bolzens.

In der vorliegenden Arbeit wurde ein FE-Modell entwickelt, mit dem ein repräsentativer Ausschnitt einer Bolzenverbindung untersucht werden kann. Ein Anwendungsbeispiel für eine solche Verbindung stellt das Gehäuse eines Boosters für die europäische Trägerrakete Ariane 5 dar, bei dem der bisher eingesetzte hochfeste Stahl durch einen Faserverbundwerkstoff ersetzt werden soll. Der durch hohen Innendruck belastete Zylinder des Boostergehäuses wird aus dicken Einzelschichten mittels Infiltration hergestellt und besitzt daher Vorgaben für den Schichtaufbau, die bei der Bolzenverbindung berücksichtigt werden müssen und z.B. einen quasiisotropen Lagenaufbau verhindern.

Die mechanische Modellierung stellt eine dickwandige und hoch beanspruchte Verbindung dar, die aus dicken Einzelschichten besteht. Eine verschmierte Betrachtung des Faserverbunds reicht zur Optimierung einer solchen Bolzenverbindung nicht mehr aus. Stattdessen muss der Einfluss verschiedener Parameter auf das Tragverhalten einer Bolzenverbindung auf Schichtniveau untersucht werden.

Um den auftretenden Spannungszustand gut abbilden zu können, liegt ein Schwerpunkt auf der Idealisierung der Bolzenverbindung. Zum einen betrifft das die Materialdefinition und zum anderen die Güte und die Gültigkeit der Ergebnisse aufgrund der Modellierung des FE-Netzes.

Bei der Materialdefinition sind zwei Aspekte zu berücksichtigen, zum einen das nichtlineare Verhalten durch Materialdegression und zum anderen die unterschiedlichen Kennwerte in Zug- und Druckrichtung. Für ersteres konnte bezüglich des komplexen Belastungsfalls keine Möglichkeit gefunden werden, nichtlineare Materialverläufe in den FE-Rechnungen der angewendeten kommerziellen FE-Codes zu implementieren. Die Untersuchungen in diesem Bereich führten bereits bei einfachen FE-Modellen zum Abbruch der FE-Rechnungen. Dieses wäre wichtig, um Zwischenfaserbruch darstellen zu können, der zu einer Lastumlagerung innerhalb des Faserverbunds führt. Dadurch resultiert in den wichtigen lasttragenden Bereichen - dem Druckbereich des Bolzens und dem Restquerschnitt - nach dem Versagensbeginn ein geänderter Spannungszustand. Dieses Verhalten konnte in der vorliegenden Arbeit mit FE-Rechnungen noch nicht wiedergegeben werden.

Der zweite Aspekt der Materialdefinition ist, dass ein Faserverbundwerkstoff unterschiedliche Kennwerte in Zug- und Druckrichtung besitzt. In einer Bolzenverbindung ändert sich der Spannungszustand von Druckbeanspruchung im Kontaktbereich des Bolzens auf Zugbeanspruchung im Restquerschnitt, wenn über diesen die Kräfte übertragen werden. Entsprechend müssen angepasste Materialkennwerte für die verschiedenen Bereiche in der Berechnung zugrunde gelegt werden. Es konnte in der vorliegenden Arbeit nachgewiesen werden, dass sich dadurch unterschiedliche Beanspruchungszustände und damit ein geändertes Versagen ergeben.

Die Gültigkeit der Modellierung des FE-Netzes bezog sich auf die radiale Elementlänge am Lochrand und die Anzahl der Elemente über der Schichtdicke. Durch die Verifikation der numerisch berechneten Spannungsverläufe am Lochrand mit der analytischen Lösung nach Zhang konnte nachgewiesen werden, dass mit der gewählten Idealisierung des FE-Netzes in der Faserebene die Spannungsspitzen am Lochrand sehr genau abgebildet werden können. Die Untersuchungen an den Schichtgrenzen hinsichtlich der Ausbildung der interlaminaren Spannungen haben gezeigt, dass jede Schicht mit mehreren Elementen idealisiert werden muss, um auch dort die Spannungsspitzen abbilden zu können und damit das Versagen der Schicht vollständig erfassen zu können.

Für die Analyse des Versagens reicht es aufgrund der hohen Wand- und Schichtdicke der Einzellagen nicht, die Spannungsbewertung auf Basis eines zweidimensionalen Versagenskriteriums vorzunehmen, sondern es muss auch der Einfluss der Spannung in Dickenrichtung und der interlaminaren Schubspannungen auf das Versagensverhalten berücksichtigt werden. Für die Bewertung des Einzelschichtversagens stellte sich das dreidimensionale Versagenskriterium nach Cuntze als sehr geeignet heraus. Unter der Annahme eines linearen Materialverhaltens konnte mit diesem Kriterium zum einen das großflächige Versagen der 0°-Schichten in der betrachteten Bolzenverbindung aufgrund von Faserbruch im Druckbereich des Scheitels gut nachgewiesen werden. Die numerisch berechnete Versagenstiefe ist mit dem am versagten Probekörper im Schliffbild des Scheitels erkennbaren Versagen vergleichbar. Zum anderen kann die erhöhte Versagensneigung an den Schichtgrenzen durch den Einfluss der interlaminaren Spannungen abgebildet werden.

Zur Validierung der numerischen Berechnungen wurden Versuchen durchgeführt, deren Beanspruchungszustand mit Hilfe von Dehnungsmessstreifen an den Außenseiten des Faserverbunds ermittelt worden ist. Die gemessenen und numerisch berechneten Dehnungen stimmten im linearen Materialbereich sehr gut überein. Mit den aus dieser FE-Rechnung ermittelten Spannungen wurde eine Schichtanalyse durchgeführt. Es konnte nachgewiesen werden, dass ein Einfluss der Biegung des Faserverbunds und auch der Biegung und Kippung des Bolzens auf das sich ergebende Versagen in den einzelnen Schichten vorhanden war.

Durch die grobe Schichtung des Faserverbunds und die hohe Wandstärke ergaben sich abhängig von der lokalen Steifigkeit der betrachteten Schicht unterschiedlich große Kontaktwinkel und übertragene Kräfte vom Bolzen in den Faserverbund. Entsprechend war es nötig, den Krafteintrag über den Bolzen nicht mittels Annahmen z.B. einer Dreiecksverteilung darzustellen, sondern das gesamte System mit seinen Freiheitsgraden vollständig zu modellieren und den Kontakt über geeignete Kontaktbedingungen herzustellen.

Im Unterschied zum Versagen der einzelnen Schichten lässt sich die Tragfähigkeit einer Bolzenverbindung im Bereich der Spannungsspitzen nicht direkt mit dem Versagenskriterium nach Cuntze bewerten. Aufgrund der Spannungsspitzen am Lochrand kommt es zwar lokal zu einem Schichtversagen, allerdings kann durch die Einbettung der Schichten und andere intakte Schichten die Tragfähigkeit einer Bolzenverbindung weiterhin erhalten bleiben. Daher musste für jede Schicht beim Versagen der Probe im Versuch ein charakteristischer Radius ermittelt werden, bei dem der Reservefaktor genau 1 wird. Dieser aufgrund der numerischen Ergebnisse mit dem Versagenskriterium nach Cuntze berechnete charakteristische Radius im Restquerschnitt bildete sich nicht konstant über der Lochhöhe aus, wenn die Verbindung im Versuch versagte. Aufgrund des schlagartigen Versagens der Proben konnte der charakteristische Radius allerdings auf den Wert der am höchsten beanspruchten Schicht festgesetzt werden. Dieser müsste bei Optimierungen der Bolzenverbindung unterschritten werden.

In der vorliegenden Arbeit wurde ein FE-Modell entwickelt, mit dem eine dickwandige und hoch beanspruchte Bolzenverbindung untersucht werden konnte. Unter der Annahme eines linearen Materialverhaltens konnte zwischen den numerischen Lösungen und den Versuchsergebnissen eine sehr gute Übereinstimmung erreicht werden.

Schwierigkeiten haben sich bei der Implementierung realer nichtlineare Werkstoffkurven ergeben. Diese Kurven sind nur mit hohem experimentellen Aufwand zu bestimmen und liegen daher nur für wenige Materialien vor. Zur genaueren Darstellung und Bewertung des Versagens der Einzelschichten insbesondere am Lochrand ist die genaue Kenntnis der Materialkurven auch in Abhängigkeit der Einbettung durch die umgebenden Schichten unabdingbar. Erst wenn dieses zukünftig in numerischen Berechnungen berücksichtigt werden kann, können die realen Spannungszustände am Lochrand und Bewertungsmöglichkeiten einer Bolzenverbindung z.B. aufgrund von bleibender Lochaufweitung auch genutzt werden.

Das in der vorliegenden Arbeit ermittelte numerische Modell bildet bisher nur den repräsentativen Ausschnitt um einen Bolzen bei einer eindimensionalen Belastung ab. Für die

Bewertung von realen Bauteilen reicht das nicht aus. Diese besitzen entweder Bolzenfelder, so dass Interaktionen zwischen Bolzen berücksichtigt werden müssen oder es ergibt sich z.B. ein zweidimensionaler Belastungsfall, wie er bei innendruckbelasteten zylindrischen Körpern vorkommt. Für diese Auslegungen kann das entwickelte FE-Modell bzw. die Methodik der Gültigkeit genutzt werden.

9 Literaturverzeichnis

[1] ERIKSSON I.:
„On the Bearing Strength of Bolted Graphite/Epoxy Laminates”,
Journal of Composite Materials, Vol. 24, S. 1246-1269, December 1990.

[2] COLLINGS, T. A.:
„The strength of bolted joints in multi-directional CFRP laminates”,
Composites, S. 43-55, January 1977.

[3] MIL-HDBK-17-1E,
Polymer Matrix Composites,
Naval Publications Office, Philadelphia,1997.

[4] -
Band Strukturberechnung,
Luftfahrttechnisches Handbuch, Ausgabe 2002.

[5] HYER, M.W., CHASTAIN, P.A.
„Effect of Bolt Load Proportioning on the Capacity of Multi-Bolt Composite Joints”,
Journal of Aircraft, Vol. 25, No. 2, S. 184-189, 1988.

[6] -
Band Faserverbund und Leichtbau,
Luftfahrttechnisches Handbuch, Ausgabe 2004.

[7] KOLESNIKOV, B.:
„Innovative Fügetechniken“,
DLR Braunschweig, 2002.

[8] PRADHAN, B., KUMAR R.:
„Stresses around partial Contact Pin-Loaded Holes in FRP Composite Plates”,
Journal of Reinforced Plastics and Composites, Vol. 3, S. 69-84, January 1984.

[9] JONG, DE T.:
„Stress around Pin-loaded Holes in Elastically orthotropic Plates”,
Journal of Composite Materials, Vol. 11, S. 313-331, 1977.

[10] ZHANG, K.; UENG C.:
„Stresses around a Pin-loaded Hole in Orthotropic Plates“,
Journal of Composite Materials, Vol. 18, S. 432-446, 1984.

[11] -
ASTRA: „Tank Demonstrator“,
ASTRA-KT-DDR-001, Kayser-Threde, 2004.

[12] FROST S.:
„An Approximate Theory for predicting the Moduli of Uni-Directional Laminates with Non-Linear Stress/Strain Behavior”,
Journal of Composite Materials, Vol. 24, S. 269-291, 1990.

[13] VDI 2014, Blatt 3:
„Entwicklung von Bauteilen aus Faser-Kohlenstoff-Faserverbund – Berechnung“,
Verein Deutscher Ingenieure, 2000.

[14] HERAKOVICH C., TARNOPOLSKII Y.:
Structures and Design,
Handbook of Composites, Vol. 2, North-Holland, Oxford, 1989.

[15] -
MPS2 Keypoint 1 Steering Committee,
23.07.2003.

[16] -
MAN Technologie: Ariane-Booster in CFK-Bauweise,
Flugrevue, Nr. 08, 2004.

[17] -
MAN Technologie introduces a high-performance pressure vessel
JEC – Composites, n°8, S. 96, 04/2004.

[18] -
Protokoll des Workshops CFK-Rumpf,
Poppenhausen, 1997.

[19] PUCK A.:
Festigkeitsanalyse von Fasermatrix-Laminaten: Modelle für die Praxis,
Carl Hanser Verlag, München Wien, 1996.

[20] CUNTZE, R.:
„The predictive capability of failure mode concept-based strength criteria for multi-directional laminates-part B",
Computer Science and Technology 64, S. 487-516, 2004.

[21] HUFENBACH W., KROLL L.:
„Stress analysis of notched anisotropic finite plates under mechanical and hydrothermal loads",
Archive of Applied Mechanics 69, 1999.

[22] SOUTIS C., HU F.Z., EDGE E.C.:
„Interlaminar stresses in composite laminates with circular hole",
Composite Structures, Vol. 37, S. 223-232, 1997.

[23] CHEN W.,LEE S., YEH J.:
„Three-dimensional contact stress analysis of a composite laminate with bolted joint",
Composite Structures 30, S. 287-297, 1995.

[24] WANG H., HUANG C., CHANG F.:
„Bearing Failure of Bolted Composite Joints. Part I: Experimental Characterization",
Journal of Composite Materials, Vol. 30, S. 1284-1309, 1996.

[25] DIN 65562
„Faserverstärkte Kunststoffe, Prüfung von multidirektionalen Laminaten, Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit",
Mai 1991.

