

This is the author-created version of the technical report:

# Load-adapted and manufacturing-orientated bonding of fiber-reinforced composites in multi-material design

A. Matzenmiller, M. Schmerbauch

published in

„Beanspruchungs- und fertigungsgerechtes Kleben von Faserverbundkunststoffen im Multi-Material-Design“, Forschung für die Praxis P961, Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V. im Stahl-Zentrum (FOSTA), Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH, Düsseldorf, in publication process

Institute of Mechanics  
Department of Mechanical Engineering  
University of Kassel  
Mönchebergstraße 7  
34125 Kassel  
Germany

Phone: +49 561 804 2044

Fax: +49 561 804 2720

[amat@uni-kassel.de](mailto:amat@uni-kassel.de)



Forschungsvorhaben: P961  
Förderkennzeichen: 16584 N

This author-created version comprises all contributions by A. Matzenmiller and M. Schmerbauch to the technical report on the joint research project P961 entitled „Beanspruchungs- und fertigungsgerechtes Kleben im Multi-Material-Design“ with G. Meschut and M. Wünsche.

Das IGF-Vorhaben 16584 N der Forschungsvereinigung FOSTA - Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V., Düsseldorf, wurde über die AiF im Rahmen des Programms zur Förderung der Industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestags gefördert.



# Inhaltsverzeichnis

<b>2</b>	<b>Stand der Technik .....</b>	<b>3</b>
2.3	Modellierung der CFK-Einzelschicht.....	11
<b>7</b>	<b>Modellierung und Simulation .....</b>	<b>111</b>
7.1	Modellierung der CFK-Einzelschicht.....	111
7.1.1	Materialmodell „Enhanced Composite Damage“ aus LS-DYNA.....	111
7.1.2	Räumliche Diskretisierung des Mehrschichtverbunds .....	115
7.1.3	Parameteridentifikation.....	117
7.1.4	Verifikation.....	120
7.2	Modellierung der Klebverbindung.....	123
7.2.1	Reduziertes TAPO-Modell.....	123
7.2.2	Verifikation.....	125
7.2.3	Validierung .....	128
7.3	Simulation von Stahl-CFK-Klebverbindungen .....	129
7.3.1	Kopfzugprobe mit CFK-Coupon .....	129
7.3.2	Zugscherprobe mit CFK-Coupon.....	131
7.3.3	L-Probe.....	134
<b>8</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick .....</b>	<b>138</b>
8.2	Simulation von geklebten Stahl-CFK-Verbindungen.....	138
	<b>Schrifttum .....</b>	<b>A-1</b>



## 2 Stand der Technik

### 2.3 Modellierung der CFK-Einzelschicht

*A. Matzenmiller, M. Schmerbauch*

1993 wurde der World Wide Failure Exercise I, siehe [Hin04], mit dem Ziel verbesserte Berechnungsmethoden für faserverstärkte Kunststoffe zu entwickeln ins Leben gerufen. Dabei stand es im Vordergrund, die Vielzahl der bestehenden makroskopischen Materialmodelle für CFK-Werkstoffe miteinander zu vergleichen und zu verbessern. Die Komplexität des Schädigungs- und Versagensverhaltens sowie des dreidimensionalen Beanspruchungszustands hat zu weiterem Entwicklungsbedarf geführt, der in [Hin12] und [Kad13] betrachtet wird. Die im deutschsprachigen Raum bekannten Bruchmodelle von Puck [Puc96] und Cuntze [Cun01] liefern dabei gute Ergebnisse. Der Trend in der Berechnung von mikroskopisch heterogenen Faserverbundwerkstoffen geht in Richtung Mikromechanik und Multiskalenmodellierung. Hierbei gibt es eine Reihe von analytischen und numerischen Homogenisierungsmethoden, siehe u. a. [Abo13], deren praktischer Bezug zu Weilen verloren geht. Dennoch gibt es vielversprechende Ansätze auf der Mikroskala wie z. B. im Bereich der numerischen Homogenisierung und Schädigungsberechnung mit der Zellenmethode, siehe [Abo13]. Allerdings besteht in der Beschreibung des Versagensverhaltens weiterer Forschungsbedarf. Die Multiskalenmodellierung ist allerdings von geringerem industriellen Interesse, da sie vor allem eine erhöhte Rechenkapazität erfordert.



## 7 Modellierung und Simulation

*A. Matzenmiller, M. Schmerbauch*

Die Modellierung und Simulation von Stahl-CFK-Klebverbindungen wird mit Materialmodellen, die im kommerziellen FE-Programm LS-DYNA verfügbar sind, gezeigt, um die Prognosefähigkeit derartiger Verbindungen mit der Numerik zu quantifizieren. Dabei stehen nach einer Parameteridentifikation aller Einzelwerkstoffe an Grundversuchen geklebte Stahl-CFK-Proben unter homogenem und inhomogenem Spannungszustand in der Klebschicht im Fokus der Betrachtungen.

*The modeling and simulation of steel-CFRP adhesively bonded joints is presented with material models available in the commercial FE-program LS-DYNA to quantify the forecasting ability of such joints by the use of numerical tools. After a parameter identification of each individual material, bonded steel-CFRP specimens are investigated under a homogeneous and inhomogeneous stress distribution in the adhesive layer.*

### 7.1 Modellierung der CFK-Einzelschicht

#### 7.1.1 Materialmodell „Enhanced Composite Damage“ aus LS-DYNA

Das Materialmodell „Enhanced Composite Damage (MAT\_ENHANCED\_COMPOSITE\_DAMAGE)“, das im kommerziellen FE-Programm LS-DYNA [DYN13] allen Nutzern zur Verfügung steht, wird zur Abbildung des Beanspruchungs- und Versagensverhaltens der CFK-Einzelschicht verwendet. Es besitzt zur Abbildung der Beanspruchung das HOOKEsche Modell für orthotrope, lineare Elastizität. Zur Wiedergabe des Versagens wird das Bruchmodell nach [Cha87] benutzt, das nur die „in-plane“-Spannungen berücksichtigt.

Das HOOKEsche Materialmodell für lineare Elastizität verknüpft die Spannungen  $\sigma_{ij}$  mit den Verzerrungen  $\varepsilon_{kl}$  über den vierstufigen Elastizitätstensor  $C_{ijkl}$ :

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} \varepsilon_{kl} \quad (1)$$

Die inverse Darstellung verknüpft die Verzerrungen mit den Spannungen über den vierstufigen Nachgiebigkeitstensor  $S_{ijkl}$ :

$$\varepsilon_{kl} = S_{ijkl} \sigma_{kl} \quad (2)$$

und lautet in in VOIGTScher Notation:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{21} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{13} & 0 & 0 & 0 \\ & S_{22} & S_{23} & 0 & 0 & 0 \\ & & S_{33} & 0 & 0 & 0 \\ & & & S_{44} & 0 & 0 \\ \text{sym.} & & & & S_{55} & 0 \\ & & & & & S_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{21} \end{Bmatrix}. \quad (3)$$