[26] ERIKSSON I., ARONSSON, C.G.:
„Strength of Tensile Loaded Graphite/Epoxy Laminates Containing Cracks, Open and Filled Holes",
Journal of Composite Materials, Vol. 24, S. 456-482, May 1990.

[27] CAMANHO P.P., PORTELA P.M., MELRO A.R., LAMBERT M.:
„Enhanced Design mthods for mechanically fastened Joints in Composite structures"
ICFRP_INEGI_ABS, PORTO, 2005.

[28] UENG C.E.S., ZHANG K.:
„Strength prediction of a mechanically fastened joint in laminate composites",
AIAA-85-0823,1985.

[29] CHANG F.K., SCOTT R.A.:
"Strength of mechanically fastened composite joints",
Journal of Composite Materials, Vol. 16, S. 470-494, 1982.

[30] MCCARTHY, M.A., MCCARTHY, C.T.:
„Finite Element analysis of the effects of clearance on single-shear, composite bolted joints",
Journal of Plastics, Rubber and Composites, Vol. 32, No 2, 2003.

[31] FENSKE M., VIZZINI A.:
„The Inclusion of In-Plane Stresses in Delamination Criteria",
Journal of Composite Materials, Vol. 35, S. 1325-1341, 2001.

[32] RAJAPAKSE Y.:
Mechanics of Thick Composites,
AMD-Vol. 162, 1993.

[33] CUNTZE, R.:
„Das Versagensmoduskonzept, ein praktikables Auslegungswerkzeug bei neuen Leichtbauwerkstoffen",
Handout, Dresdner Leichtbausymposium, 7.-9. Juni 2001.

[34] TANG X., WHITCOMB J.:
„Progressive Failure Behaviours of 2D Woven composites“,
Journal of Composite Materials, Vol. 37, S. 1239-1259, 2003.

[35] NAIK N., REDDY K., RAJU N.:
„Damage evaluation in Woven Fabric Composites: Transverse Static Loading“,
Journal of Composite Materials, Vol. 37, S. 21-34, 2003.

[36] SODEN P.D., KADDOUR A.S., HINTON M.J.:
„Recommendations for designers and researchers resulting from the world-wide failure exercise”,
Composites Science and Technology, Vol. 64, S. 589-604, 2004.

[37] WIEDEMANN, J.:
Leichtbau; Band 1; Elemente,
Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 1986.

[38] CUNTZE, R.:
„Non-linear Failure Analysis of FRP Laminates composed of UD lamina“,
Vortrag, ESPOO, Helsinki, 01. Februar 2005.

[39] HAB
„Structural Analysis Report“,
A130-125-01-SA, MAN Technologie.

[40] -
UNEQUIPPED BOOSTER CASE,
„Investigation of Clevis-Tang Intersegment Connection“,
A5-NT-1121000-A-51, MAN Technologie, 1986.

[41] -
MPS-CPN,
„Dimensioning file summary“,
A5-NT-1121000-A-215-MAN, MAN Technologie, 1992.

[42] GROTH:
„Lochleibungsfestigkeiten für unbewegliche Verbindungen”,
Handbuch Strukturberechnung 20110-01, 1984.

[43] GRIFFIN O., HYER M., YALAMANCHILI S., SHUART M., PRASAD C., CIHEN D.:
„Analysis of Multifaster Composite Joints“,
AIAA-92-2426-CP, 1992.

[44] -
MSC Nastran, Handbook for Nonlinear Analysis,
Version 67, The MecNeal-Schwendler Corporation, Los Angeles, 1992.

[45] HÜHNE C., KOLESNIKOV B., REINHOLD R., KLEINEBERG M., NIEDERSTADT T.:
„Machbarkeitsstudie über die Umsetzung des DAAR-Ringes des Boosters in Faserverbundbauweise für die Ariane 5 Trägerrakete“,
IB 131-2003/04, Institut für Strukturmechanik, DLR Braunschweig, 2003.

[46] -
Multiphase MP35N Alloy, Technical Data,
Latrobe Steel Company, Latrobe, 1980.

[47] -
„CORRAX“
Informationsschrift, Uddeholm, 2004.

[48] -
„Auslegung und Test von lasttragenden Verbindungen an großen CFK-Strukturen“,
Abschlussbericht, MT-Aerospace, Augsburg, 2006.

[49] MCCARTHY, M.A., MCCARTHY, C.T., PADHI, G.S.:
„Three dimensional Modelling of Single-Bolt Composite Joints”,
Extended Abstracts, ACME 2001, Birmingham, 2001.

[50] ZHANG C., HOA S., GANESAN R.:
”Approximate Solution for Stresses around Pin-Loaded Holes in Symmetric Composite Laminates”
Journal of Reinforced Plastics, Vol. 17, S. 800-818, 1998.

[51] LEKHNITSKII, S.G.:
Theory of Elasticity of an anisotropic Elastic Body,
Holden-Day, San Francisco, 1963.

[52] GRUTTMANN, F. WAGNER, W.:
„Finite-Element-Modellierung von Faserverbundstrukturen“,
Vortrag, 11. Nationales Symposium SAMPE Deutschland e.V., Damstadt 2005.

[53] BEITZ W., KÜTTNER K.H.:
Dubbel – Handbuch für den Maschinenbau,
Springer-Verlag, Berlin; Heidelberg; New York, 14. Auflage, 1981.

A Anhang

A.1 Verifikation nach Zhang

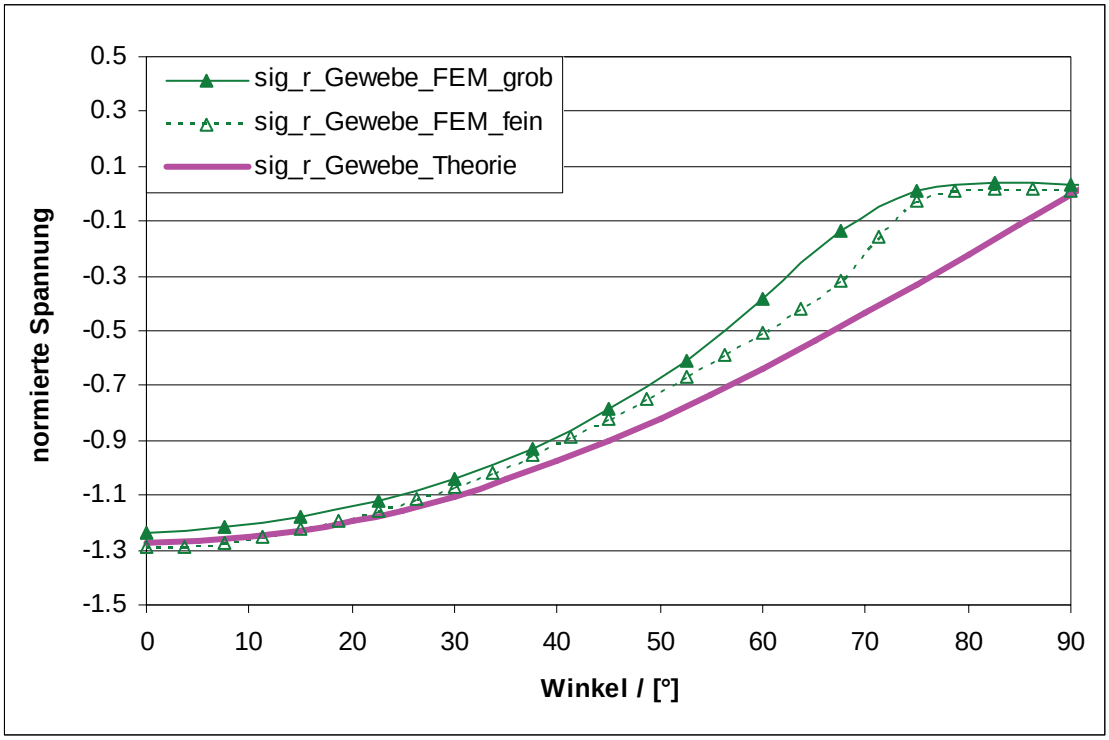


Abb. A.1.1: Normierte radiale Spannungen σ_r der 2D-FEM ±45°-Gewebe Rechnung und der analytischen Lösung nach Zhang

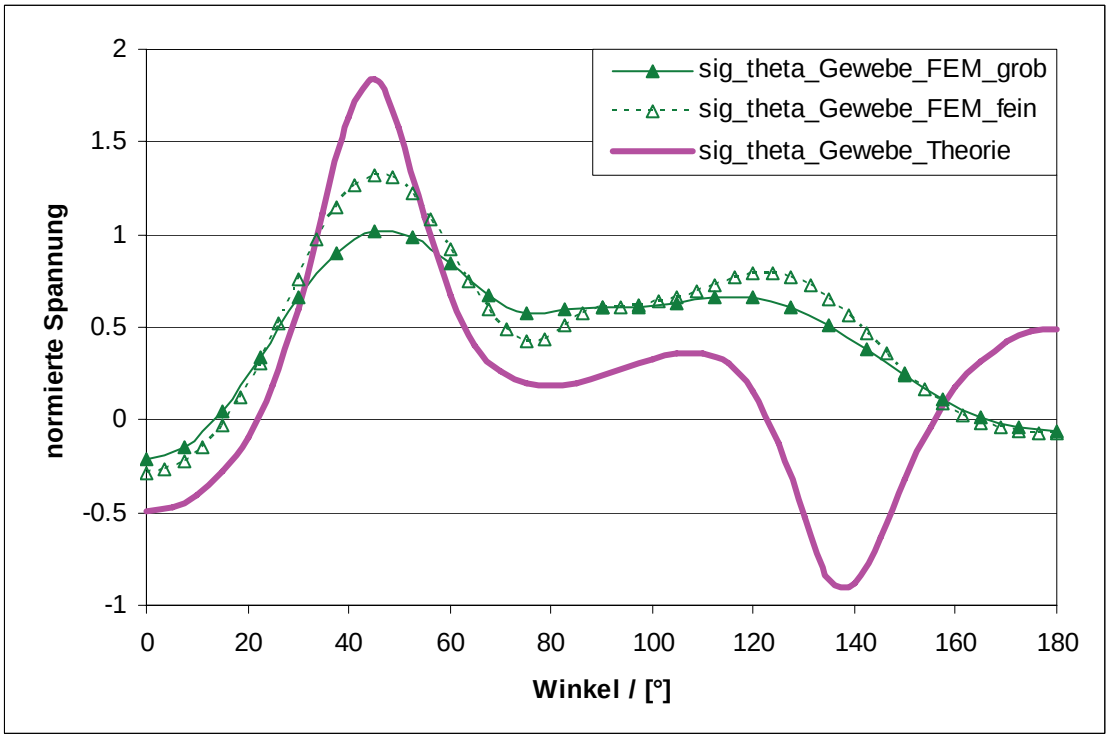


Abb. A.1.2: Normierte Umfangsspannungen σ_θ der 2D-FEM ±45°-Gewebe Rechnung und der analytischen Lösung nach Zhang

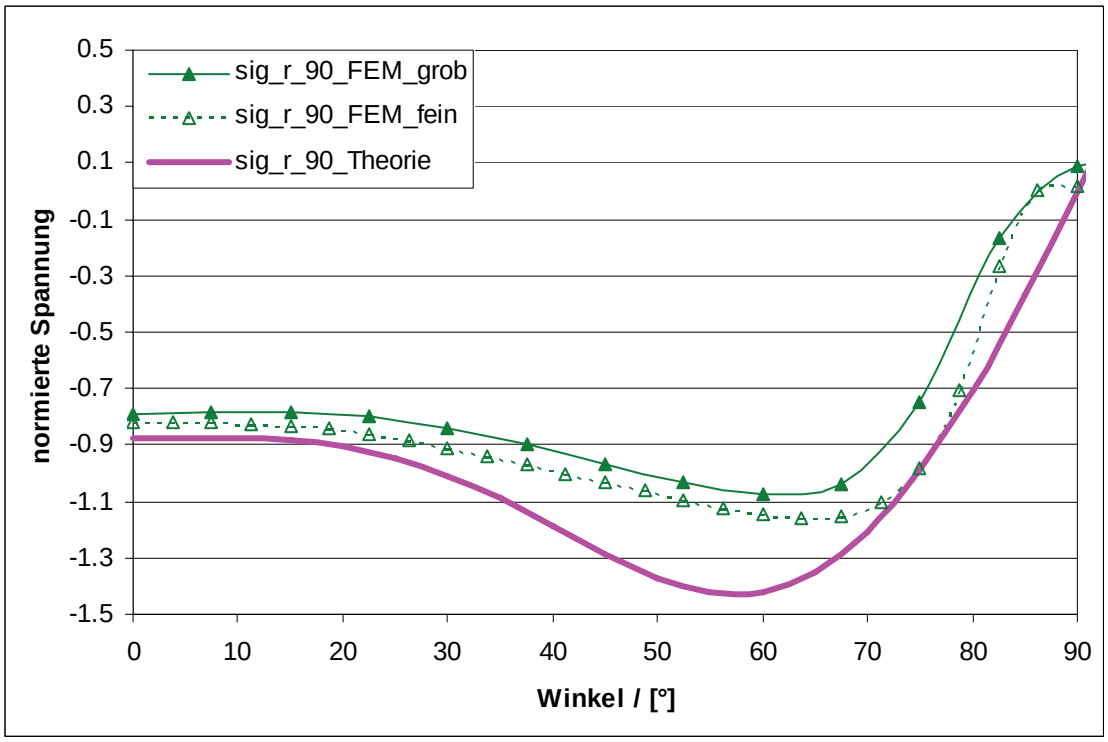


Abb. A.1.3: Normierte radiale Spannungen σ_r der 2D-FEM 90°-UD-Rechnung und der analytischen Lösung nach Zhang

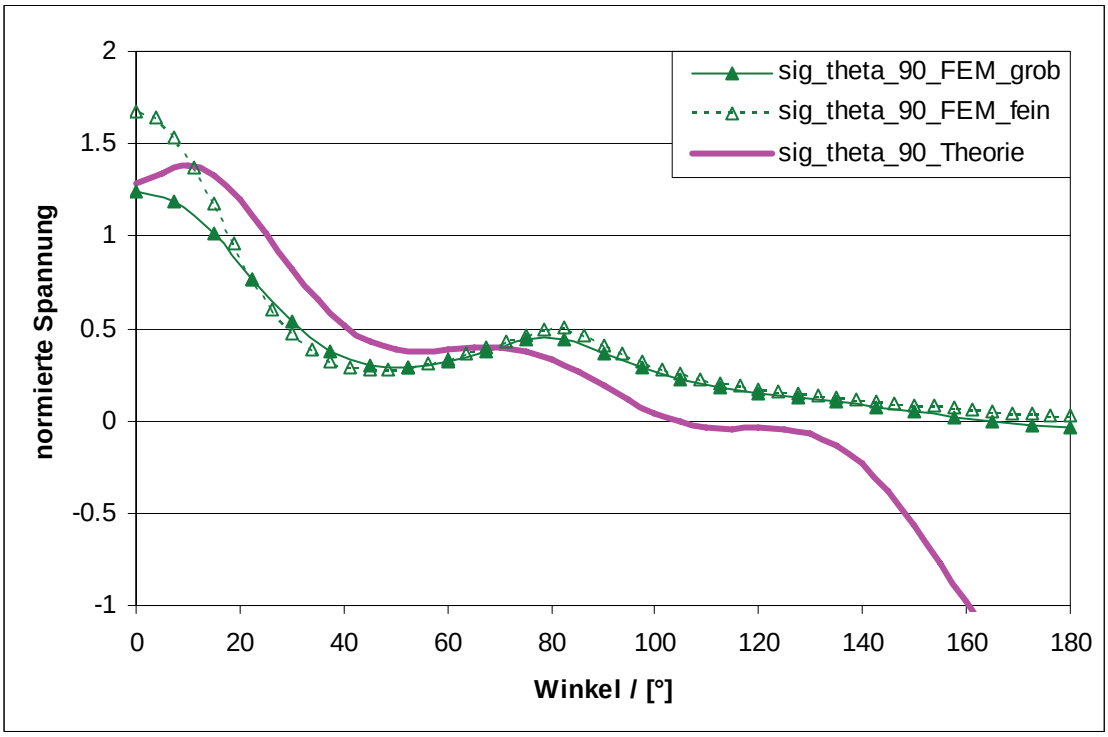


Abb. A.1.4: Normierte Umfangsspannung σ_θ der 2D-FEM 90°-UD-Rechnung und der analytischen Lösung nach Zhang

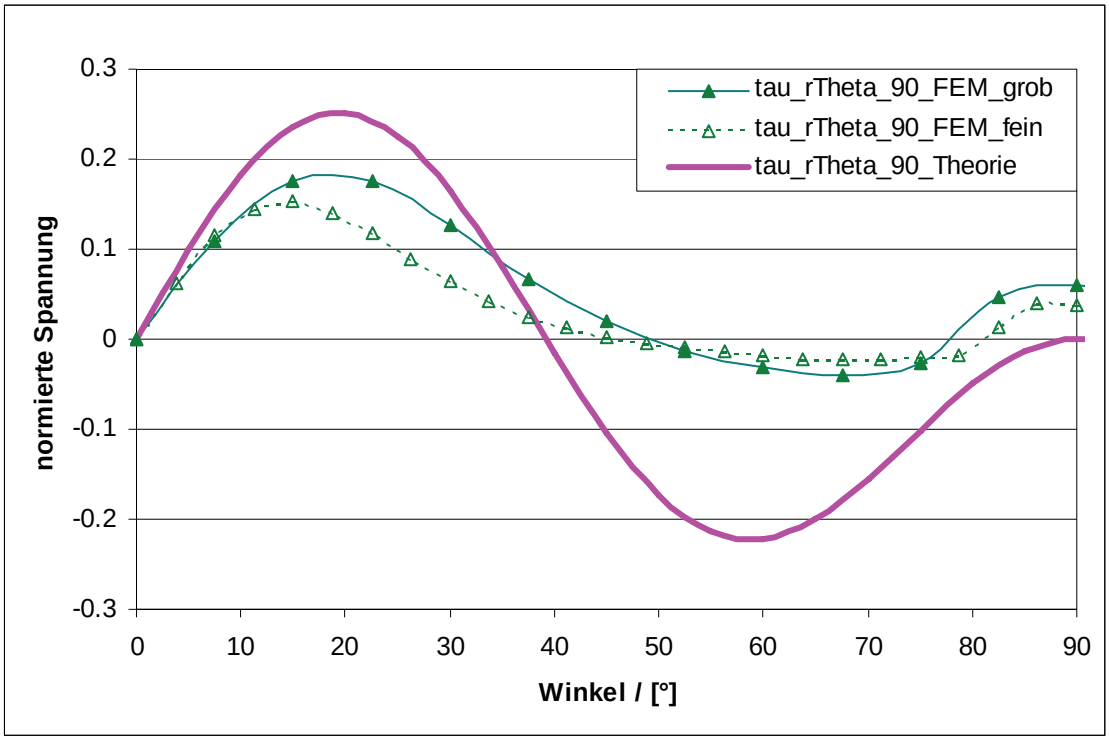


Abb. A.1.5: Normierte Schubspannung τ der 2D-FEM 90°-UD-Rechnung und der analytischen Lösung nach Zhang

A.2 Berücksichtigung der interlaminaren Spannungen

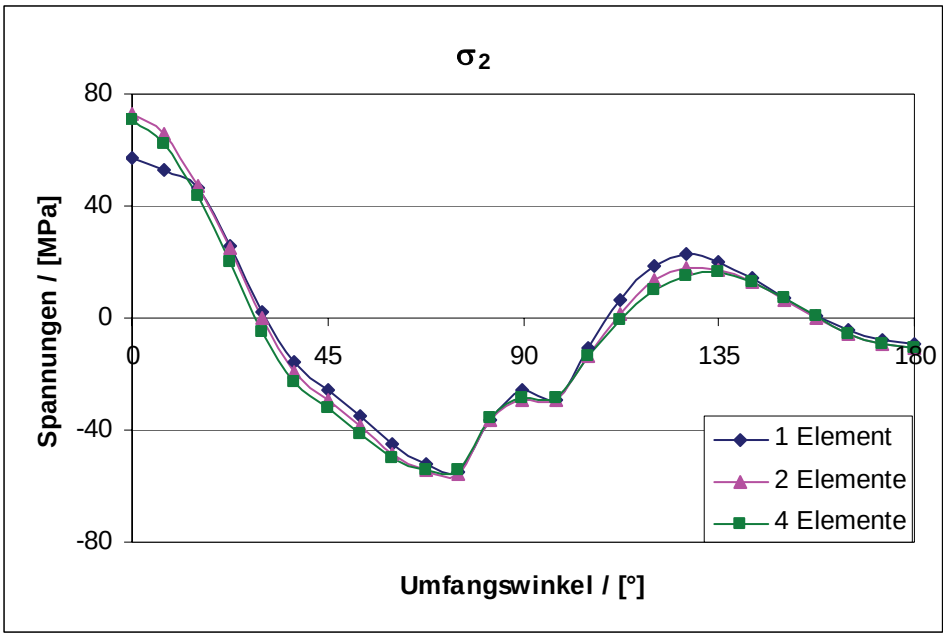


Abb. A.2.1: Spannung senkrecht zur Faserrichtung σ_2 im Lochrandverlauf; LC 65; Oberseite der 0°-Schicht

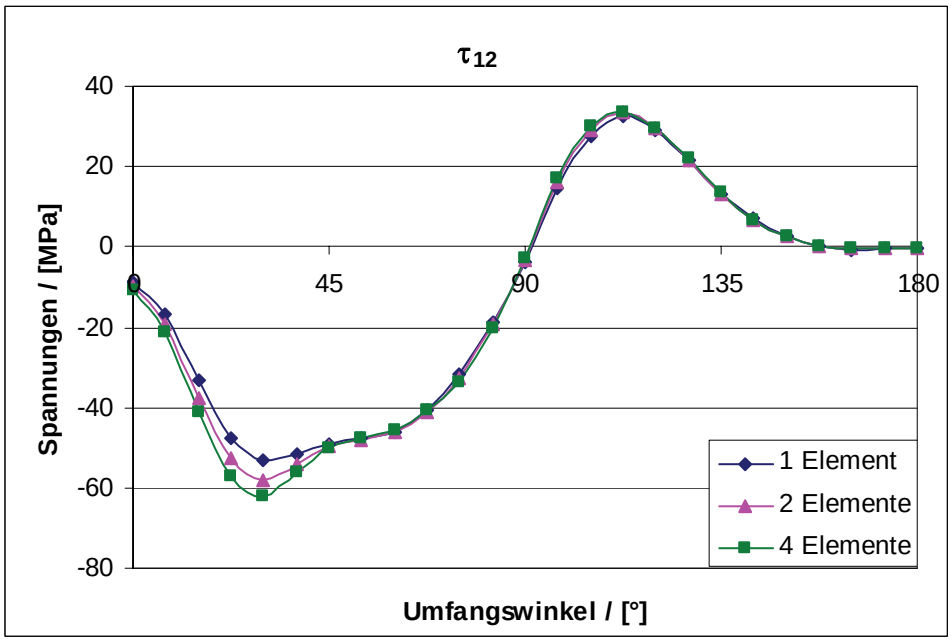


Abb. A.2.2: Schubspannung in der Faserebene τ_{12} im Lochrandverlauf; LC 65; Oberseite der 0°-Schicht

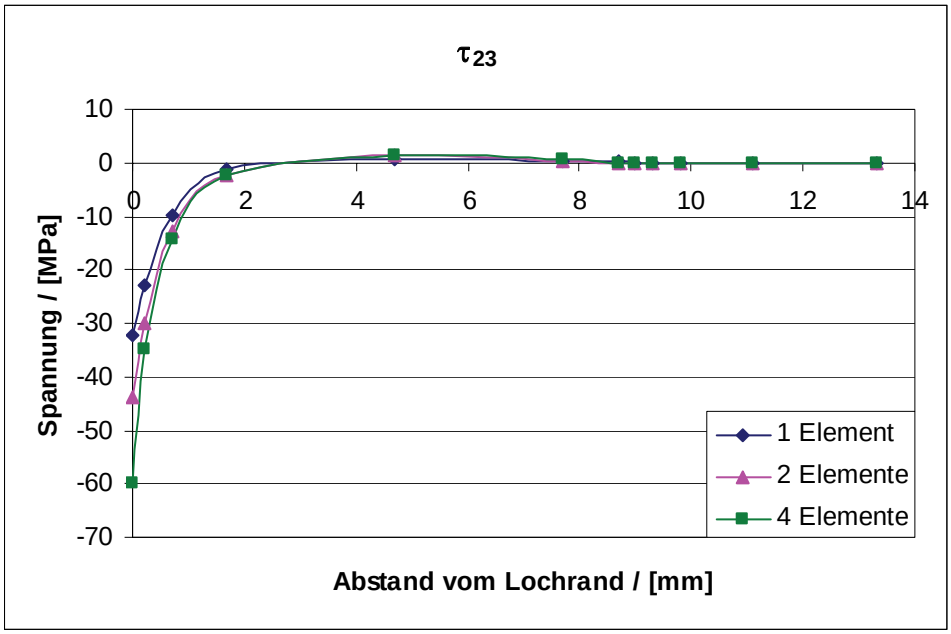


Abb. A.2.3: Interlaminare Schubspannung τ_{23} im Scheitel;
LC 65; Oberseite der 0°-Schicht

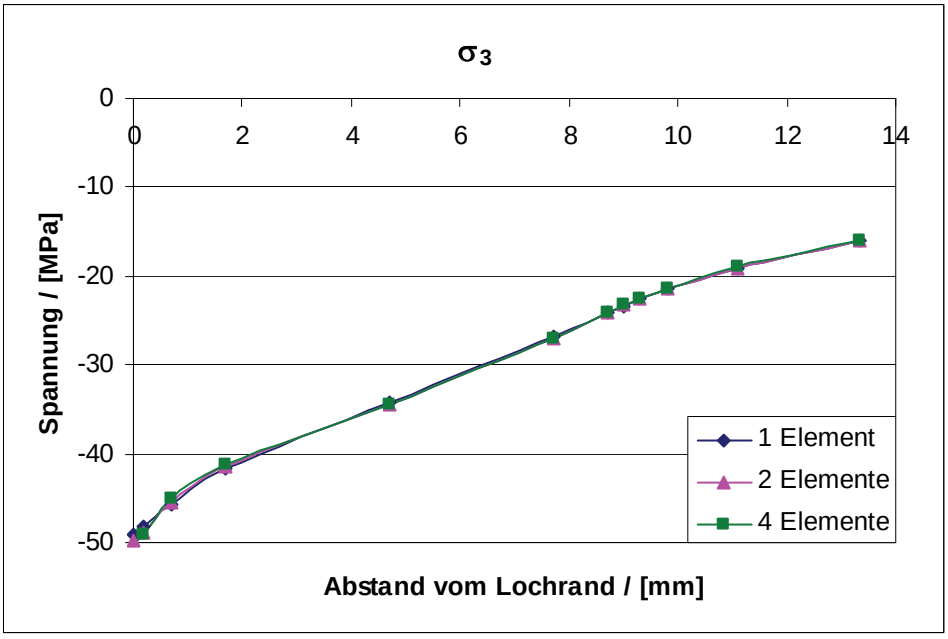


Abb. A.2.4: Interlaminare Normalspannung σ_3 unter einem Winkel von 45°;
LC 65; Oberseite der 0°-Schicht