Die  $e_1$ -Achse des Materialkoordinatensystems  $e_1 - e_2 - e_3$  ist koaxial zur Faserlängsrichtung und bildet zusammen mit der  $e_2$ -Richtung die Ebene der Einzelschicht. Der Vektor  $e_3$  zeigt in die Dickenrichtung des Lamina. Die Einträge des Nachgiebigkeitstensors in VOIGTScher Notation  $S_{ij}$  können durch die Ingenieurkonstanten  $E_i$ ,  $\nu_{ij}$  und  $G_{ij}$  ausgedrückt werden:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{21} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{12}}{E_1} & -\frac{\nu_{13}}{E_1} & 0 & 0 & 0 \\ & \frac{1}{E_2} & -\frac{\nu_{23}}{E_2} & 0 & 0 & 0 \\ & & \frac{1}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ & & & \frac{1}{G_{23}} & 0 & 0 \\ \text{sym.} & & & & \frac{1}{G_{13}} & 0 \\ & & & & & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix}, \quad (4)$$

wovon neun unabhängig voneinander sind. Die Kennwerte  $E_i$  bezeichnen die Elastizitätsmoduli in die drei Raumrichtungen,  $\nu_{ij}$  die Querkontraktion in die  $i$ -Richtung durch eine  $j$ -Belastung sowie  $G_{ij}$  den Schubmodul in der  $ij$ -Ebene, der die Schubspannung  $\tau_{ij}$  mit der Gleitung  $\gamma_{ij} = 2 \varepsilon_{ij}$  ( $i, j = 1, 2, 3$  und  $i \neq j$ ) verknüpft. Unidirektional faserverstärkte Verbundwerkstoffe weisen näherungsweise ein transversal-isotropes Materialverhalten auf. Die Isotropie in der transversalen Ebene hat weitere Vereinfachungen unter den Elastizitätsgrößen zur Folge:

$$E_2 = E_3 \quad (5)$$

$$G_{12} = G_{13} \quad (6)$$

$$\nu_{12} = \nu_{13} \quad (7)$$

$$G_{23} = \frac{E_2}{2(1 + \nu_{23})}. \quad (8)$$

Dieses Werkstoffmodell wird durch fünf unabhängige Elastizitätskennwerte beschrieben, wie z. B.  $E_1$ ,  $E_2$ ,  $G_{12}$ ,  $\nu_{12}$  und  $G_{23}$ .

Das Versagenskriterium nach [Cha87] unterscheidet vier Versagensmoden:

- Faserzugversagen

- Faserdruckversagen
- Matrixzugversagen
- Matrixdruckversagen,

wofür jeweils ein Kriterium in Abhängigkeit der „in-plane“-Spannungen und der nachfolgenden Parameter:

- Zugfestigkeit in Faserlängsrichtung  $X_t$
- Druckfestigkeit in Faserlängsrichtung  $X_c$
- Zugfestigkeit quer zur Faserrichtung  $Y_t$
- Druckfestigkeit quer zur Faserrichtung  $Y_c$
- Scherfestigkeit in Faserlängsrichtung  $S_c$
- Interaktionsparameter  $\beta$

formuliert wird:

Zug in Faserrichtung ( $\sigma_{11} > 0$ ):

$$e_f(\sigma_{11}, \tau_{12}) = \left(\frac{\sigma_{11}}{X_t}\right)^2 + \beta \left(\frac{\tau_{12}}{S_c}\right)^2 - 1 \quad (9)$$

Druck in Faserrichtung ( $\sigma_{11} < 0$ ):

$$e_c(\sigma_{11}) = \left(\frac{\sigma_{11}}{X_t}\right)^2 - 1 \quad (10)$$

Zug quer zur Faserrichtung ( $\sigma_{22} > 0$ ):

$$e_m(\sigma_{22}, \tau_{12}) = \left(\frac{\sigma_{22}}{Y_t}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_c}\right)^2 - 1 \quad (11)$$

Druck quer zur Faserrichtung ( $\sigma_{22} < 0$ ):

$$e_d(\sigma_{22}, \tau_{12}) = \left(\frac{\sigma_{22}}{2S_c}\right)^2 + \left[\left(\frac{Y_c}{2S_c}\right)^2 - 1\right] \frac{\sigma_{22}}{Y_c} + \left(\frac{\tau_{12}}{S_c}\right)^2 - 1. \quad (12)$$

Der qualitative Verlauf der Kriterien (9), (11) und (12) ist in den Abbildungen 108, 109 (a) und 109 (b) dargestellt. Versagen tritt dann ein, wenn eines der vier Kriterien, das den mehrachsigen Spannungszustand auf eine skalare Vergleichsspannung je nach Versagensmode  $e_f$ ,  $e_c$ ,  $e_m$  oder  $e_d$  abbildet, den Wert Eins erreicht, d. h.  $e_{(\cdot)} \geq 1$ . Für den Fall  $e_{(\cdot)} < 1$  gilt elastisches Verhalten. Unter Versagen ist dabei zu verstehen, dass es entweder zum vollständigen Bruch kommt oder dieser Beanspruchungszustand als Initiierungskriterium für das Schädigungsmodell dient. Der zweite Fall wird durch entsprechende Bruchverzerrungen in den einzelnen Beanspruchungsrichtungen vorgegeben, siehe Abbildungen 110 und 111. Dabei bezeichnet DFAILT die Bruchverzerrung für eine Zugbeanspruchung in Faserlängsrichtung, DFAILC die Bruchverzerrung für eine Druckbeanspruchung in Faserlängsrichtung und DFAILM die Bruchverzerrung für eine Zug- oder Druckbeanspruchung quer zur Faserlängsrichtung. Für den Fall, dass  $X_i/E_i < DFAILi$  ist, wird

ein horizontales Spannungsplateau im Bereich  $X_i/E_i < e_{(.)} < DFALi$  abgebildet, wobei  $i$  hier für die drei genannten Bruchverzerrungen und deren zugehörige Festigkeit sowie Elastizitätsmodul steht. Wird  $DFALi$  überschritten, kommt es zum Bruch des Materials.

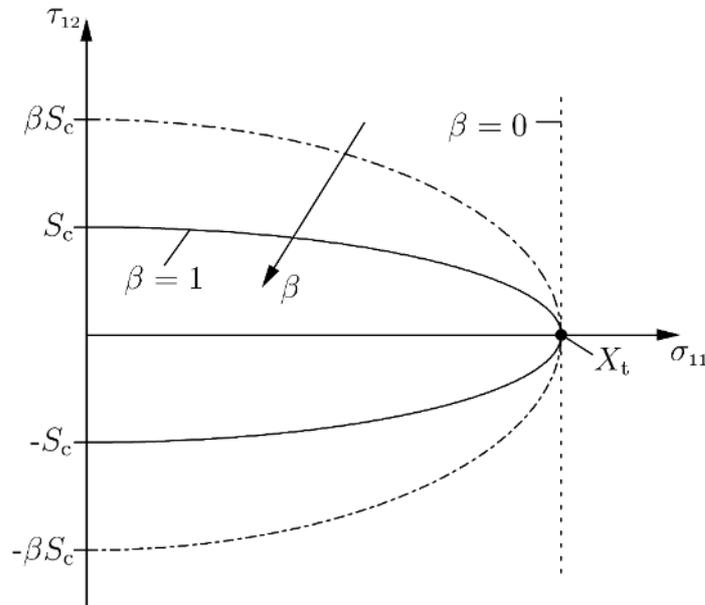


Abbildung 108: Versagenskriterium nach Gl. (9) bei Variation des Interaktionsparameters  $\beta$