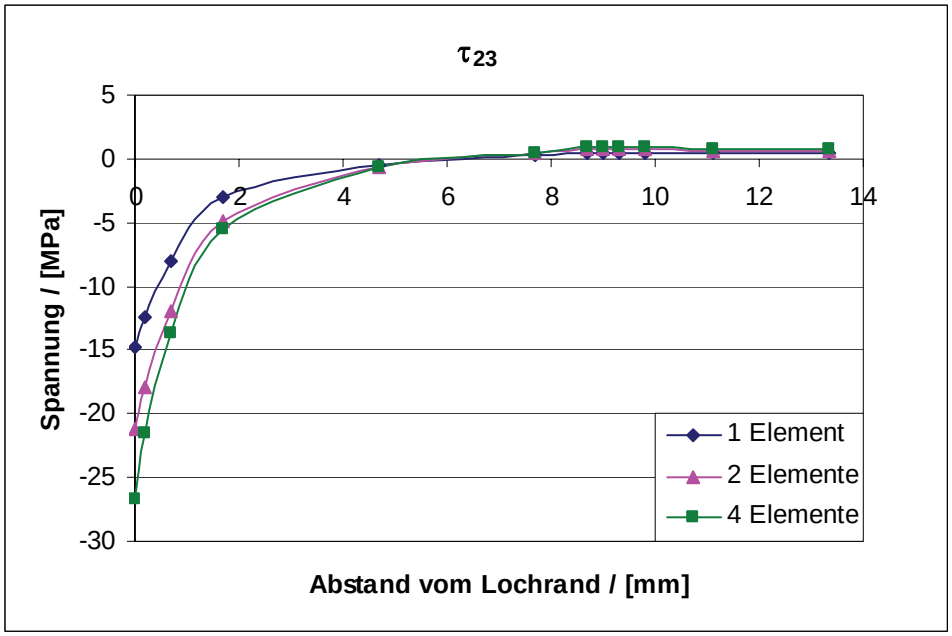


Abb. A.2.5: Interlaminare Schubspannung τ_{23} unter einem Winkel von 45°;
LC 65; Oberseite der 0°-Schicht

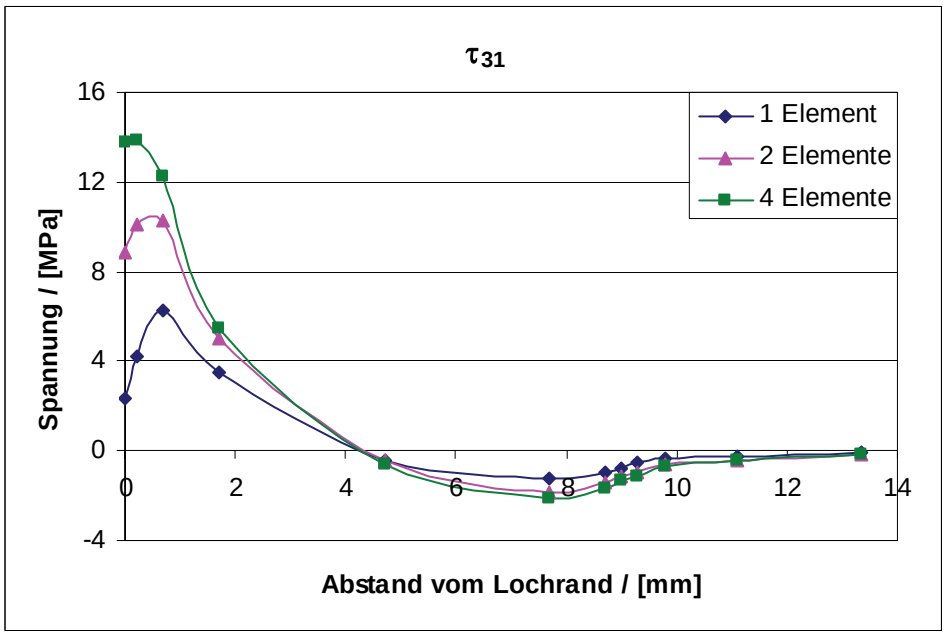


Abb. A.2.6: Interlaminare Schubspannung τ_{31} im Restquerschnitt;
LC 65; Oberseite der 0°-Schicht

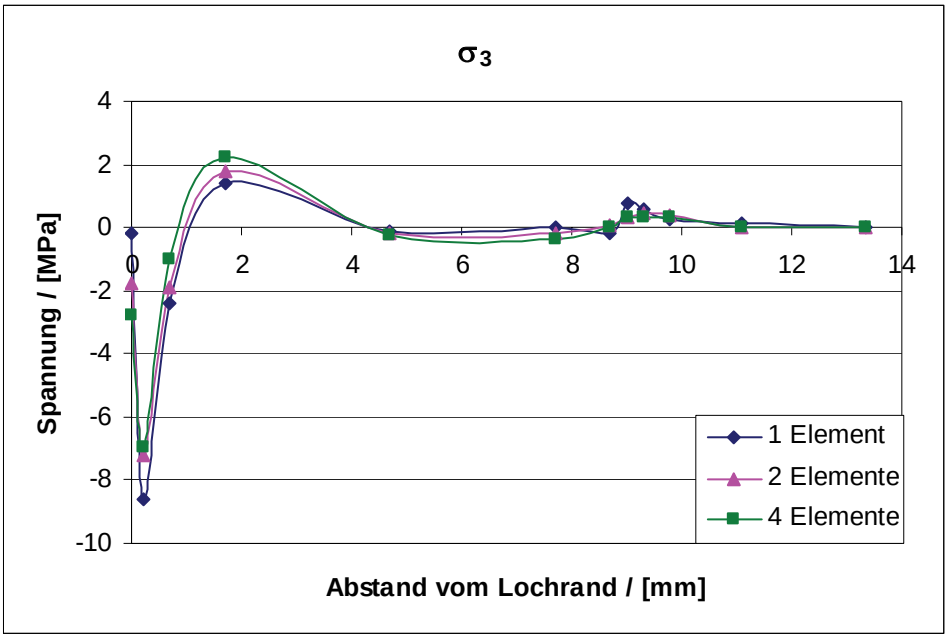


Abb. A.2.7: Interlaminare Normalspannung σ_3 im Restquerschnitt;
LC 65; Oberseite der 0°-Schicht

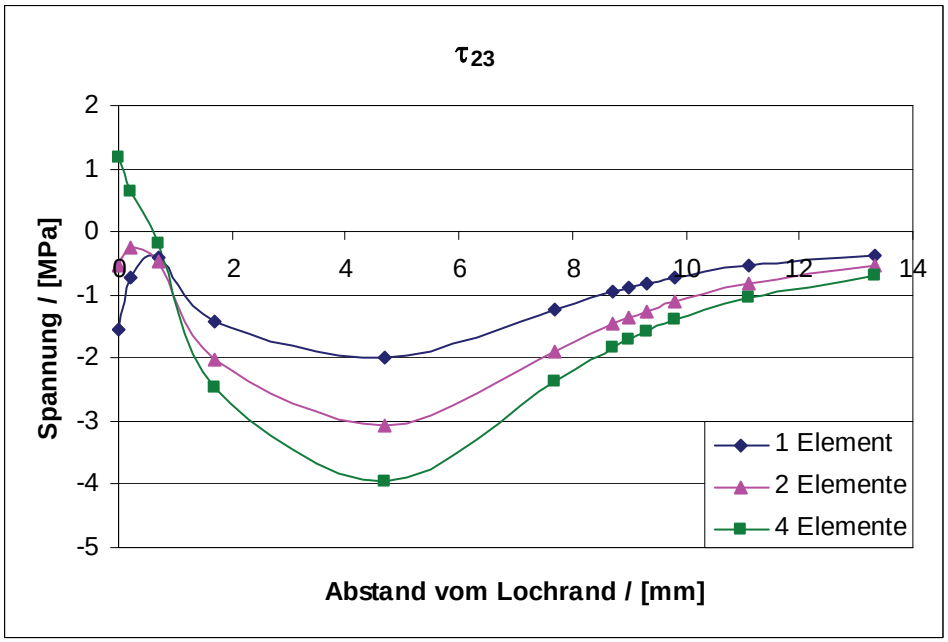


Abb. A.2.8: Interlaminare Schubspannung τ_{23} im Restquerschnitt;
LC 65; Oberseite der 0°-Schicht

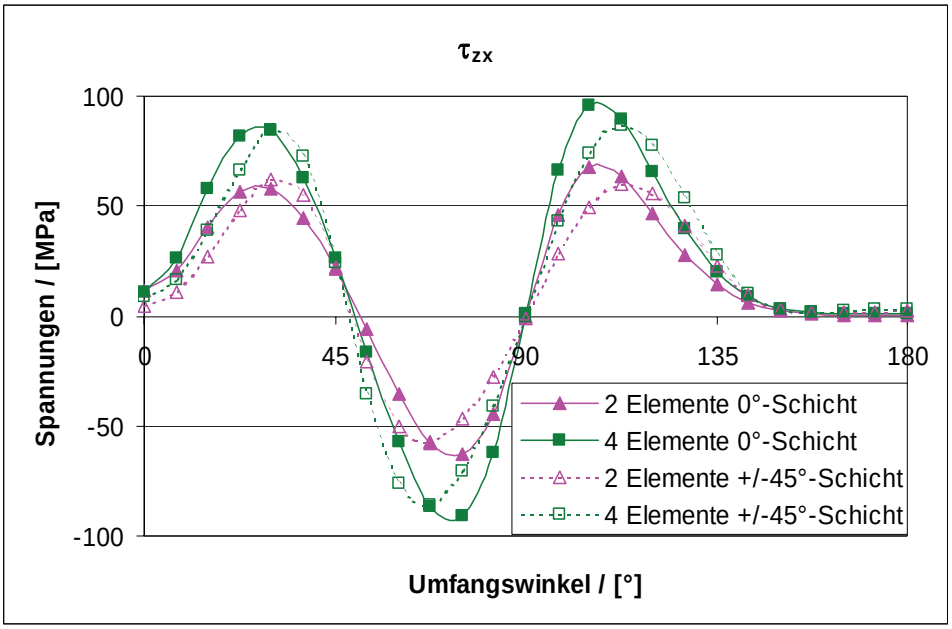


Abb. A.2.9: Interlaminare Schubspannung τ_{zx} im Lochrandverlauf; LC 65; Unterseite der ±45°-Schicht; globales Koordinatensystem

A.3 Beanspruchungsgerechte Materialkennwerte

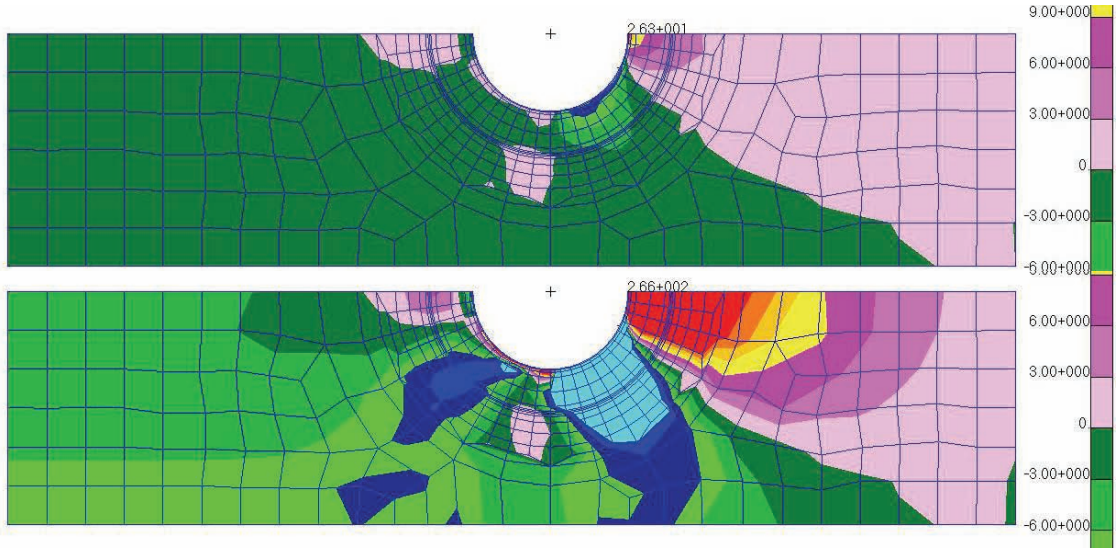


Abb. A.3.1: Verteilung der Spannung σ_2 senkrecht zur Faserrichtung in der 0°-Schicht; LC61 oben; LC70 unten