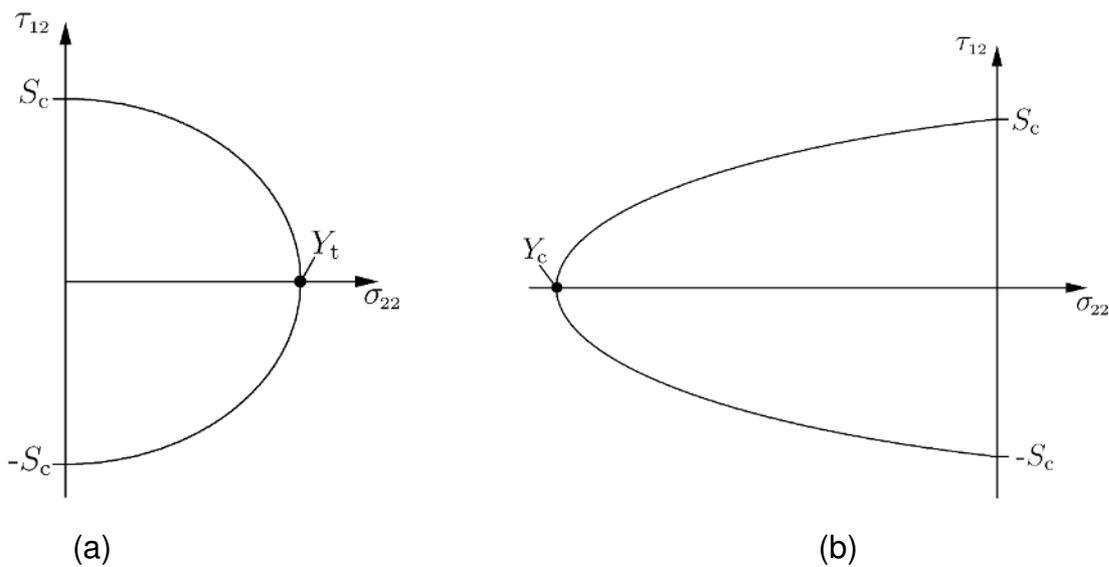


Abbildung 109 (a): Versagenskriterium nach Gl. (11), Abbildung 109 (b): Versagenskriterium nach Gl. (12)

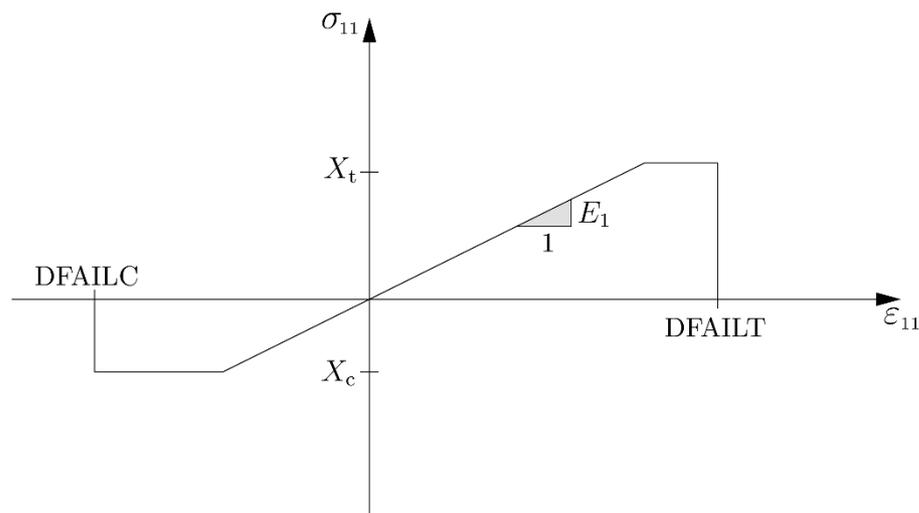


Abbildung 110:  $\sigma_{11}$ - $\varepsilon_{11}$ -Diagramm mit Bruchverzerrungen  $DFAILC$  und  $DFAILT$ , Festigkeiten  $X_t$  und  $X_c$  sowie Elastizitätsmodul  $E_1$  in Faserlängsrichtung

### 7.1.2 Räumliche Diskretisierung des Mehrschichtverbunds

Bei der räumlichen Diskretisierung von Mehrschichtverbunden spielen einerseits die Recheneffizienz und andererseits die Genauigkeit zur Abbildung des Deformations- und Versagensverhaltens zentrale Rollen. Somit gibt es in Abhängigkeit der genannten Kriterien verschiedene Modellierungsvarianten, die in Abbildung 112 dargestellt sind:

- (1) - Abbildung der Einzelschicht durch ein Volumen- (Solid) oder Schalenelement (Shell), das eine zwei- oder dreidimensionale Ausdehnung (dickes Schalenelement, siehe z. B. [Fio06]) besitzen kann
  - Abbildung der Zwischenschicht durch ein Grenzflächenelement (Interface)
- (2) - Abbildung der Einzelschicht durch eine Volumen- oder Schalenelement
  - Zwischenschicht wird nicht abgebildet
- (3) - Abbildung mehrerer Einzelschichten in einem dicken Schalenelement mit jeweils einem Integrationspunkt pro Schicht
  - Abbildung einzelner Zwischenschichten mit einem Grenzflächenelement
- (4) - Abbildung mehrerer Einzelschichten in einem dicken Schalenelement mit jeweils einem Integrationspunkt pro Schicht
  - Zwischenschicht wird nicht abgebildet.

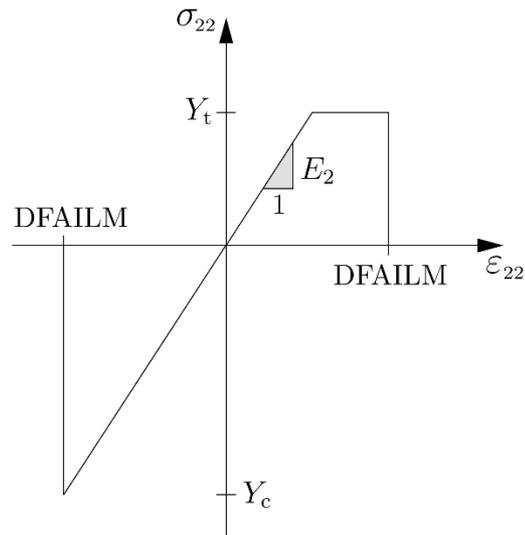


Abbildung 111:  $\sigma_{22}$ - $\epsilon_{22}$ -Diagramm mit Bruchverzerrungen  $DFAILM$ , Festigkeiten  $Y_t$  und  $Y_c$  sowie Elastizitätsmodul  $E_2$  quer zur Faserlängsrichtung

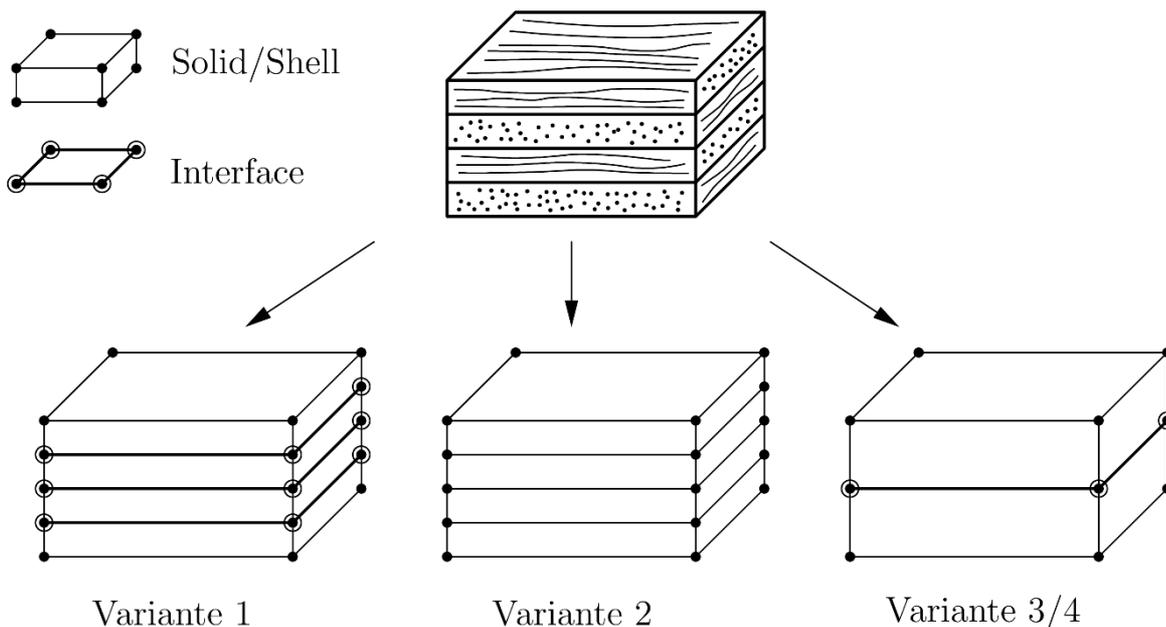


Abbildung 112: Räumliche Diskretisierung des Mehrschichtverbunds

In einer detaillierten FE-Modellierung nach der 1. Variante, mit der sowohl inter- als auch intralaminare Versagen abgebildet werden kann, wird jede Einzelschicht durch ein finites Element über der Höhe sowie die Zwischenschicht, die sich durch den Fertigungsprozess beim „Verkleben“ der Einzelschichten ausbildet, mit Grenzflächenelementen abgebildet. Die Einzelschicht besitzt dabei ein Materialmodell für das dreidimensionale Kontinuum des CFKs. Den Grenzflächenelementen muss ein entsprechendes bruchmechanisches Modell zugewiesen werden. Diese ge-

naue Abbildung des Laminats führt bereits bei wenigen Schichten zu einer großen Anzahl an Elementen mit geringen Elementabmessungen, was zu hohen Rechenzeiten sowie geringen Zeitschrittweiten bei expliziter Zeitintegration der Bewegungsgleichung führt.

Eine Vereinfachung besteht, wie in Modellvariante 2 schematisch dargestellt, darin, die interlaminaren Effekte zu vernachlässigen, in dem die Elemente zur Diskretisierung der Einzelschichten mit der Option „Node-To-Node“ angebunden werden.

Eine weitaus größere Effizienzsteigerung lässt sich mit sogenannten Multi-Layered-Elementen, siehe z. B. [Cha09], erzielen, vergleiche Modellvariante 3. Mehrere Einzelschichten werden in einem finiten Element zusammengefasst, wobei in jeder Schicht ein Integrationspunkt vorhanden ist, sodass eine schichtweise Spannungsanalyse möglich ist. Zwischen bestimmten Einzelschichten wird somit interlaminares Versagen vernachlässigt, was an anderen Stellen weiterhin durch Grenzflächenelemente berücksichtigt werden kann.

Eine weitere Vereinfachung (Variante 4) besteht darin, auch das Verhalten dieser Zwischenschichten zu vernachlässigen, wodurch zwei benachbarte Multi-Layered-Elemente „Node-To-Node“ angebunden werden.

*Tabelle 6: Elastizitätskennwerte der UD-Einzelschicht aus Versuch und Schrifttum*

Parameter	Versuch	Schürmann [Sch04]	Hyer [Hye09]	HFGMC
$E_1$ [MPa]	205000	139360	155000	140730
$E_2$ [MPa]	6800	8800	12100	7850
$G_{12}$ [MPa]	-	4600	4400	4050
$\nu_{12}$ [-]	-	0,029	0,0248	0,025
$\nu_{23}$ [-]	-	0,37	0,458	0,30

### 7.1.3 Parameteridentifikation

#### Elastizitätsparameter

Die fünf unabhängigen elastischen Kennwerte können aus den folgenden makroskopischen Versuchen ermittelt werden:

- Elastizitätsmodul  $E_1$  aus Zugversuch in Faserlängsrichtung
- Elastizitätsmodul  $E_2$  aus Zugversuch quer zur Faserlängsrichtung

- Schubmodul  $G_{12}$  aus Scherversuch in Faserlängsrichtung
- Querkontraktionszahl  $\nu_{12}$  aus Zugversuch quer zur Faserlängsrichtung
- Querkontraktionszahl  $\nu_{23}$  aus Zugversuch quer zur Faserlängsrichtung.

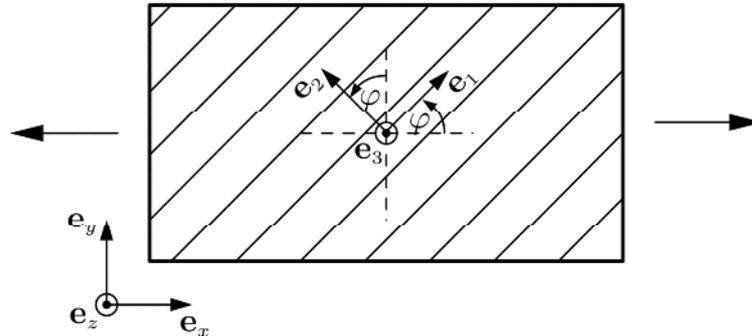


Abbildung 113: Definition des globalen Koordinatensystems  $(e_x, e_y, e_z)$  und lokalen Materialkoordinatensystems  $(e_1, e_2, e_3)$

Zunächst werden ein globales  $(e_x, e_y, e_z)$  und ein lokales Koordinatensystem  $(e_1, e_2, e_3)$ , das auch als Materialkoordinatensystem bezeichnet wird, eingeführt, um die lokalen Materialeigenschaften und Beanspruchungen sowie die global gemessenen Größen zu definieren und voneinander zu unterscheiden, siehe Abbildung 113. Dabei kann das Materialkoordinatensystem, dessen  $e_1$ -Achse immer in Faserlängsrichtung zeigt, um den Winkel  $\varphi$  um die  $z$ -Achse des globalen Koordinatensystems gedreht sein.