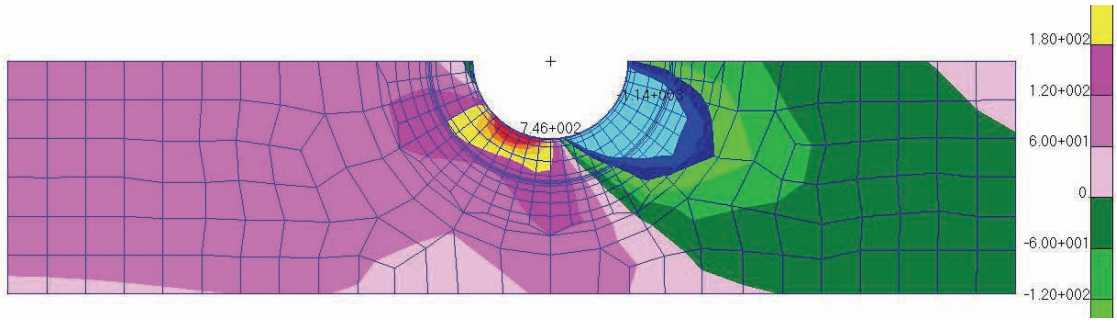


Abb. A.3.2: Verteilung der Spannung σ_1 in Faserrichtung 1 in der ±45°-Schicht

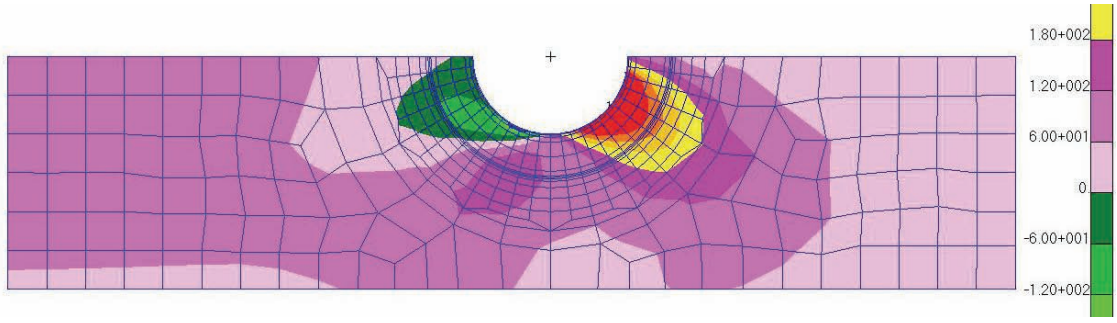


Abb. A.3.3: Verteilung der Spannung σ_2 in Faserrichtung 2 in der ±45°-Schicht

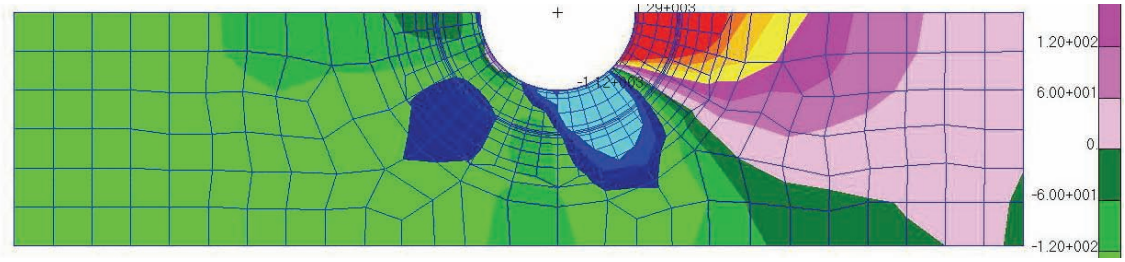


Abb. A.3.4: Verteilung der Spannung σ_1 in Faserrichtung in der 90°-Schicht

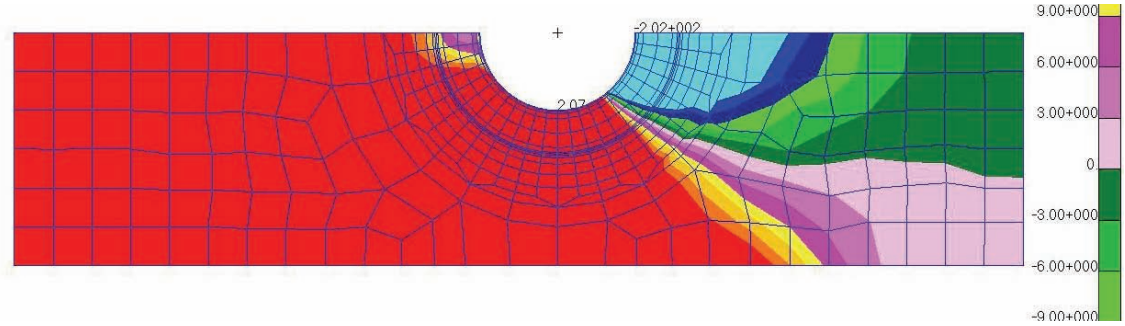


Abb. A.3.5: Verteilung der Spannung σ_2 senkrecht zur Faserrichtung in der 90°-Schicht

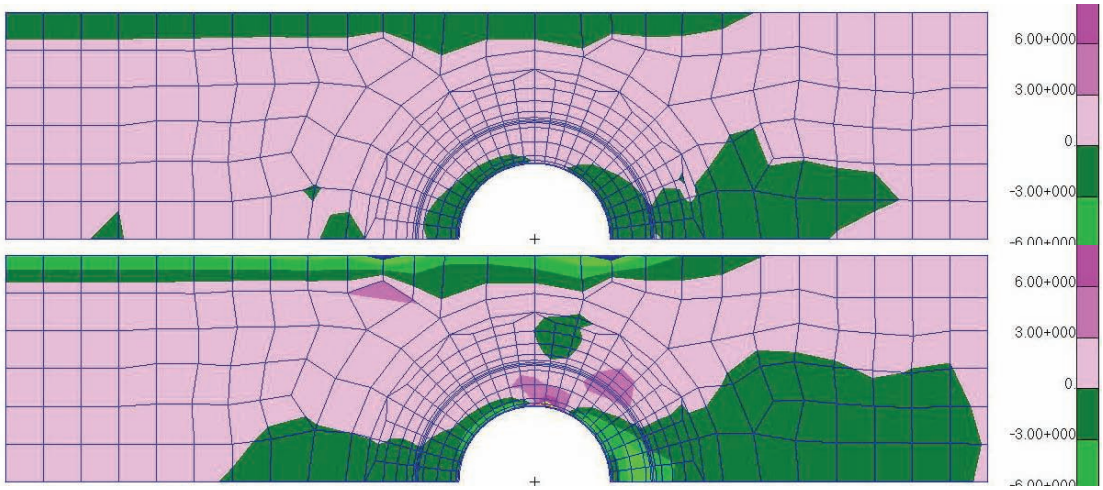


Abb. A.3.6: Verteilung der Spannung σ_3 senkrecht zur Faserrichtung in der ±45°-Schicht; LC61 oben; LC70 unten

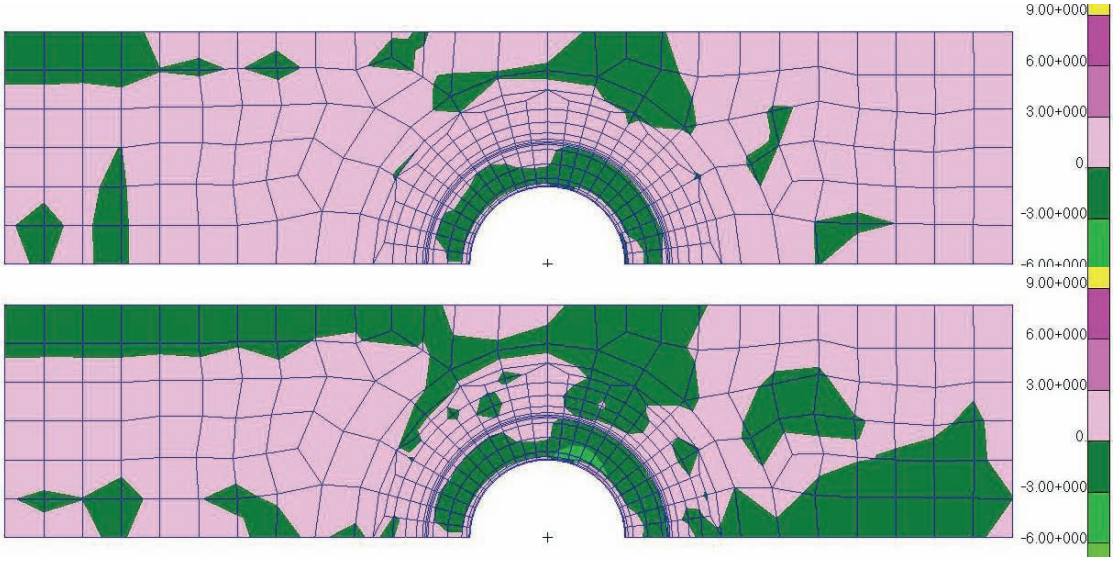


Abb. A.3.7: Verteilung der Spannung σ_3 senkrecht zur Faserrichtung in der 90°-Schicht; LC61 oben; LC70 unten

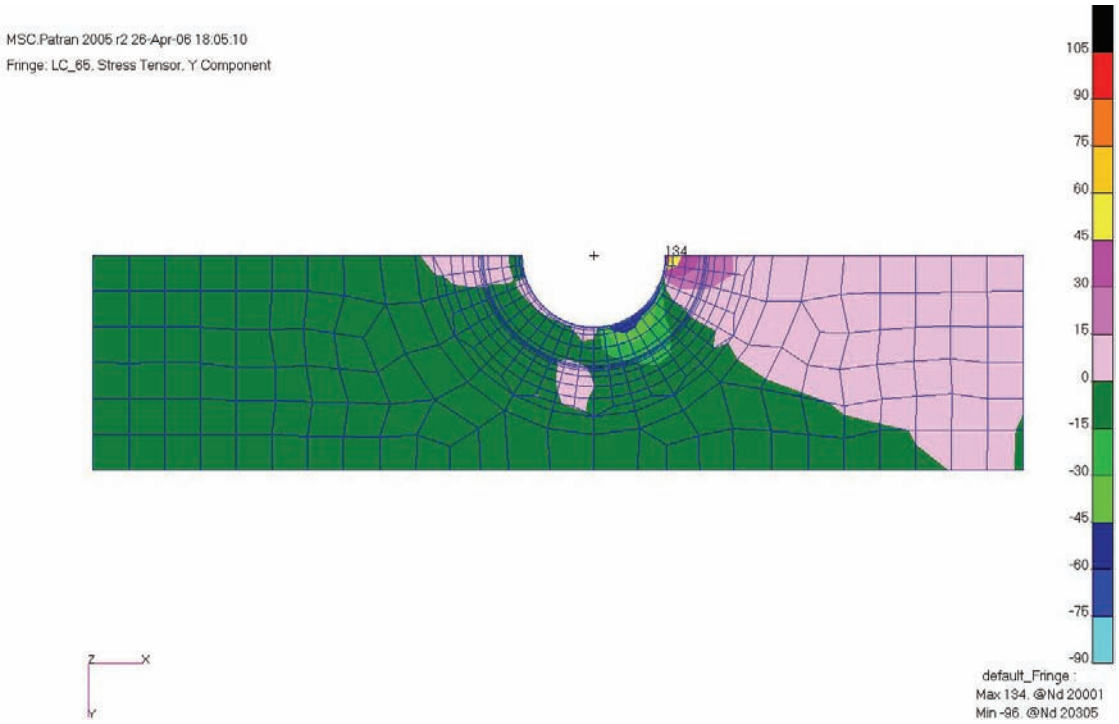


Abb. A.3.8: Spannungen senkrecht zur Faserrichtung σ_2 in der untersten 0°-Schicht; LC 65; nur Zugkennwerte

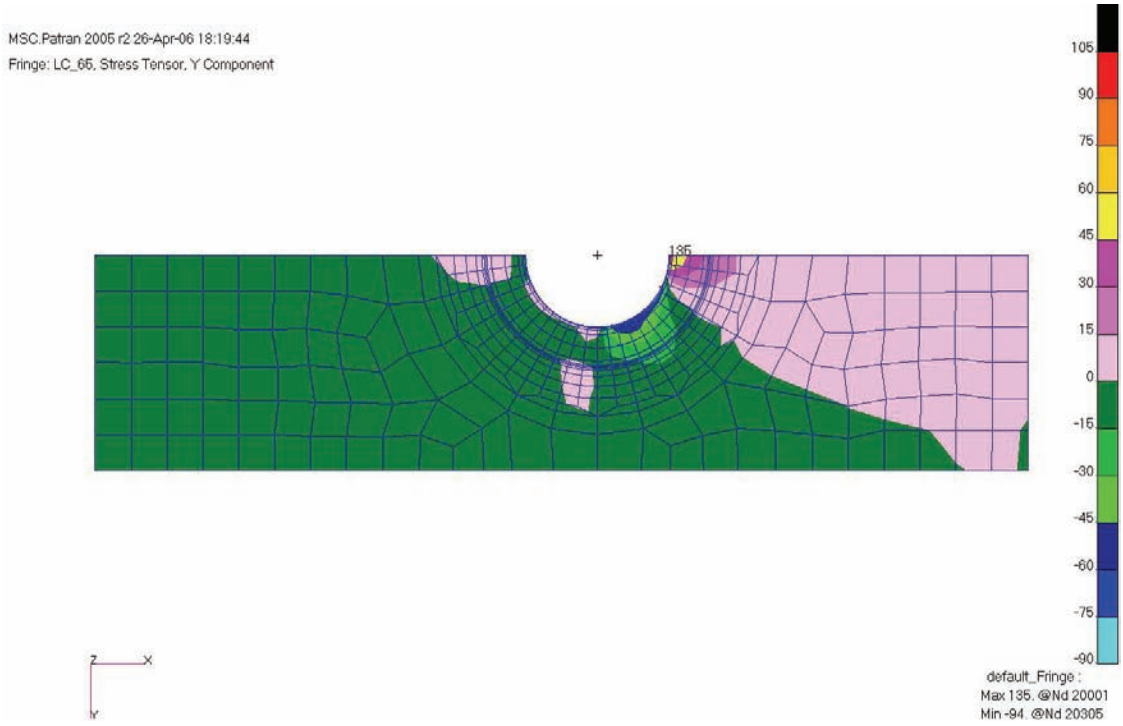


Abb. A.3.9: Spannungen senkrecht zur Faserrichtung σ_2 in der untersten 0°-Schicht; LC 65; Zug- und Druckkennwerte

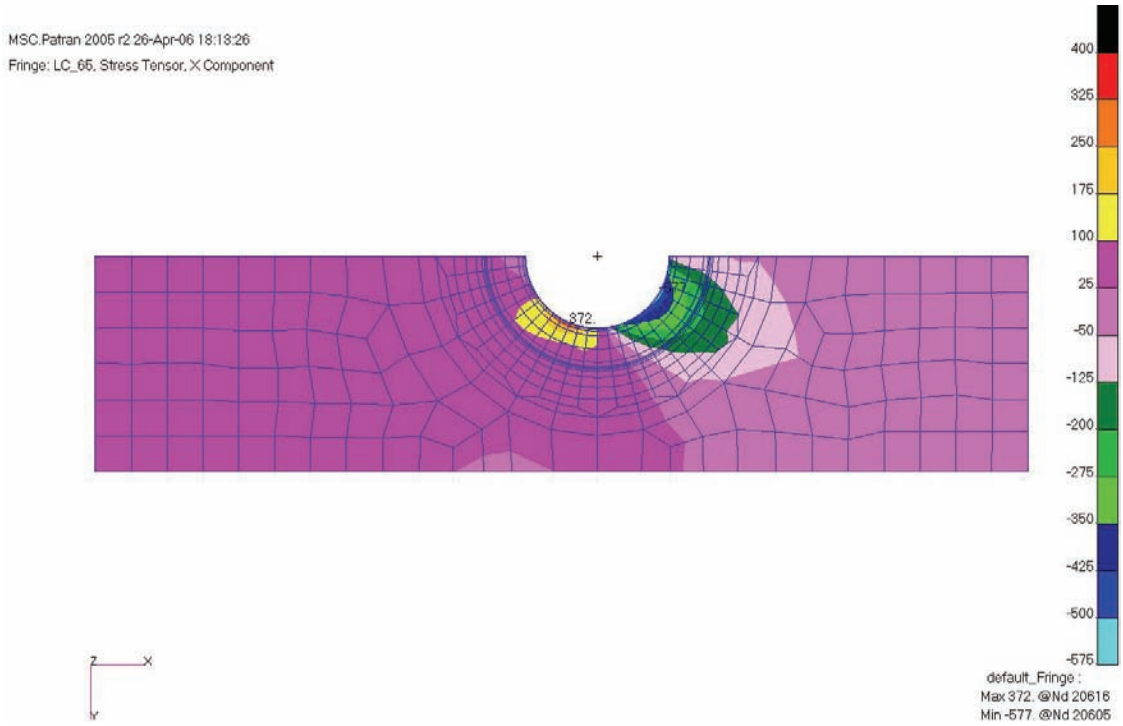


Abb. A.3.10: Spannungen in Faserrichtung 1 σ_1 in der untersten ±45°-Schicht; LC 65; nur Zugkennwerte

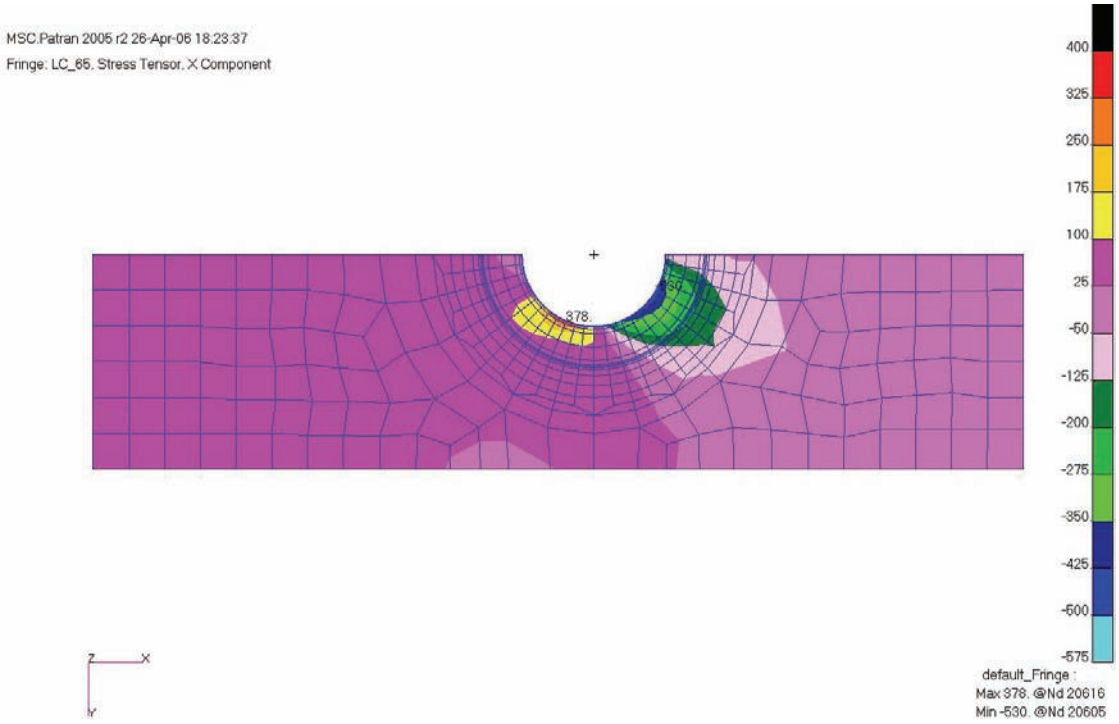


Abb. A.3.11: Spannungen in Faserrichtung 1 σ_1 in der untersten ±45°-Schicht; LC 65; Zug- und Druckkennwerte

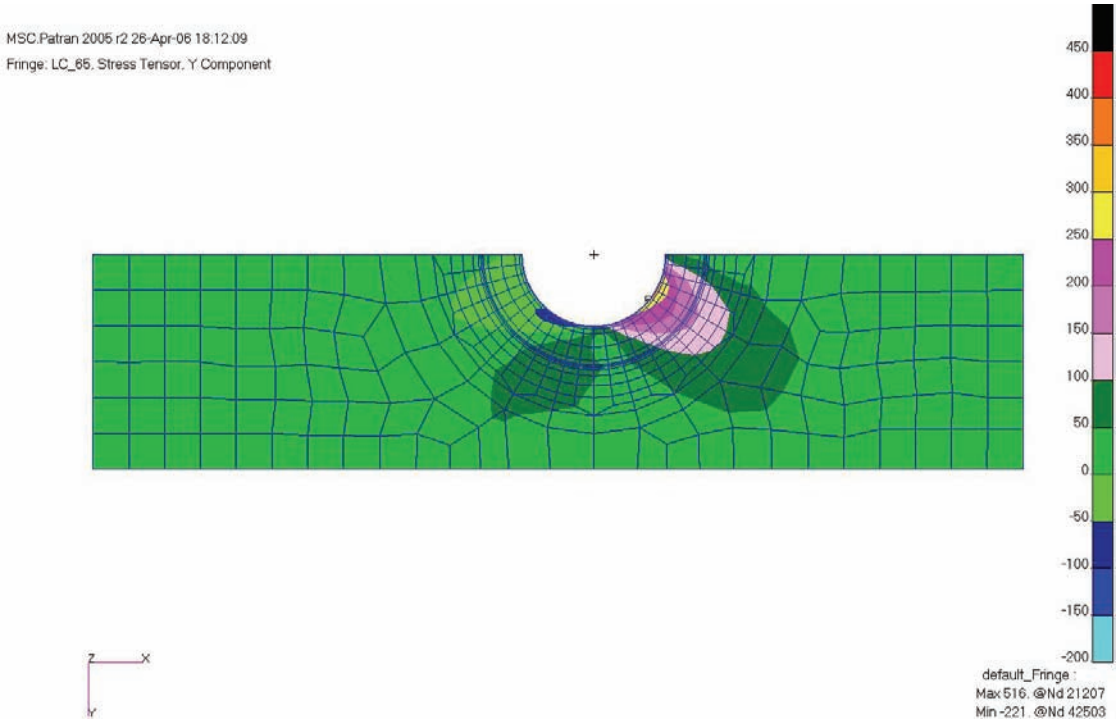


Abb. A.3.12: Spannungen in Faserrichtung 2 σ_2 in der untersten ±45°-Schicht; LC 65; nur Zugkennwerte

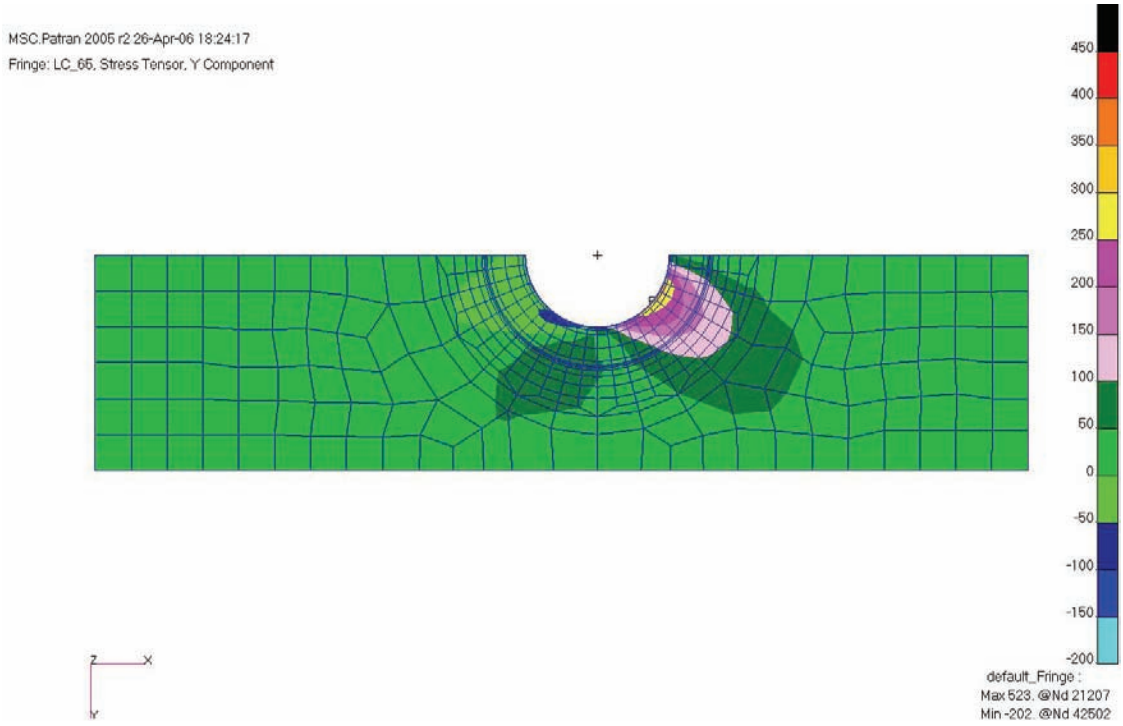


Abb. A.3.13: Spannungen in Faserrichtung 2 σ_2 in der untersten $\pm$45°-Schicht;
LC 65; Zug- und Druckkennwerte