Die Elastizitätsmoduli in Faserrichtung  $E_1 = E_{xx}(\varphi = 0^\circ)$  und quer zur Faserrichtung  $E_2 = E_{xx}(\varphi = 90^\circ)$  werden aus den Spannungs-Dehnungs-Verläufen der Laminatzugprobe ermittelt. Die Bestimmung der Querkontraktionszahlen  $\nu_{21}$  und  $\nu_{32}$  gestaltet sich an Proben mit konstantem Querschnitt schwierig, da die Einschnürung an einer Probe mit konstantem Querschnitt schwer zu erfassen ist. Aus diesem Grund werden Schrifttumsdaten ähnlicher Faser-Matrix-Systeme bei gleichem Faservolumengehalt hinzugezogen, siehe Tabelle 6Tabelle . Elastische Kennwerte können darüber hinaus aus numerischen Homogenisierungsmethoden wie der „High Fidelity Method of Cells (HFGMC)“, siehe [Abo01], [Arn04], [Kur09], ermittelt werden. Die Kennwerte für die Faser- und Matrixphase auf der Mikroebene werden dabei [Abo91] entnommen. Die für die Querkontraktionszahlen ermittelten Werte aus der Homogenisierung und die aus dem Schrifttum unterscheiden sich zum Teil geringfügig, sodass die Querkontraktionszahlen  $\nu_{12}$  und  $\nu_{23}$  zu  $\nu_{12} = 0,029$  und  $\nu_{23} = 0,37$  gewählt werden. Der Schubmodul in Faserlängsrichtung  $G_{12}$  wird zu  $G_{12} = 4300$  MPa bestimmt, der sich im Bereich der Schrifttums- und der Ergebnisse aus der Homogenisierung befindet.

## Festigkeitsparameter

Die Festigkeits- und Schädigungsparameter werden aus folgenden Versuchen bestimmt:

- Festigkeit  $X_t$  und Bruchverzerrung DFAILT aus Versuch unter Zug in Faserlängsrichtung
- Festigkeit  $X_c$  und Bruchverzerrung DFAILC aus der Literatur, da keine Druckversuche verfügbar sind
- Festigkeit  $Y_t$  und Bruchverzerrung DFAILM aus Versuch unter Zug quer zur Faserlängsrichtung
- Festigkeit  $Y_c$  aus der Literatur, da keine Druckversuche verfügbar sind
- Festigkeit  $S_c$  aus Scherversuch an ARCAN-Probe
- Interaktionsparameter  $\beta$  aus dem Schrifttum.

Die Festigkeiten  $X_t$  und  $Y_t$  werden als Spannungsmaxima aus den genannten Versuchen ermittelt, in denen die Kraft  $F$  auf die Probenquerschnittsfläche  $A_0$  bezogen wird, siehe Abbildung 31. Die Bruchverzerrungen DFAILT und DFAILM werden als zugehörige Verzerrung beim Spannungsmaximum identifiziert. Die Parameter des Druckbereichs,  $X_c$ ,  $Y_c$  und DFAILC, werden [Fer11] entnommen. Die axiale Scherfestigkeit  $S_c$  wird als Maximalspannung aus den ARCAN-Versuchen bestimmt, siehe Abbildung 33. Um die Scherspannung zu ermitteln, wird die gemessene Kraft  $F$  auf die Scherfläche  $A_{\text{scher}}$  bezogen. Die aus den Versuchen ermittelten Werte sind in Tabelle 7 *Tabelle* zusammengefasst.

*Tabelle 7: Übersicht der verwendeten Elastizitäts-, Festigkeits- und Schädigungsparameter*

Parameter	Wert	Parameter	Wert
$E_1$ [MPa]	205000	$E_2$ [MPa]	6800
$G_{12}$ [MPa]	4300	$G_{23}$ [MPa]	3200
$\nu_{12}$ [-]	0,02	$\nu_{23}$ [-]	0,37
$X_t$ [MPa]	1800	$X_c$ [MPa]	-1800
$Y_t$ [MPa]	45	$Y_c$ [MPa]	-199
$S_c$ [MPa]	50	DFAILT [-]	$8,78 \cdot 10^{-3}$
DFAILC [-]	$-8,78 \cdot 10^{-3}$	DFAILM [-]	$6,62 \cdot 10^{-3}$

### 7.1.4 Verifikation

In Abbildung 114 ist das FE-Modell des verschiebungsgesteuerten Versuchs an der Laminatzugprobe zu sehen. Die Abmessungen sind in Kapitel 5.1.2 zu finden. Die Symmetrieeigenschaften im Versuch durch die Probengeometrie und die Lastaufbringung werden bei der Modellierung berücksichtigt, sodass nur die Hälfte der Probe modelliert wird. Jede der vier Einzelschichten wird durch ein Volumenelement abgebildet. Somit ist die Probe mit  $20 \times 4 \times 4$  Elementen diskretisiert worden. Den Volumenelementen wird das Materialmodell „Enhanced Composite Damage“ mit den identifizierten Parametern zugewiesen. Dabei wird über die Materialkarte die unterschiedliche Faserorientierung berücksichtigt. Die Randbedingungen sind entsprechend dem Versuch gewählt, sodass alle Verschiebungsfreiheitsgrade bei  $y = 0$  gesperrt sind. Bei  $y = l$ , wenn die Probe die Länge  $l$  hat, wird nur die Verschiebung in Probenlängsrichtung zugelassen. Die Belastung der Probe erfolgt durch Vorgabe der Verschiebung  $\bar{u}_x$  der Knoten bei  $y = l$ . Die Symmetriestandbedingung für die Knoten in der  $x-z$ -Ebene lautet  $u_y = 0$ . Die Simulation der quasi-statischen Versuche wird mit einem expliziten Solver durchgeführt. Da die Simulationsdauer durch die Anzahl der Zeitschritte und die kritische Zeitschrittweite begrenzt ist, wird die Last wesentlich schneller als im Versuch aufgebracht. Es wird dabei sichergestellt, dass die dynamischen Effekte vernachlässigbar sind.

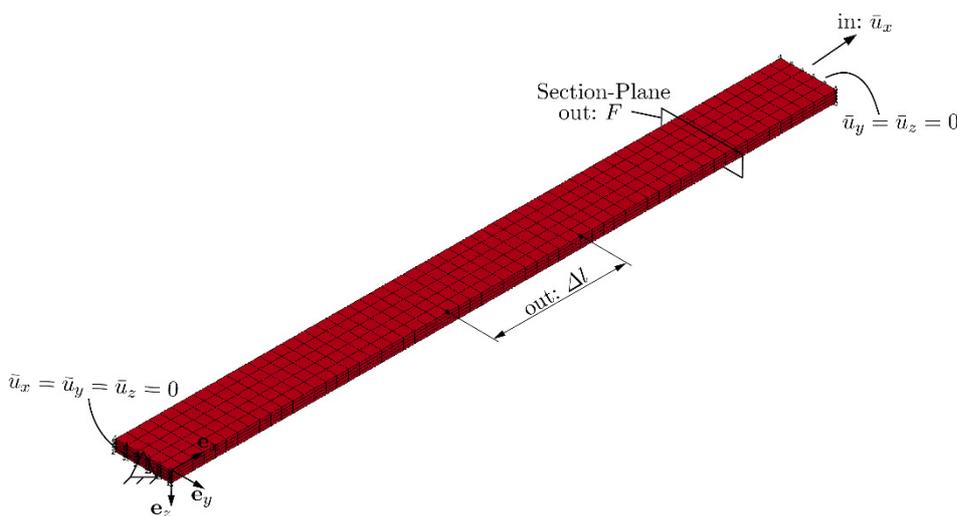


Abbildung 114: FE-Modell der Laminatzugprobe

Die Auswertung der Ergebnisse erfolgt analog zum Versuch. Die Kraft  $F$  in Probenlängsrichtung wird über eine „Section-Plane“ ermittelt, die auf die Probenquerschnittsfläche  $A_0$  bezogen wird, um die Spannung  $\sigma_{xx} = F/A_0$  zu erhalten. Die

Längenänderung  $\Delta l$  wird entsprechend der Position des Messaufnehmers im Versuch ausgewertet. Diese wird auf die Länge des Messbereichs  $l_0$  bezogen, um die Dehnung  $\varepsilon_{xx} = \Delta l/l_0$  zu bekommen.