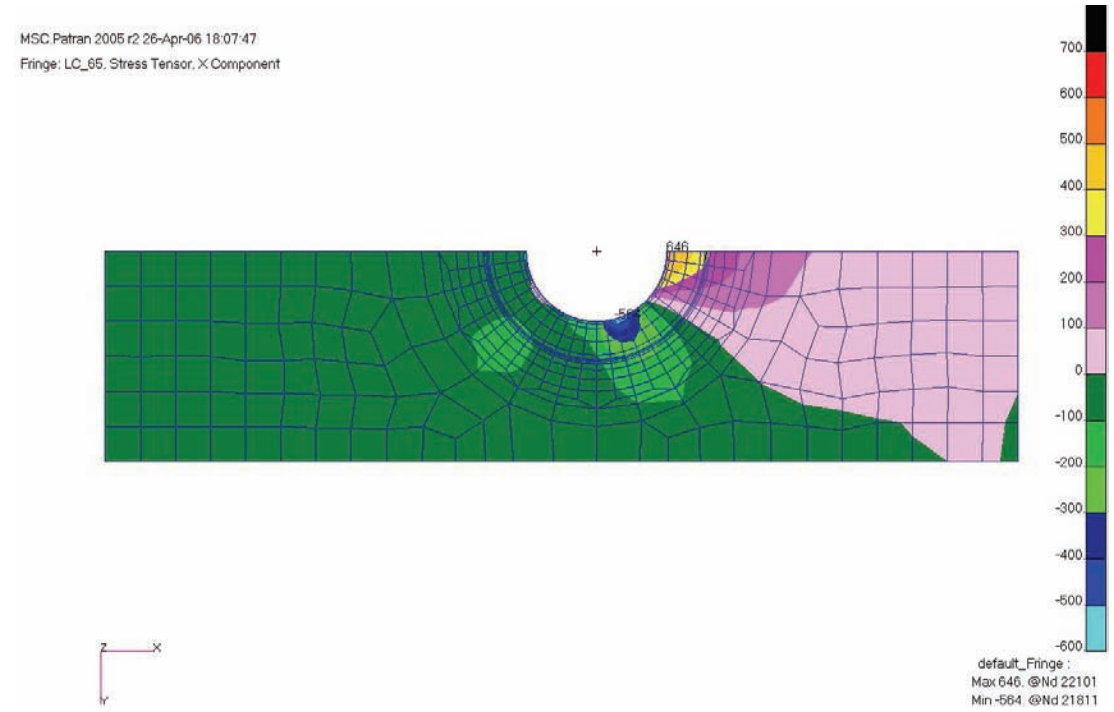


Abb. A.3.14: Spannungen in Faserrichtung σ_1 in der untersten 90°-Schicht;
LC 65; nur Zugkennwerte

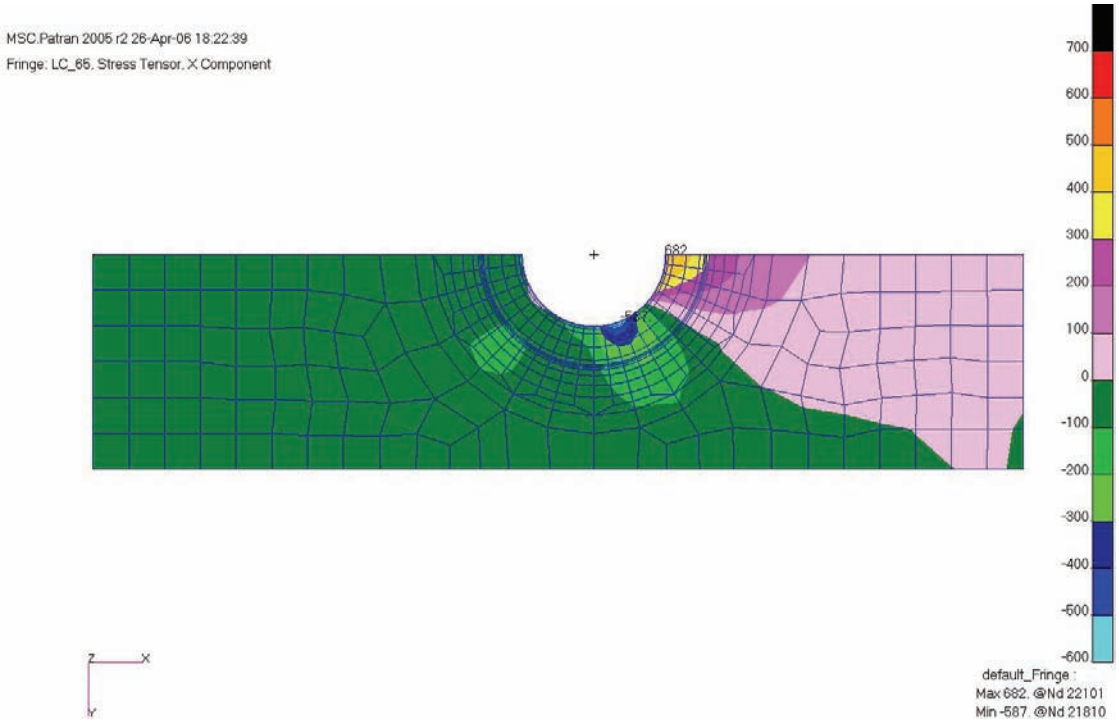


Abb. A.3.15: Spannungen in Faserrichtung σ_1 in der untersten 90°-Schicht;
LC 65; Zug- und Druckkennwerte

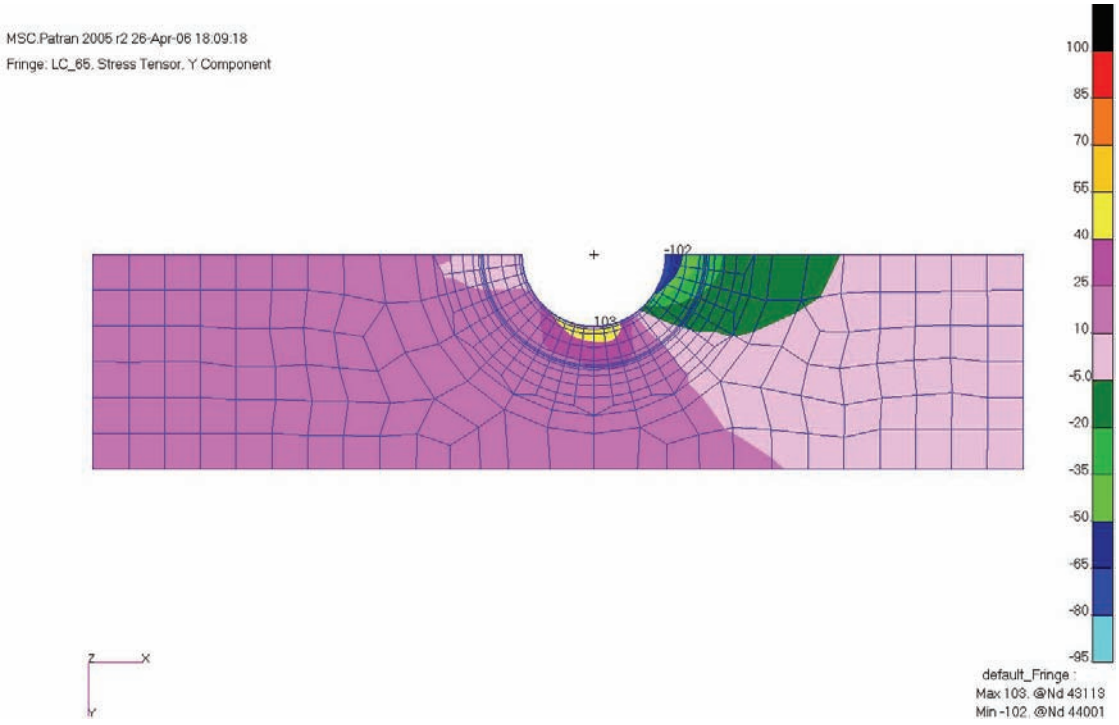


Abb. A.3.16: Spannungen senkrecht zur Faserrichtung σ_2 in der untersten 90°-Schicht;
LC 65; nur Zugkennwerte

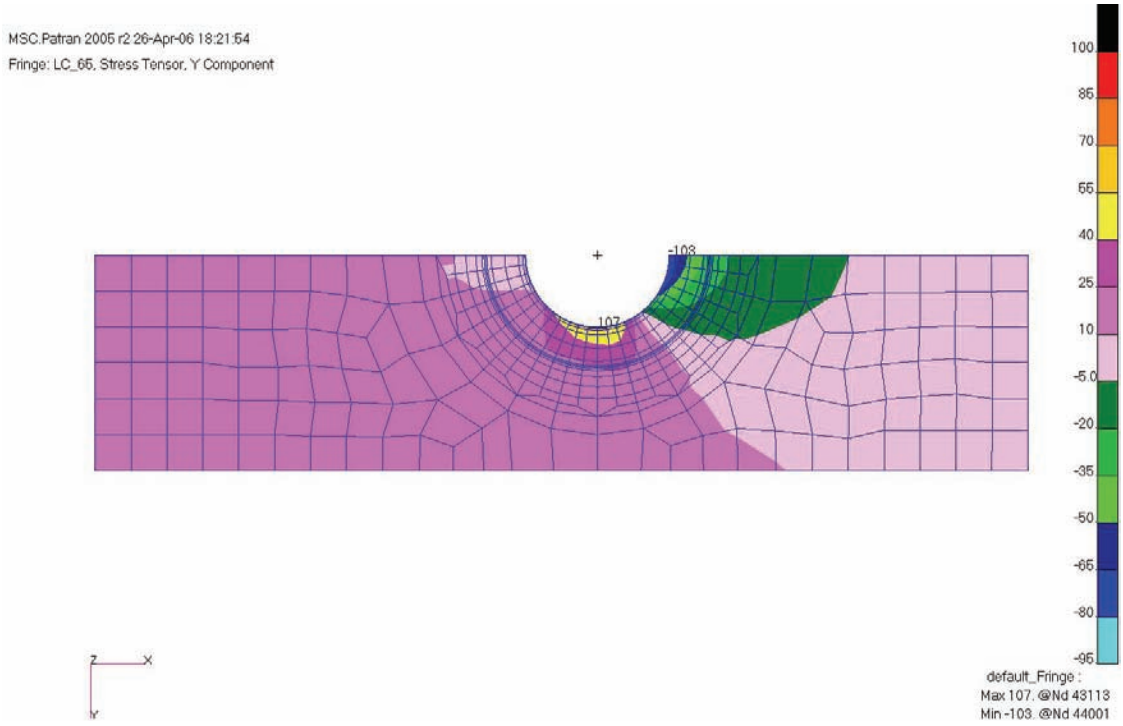


Abb. A.3.17: Spannungen senkrecht zur Faserrichtung σ_2 in der untersten 90°-Schicht; LC 65; Zug- und Druckkennwerte