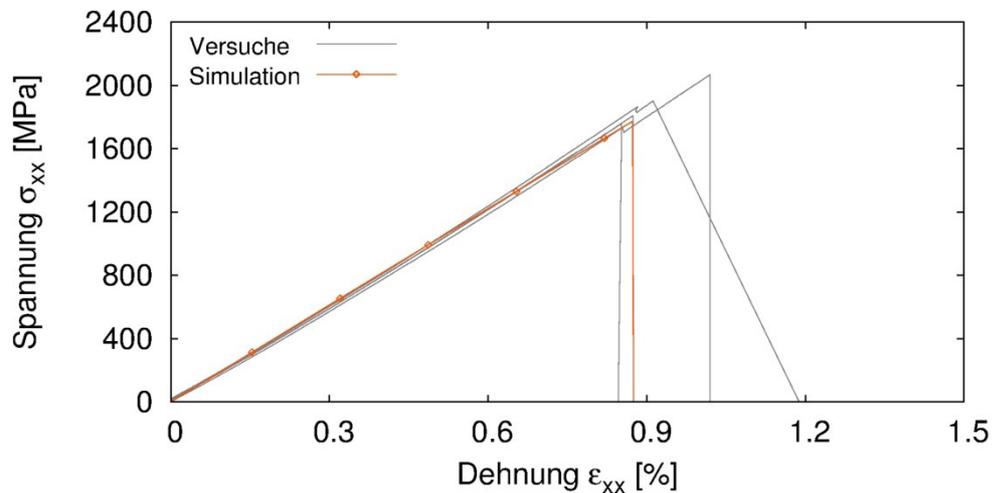


Abbildung 115: Verifikation an der Laminatzugprobe bei Faserrichtung  $\varphi=0^\circ$

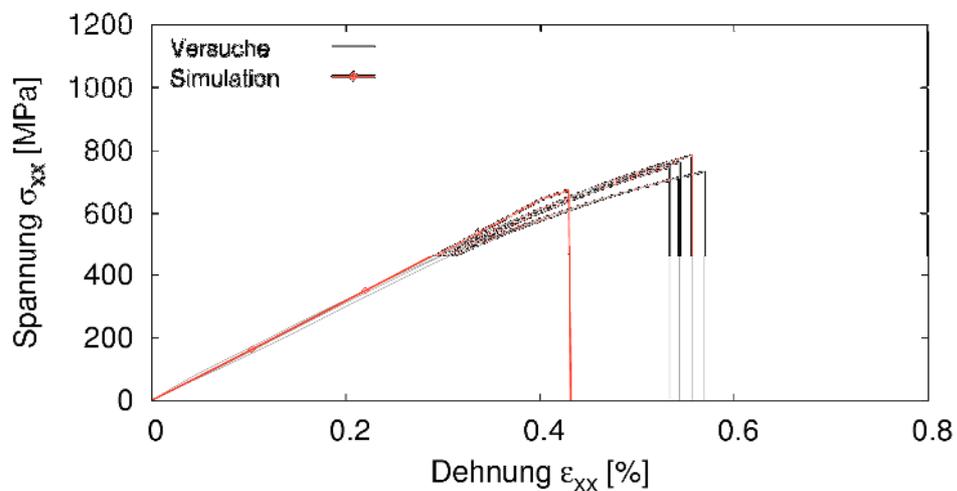


Abbildung 116: Verifikation an der Laminatzugprobe bei Faserrichtung  $\varphi=5^\circ$

Die Verifikationsrechnungen bei Zug in Faserrichtung ( $\varphi=0^\circ$ ) und quer zur Faserrichtung ( $\varphi=90^\circ$ ) liefern sehr gute Übereinstimmungen mit den Versuchsergebnissen hinsichtlich der Festigkeit und der Bruchverzerrung, siehe Abbildungen 115 und 120. Bei den Faserrichtungen zwischen  $0^\circ < \varphi < 90^\circ$  hat der nichtlineare Schubanteil einen Einfluss, der nicht durch das verwendete Materialmodell berücksichtigt wird. Dieser kommt vor allem bei den Versuchen von  $\varphi=15^\circ$  und  $\varphi=30^\circ$  zum Tragen. Dort kann sowohl das Beanspruchungsverhalten wie auch die

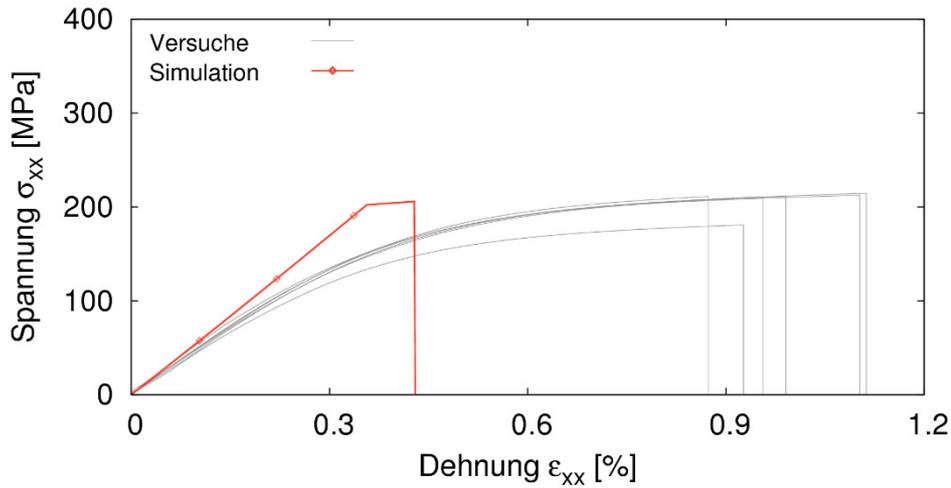


Abbildung 117: Verifikation an der Laminatzugprobe bei Faserrichtung  $\varphi=15^\circ$

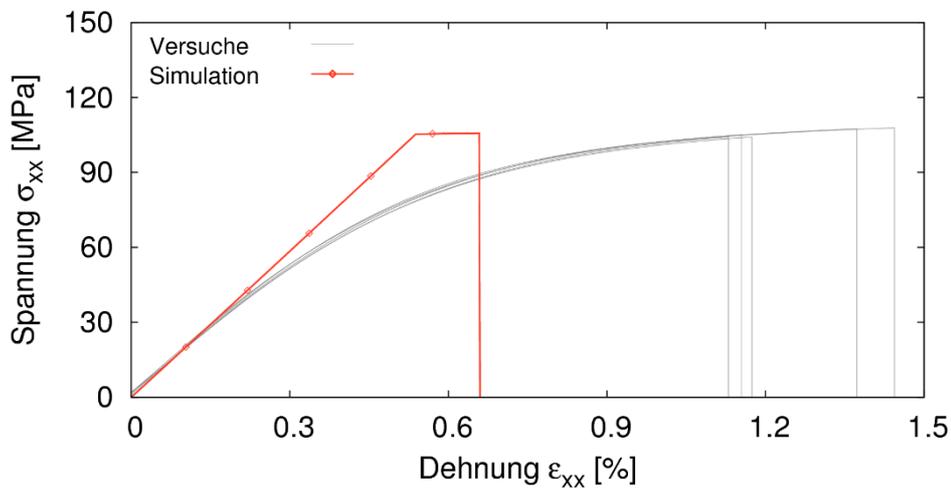


Abbildung 118: Verifikation an der Laminatzugprobe bei Faserrichtung  $\varphi=30^\circ$

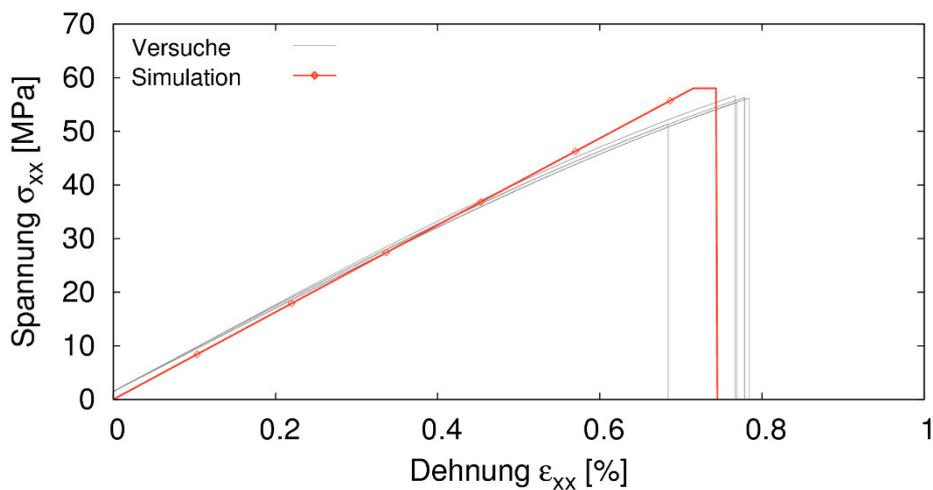


Abbildung 119: Verifikation an der Laminatzugprobe bei Faserrichtung  $\varphi=60^\circ$

Bruchverzerrung nur ungenügend abgebildet werden. Die Festigkeit wird dennoch in der Simulation erreicht, siehe Abbildungen 117 und 118. Die Testdaten bei einer Faserorientierung von  $\varphi = 60^\circ$  werden gut wiedergegeben, siehe Abbildung 119, wohingegen der Versuch bei  $\varphi = 5^\circ$  die Festigkeit zwar hinreichend gut abbildet, die Bruchverzerrung jedoch zu gering ist, siehe Abbildung 116.

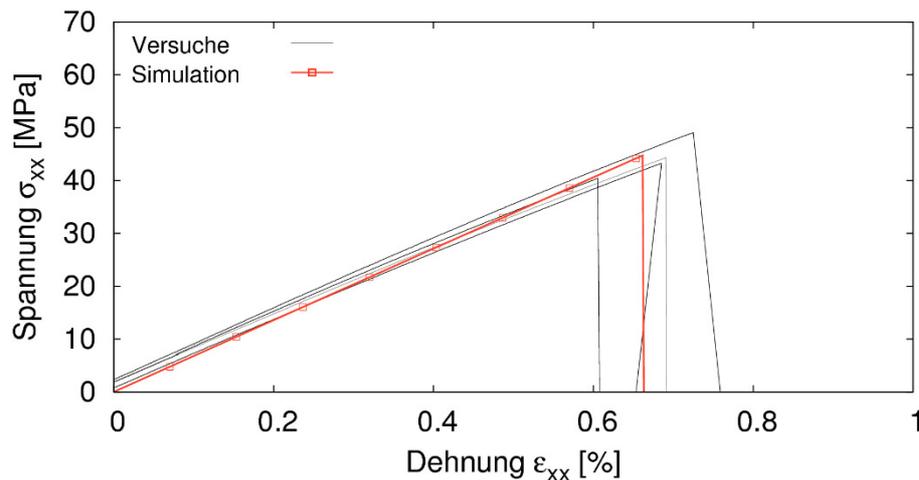


Abbildung 2: Verifikation an der Laminatzugprobe bei Faserrichtung  $\varphi=90^\circ$

## 7.2 Modellierung der Stahlklebverbindung

### 7.2.1 Reduziertes TAPO-Modell

In [P676] ist ein dreidimensionales Elastoviskoplastizitätsmodell („Toughened Adhesive Polymer Model“, kurz „TAPO-Modell“) für zäh modifizierte Strukturklebstoffe wie den BETAMATE 1496 entwickelt und in [P828] weiter geschärft worden, siehe auch [Bur15]. Die Güte und Praxistauglichkeit des Modells werden dabei anhand von Validierungsrechnungen an technologischen und bauteilähnlichen Proben nachgewiesen. Es wird in [Bur15], [P957] als Klebschichtersatzmodell formuliert, indem in das TAPO-Modell die Annahmen der Grenzfläche miteinfließen. Dieses Klebschichtersatzmodell, entwickelt für quasi-statisch zügige und crashartige Belastungen, kann das makroskopische Verhalten der Klebverbindung in gleicher Güte wie sein dreidimensionales Pendant wiedergeben, wobei es numerisch effizienter ist. In [P957] werden ausführlich die Konstitutivgleichungen beschrieben. Das Ersatzmodell bildet alle Effekte ab, die zwischen den beiden Fügeteilen auftreten. Dies beinhaltet auch das mechanische Verhalten der Grenzschicht zwischen Klebstoff und Fügeteil, das durch die Haftung der beiden Konstituenten bestimmt wird. Im Rahmen dieses Projekt wird das auf die Grenzfläche reduzierte TAPO-Modell (kurz: reduziertes TAPO-Modell) zur Abbildung des makrosko

pischen Verhaltens der Klebverbindung bestehend aus SIKA 477-R verwendet. Die durchgeführten unidirektionalen Versuche unter Kopfzug- und Zugscherbelastung sind nicht ausreichend für eine vollständige Charakterisierung der Klebschicht unter quasi-statisch zügiger Beanspruchung wie sie für den BETAMATE 1496 V durchgeführt worden ist, siehe [P676], [P828], [P957], [P958].

Tabelle 8: Parameter des reduzierten TAPO-Modells für Klebschichtdicke 0,3 mm

Elastoplastisch	$K_n = 7000 \text{ MPa}$	$K_\tau = 500 \text{ MPa}$	$\tau_0 = 20,5 \text{ MPa}$
Verfestigung	$q = 0 \text{ MPa}$	$b = 0$	$H = 0 \text{ MPa}$
Fließbedingung	$a_1 = 0,3047$	$a_2 = 0,28$	
Plastisches Potential	$a_2^* = 0,3339$		
Schädigung	$d_1 = 0,0835$	$d_2 = 1,2156$	$d_3 = 1,2224$
	$n = 1$	$d_{I1} = 2,91e-5$	$d_{I2} = 0,9127$