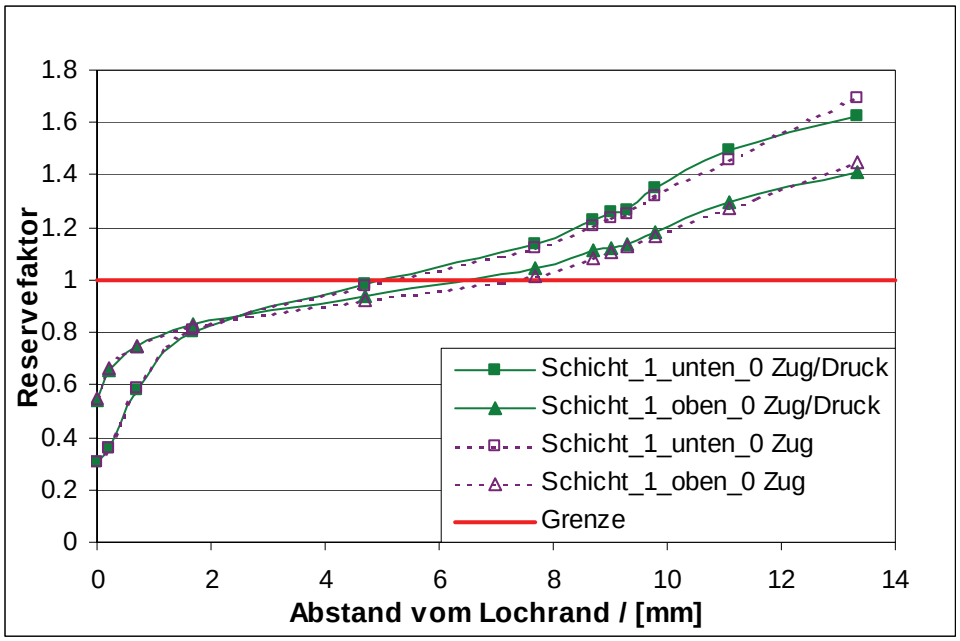


Abb. A.3.18: Versagen im Scheitel in der untersten 0°-Schicht

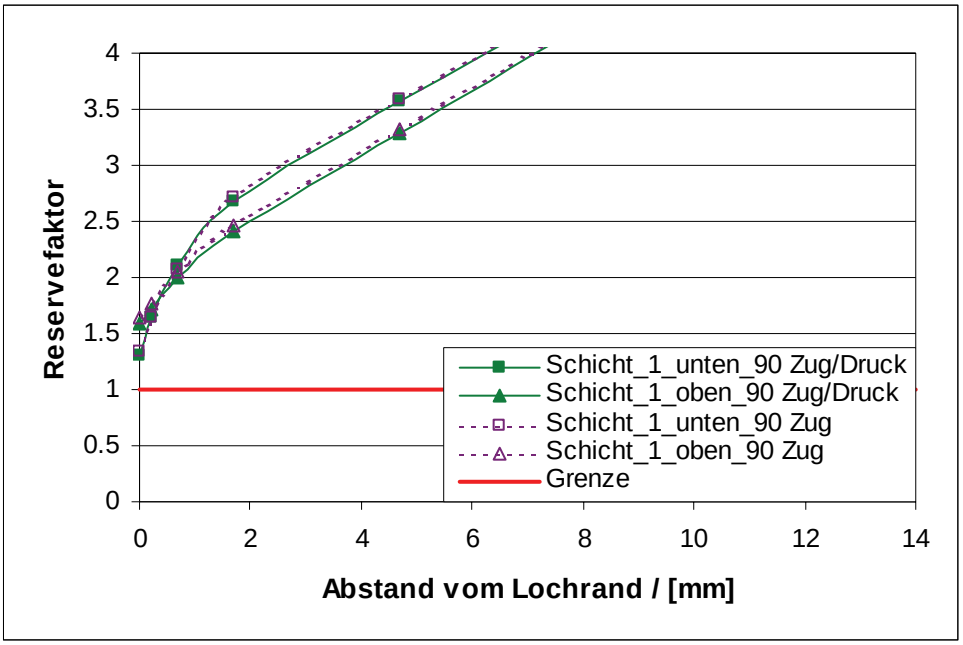


Abb. A.3.19: Versagen im Restquerschnitt in der untersten 0°-Schicht

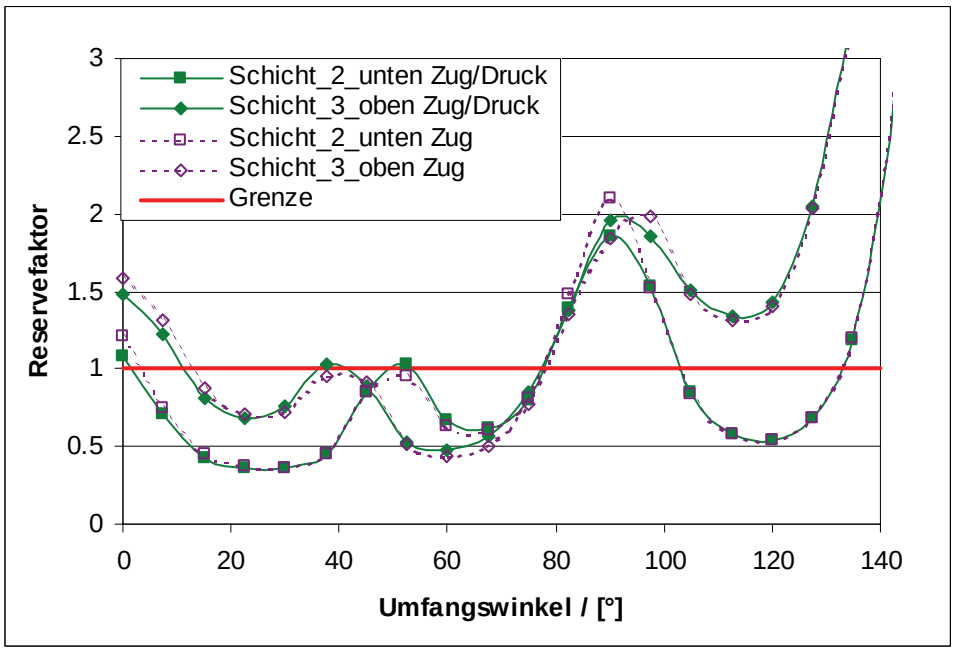


Abb. A.3.20: Versagen in der untersten ±45°-Schicht; Lochrandverlauf

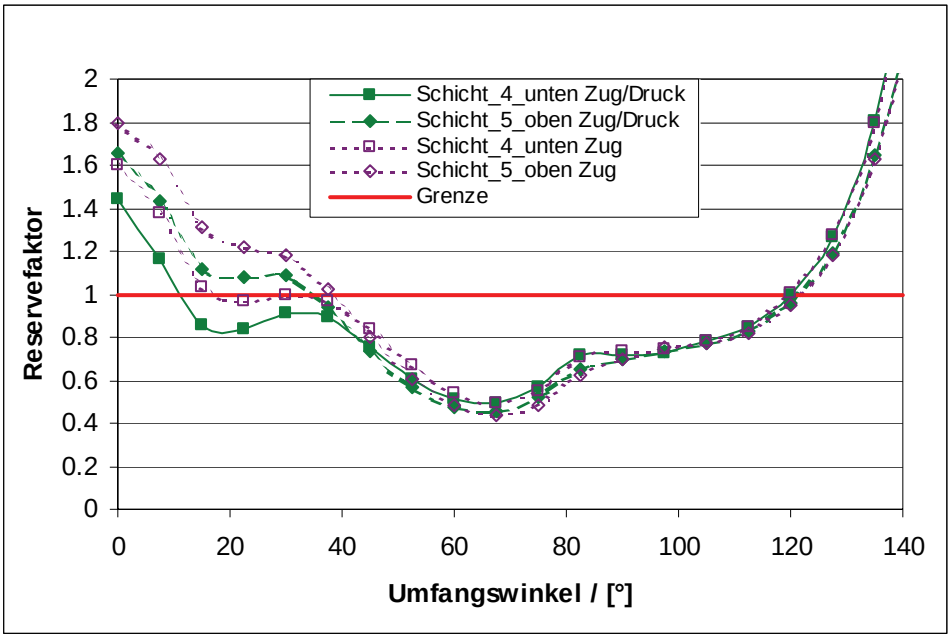


Abb. A.3.21: Versagen in der untersten 90°-Schicht; Lochrandverlauf

A.4 Gemessene Dehnungen

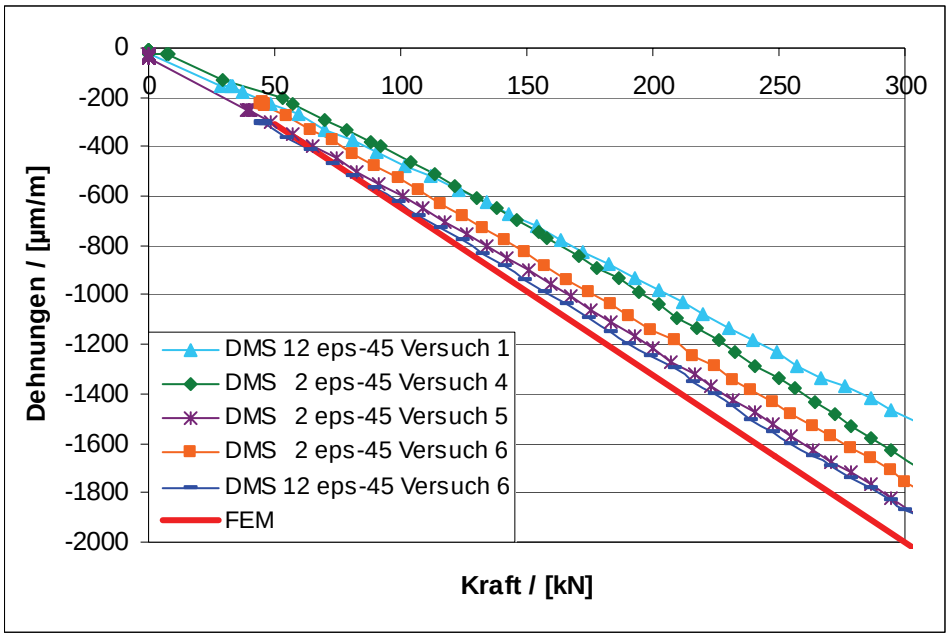


Abb. A.4.1: Dehnungsvergleich; 0°-Schicht; DMS 2 und 12; ε_{-45}

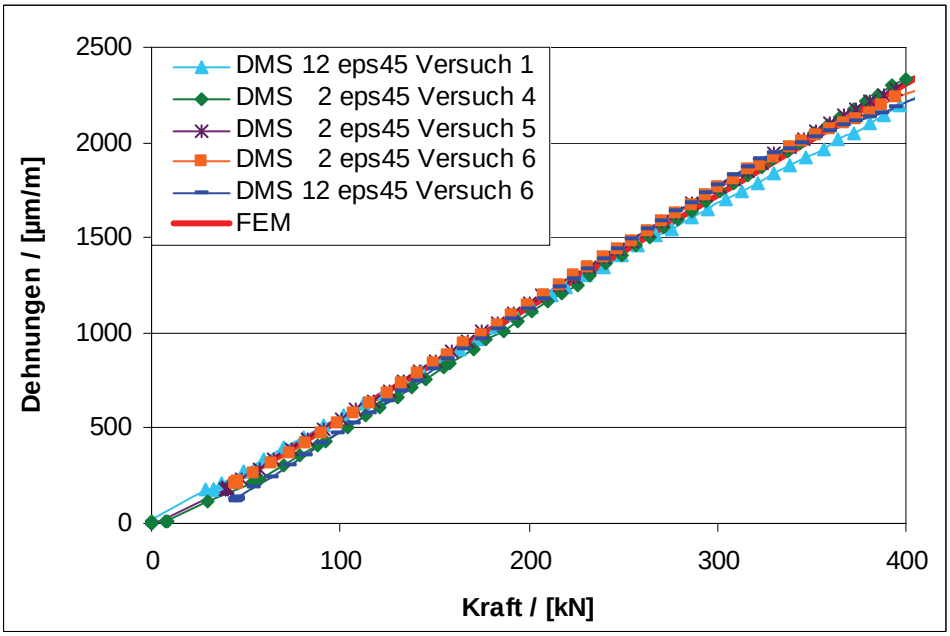


Abb. A.4.2: Dehnungsvergleich; 0°-Schicht; DMS 2 und 12; ε_{45}

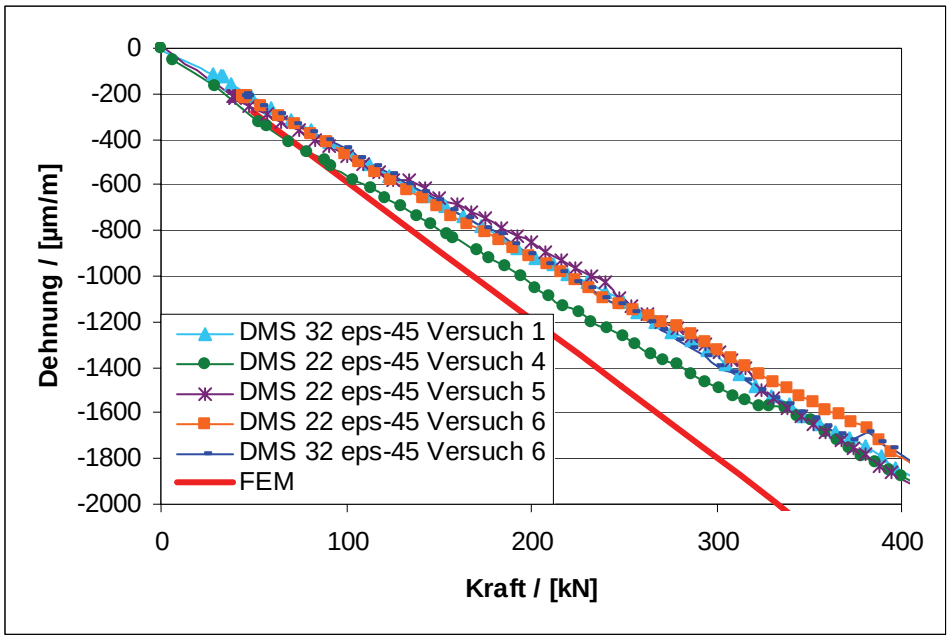


Abb. A.4.3: Dehnungsvergleich unter einem Winkel von 45°; 90°-Schicht; DMS 22 und 32; ε_{-45}

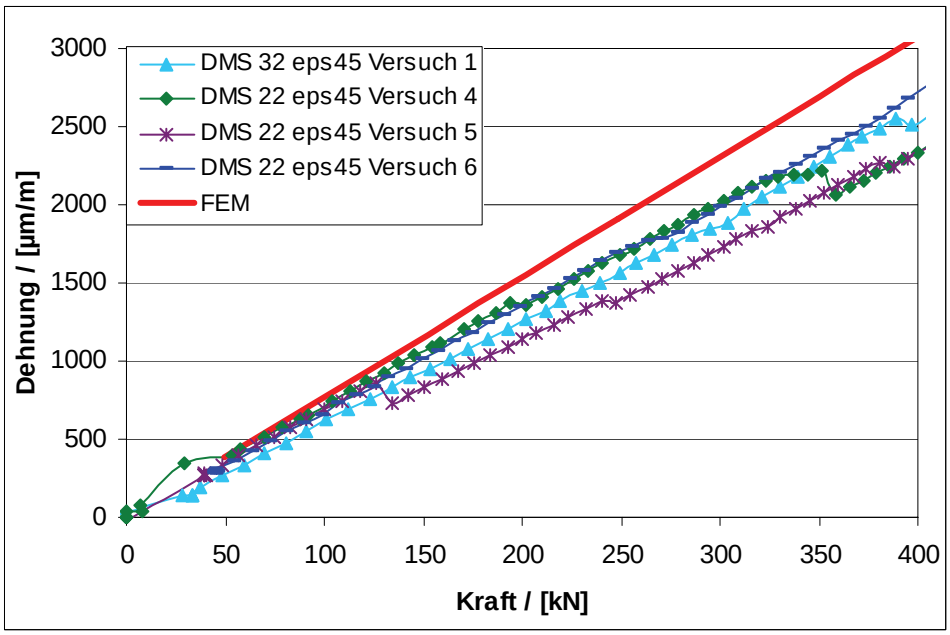


Abb. A.4.4: Dehnungsvergleich unter einem Winkel von 45°; 90°-Schicht; DMS 22 und 32; ε_{45}