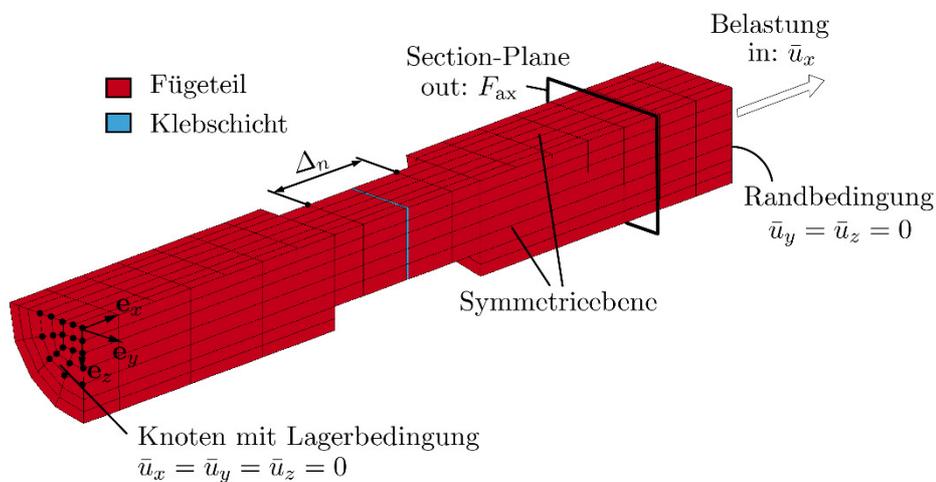


Abbildung 321: FE-Modell der Kopfzugprobe

### Parameteridentifikation

Die Parameteridentifikation des reduzierten TAPO-Modells wird mit der kommerziellen Optimierungssoftware LS-OPT [OPT12] unter Verwendung geeigneter Startwerte an den Versuchsdaten der Kopfzug- und Zugscherproben aus Kapitel 5.2.1 mit einer Klebschicht bestehend aus SIKA477-R durchgeführt. LS-OPT optimiert die Kennwerte, für die geeignete Startwerte aus ingenieuranschaulichen Überlegungen vorgegeben werden müssen, durch eine möglichst genaue Anpassung

sung der Modellantwort an die Versuchsergebnisse im Sinne einer kleinstmöglichen Fehlerquadratsumme. Dabei werden beide Grundversuche zu je 100% gewichtet. Die Vorgehensweise ist in [P828] dargelegt. Zur Parameteridentifikation wird eine repräsentative Kurve aus mehreren Versuchskurven ausgewählt. Aufgrund der quadratischen Fließfunktion des TAPO-Modells werden Kombinationsversuche zur eindeutigen Identifikation der Parameter der Fließfunktion benötigt. Da diese nicht zur Verfügung stehen, wird der Parameter  $a_2$  aus [P828] entnommen. Außerdem wird im Sinne einer bestmöglichen Datenanpassung ein horizontales Spannungsplateau gefordert, sodass die Kennwerte  $q$ ,  $b$  und  $H$  von vornherein zu Null gesetzt werden. Die ermittelten Parameter sind in Tabelle 8 für die Klebschichtdicke von 0,3 mm dargestellt.

## 7.2.2 Verifikation

### Kopfzugprobe

Das FE-Modell des Kopfzugprobenversuchs, der verschiebungsgesteuert durchgeführt worden ist, ist in Abbildung 121 veranschaulicht. Die geometrischen Abmessungen sind in Kapitel 5.2 zu finden. Das Modell ist auf der Basis einer Konvergenzstudie mit der potentiellen Energie als Konvergenzmaß mit  $4 \times 24$  Elementen in der Fläche der Klebschicht diskretisiert. Der Einfluss der Vernetzung in Probenlängsrichtung ist von untergeordneter Größenordnung. Die Fügeiteile sind mit Volumenelementen vernetzt und besitzen ein linear-elastisches Materialmodell für Stahl. Die Klebschicht ist mit Grenzflächenelementen abgebildet und deren Verhalten wird mit dem reduzierten TAPO-Modell unter Verwendung der Parameter aus Tabelle 8 wiedergegeben. Die Symmetrieeigenschaften durch die Probengeometrie und Lasteinleitung werden bei der Modellierung berücksichtigt, sodass nur ein Viertel der Probe betrachtet wird. Die Symmetrierandbedingungen lauten für die Knoten in der  $x$ - $z$ -Ebene  $u_y = 0$  und in der  $x$ - $y$ -Ebene  $u_z = 0$ . Die weiteren Randbedingungen sind entsprechend der Versuchsanordnung gewählt, bei der die Probe starr bei  $x = 0$  eingespannt ist. An der Oberseite bei  $x = l$  mit der Probenlänge  $l$  wird nur die vorgegebene Verschiebung in axiale Richtung  $\bar{u}_x$  zugelassen. Die Last wird wie in Kapitel 7.1.4 beschrieben schneller aufgebracht.

Die Simulation wird identisch wie das Experiment ausgewertet. Die Kraft in Probenlängsrichtung  $F$  wird mit einer „Section-Plane“ im oberen Fügeiteil gemessen, die auf die Probenquerschnittsfläche  $A_0$  bezogen wird, um die Nennnormalspannung  $t_n = F/A_0$  zu erhalten. Die relative Verschiebung zwischen den Messaufnehmern, die in guter Näherung der Verschiebungsdiskontinuität an der Klebschicht  $\Delta_n$  wegen vernachlässigbarer Fügeiteildeformation entspricht, wird entsprechend der Position des Messaufnehmers im Versuch ausgewertet.

Für die unidirektionale Kopfzugbeanspruchung liefert das reduzierte TAPO-Modell im Mittel eine gute Wiedergabe der Versuchsdaten, siehe Abbildung 112, wobei das Kraftmaximum und der Bruchweg gut wiedergegeben werden. Eine bessere Abbildung ist mit dem verwendeten Klebschichtersatzmodell nicht möglich, da es die Modellgleichungen nicht erlauben.

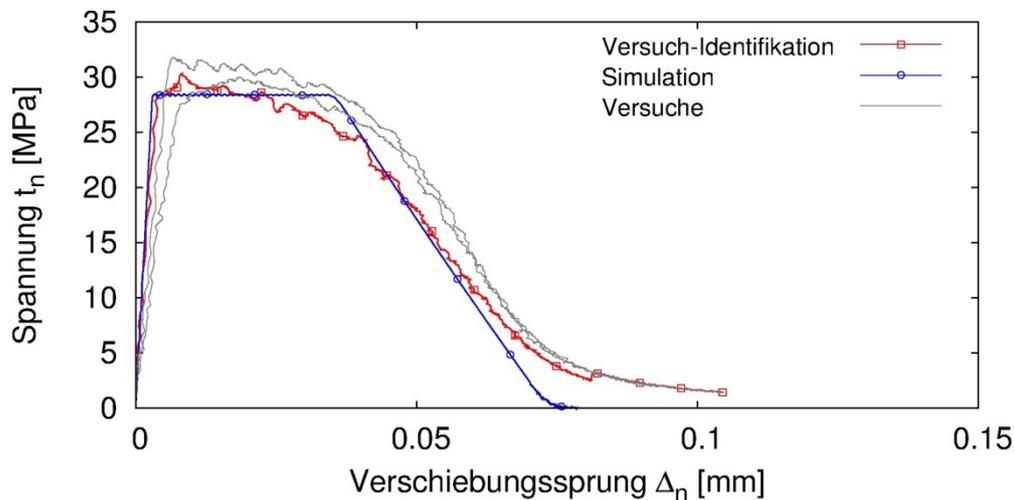


Abbildung 122: Verifikation des reduzierten TAPO-Modells an der Kopfzugprobe für Klebschichtdicke von 0,3 mm

### Zugscherprobe

In Abbildung 123 ist das FE-Modell des verschiebungsgesteuerten Zugscherprobenversuchs mit einer Überlappungslänge  $l_{\ddot{u}}$  von  $l_{\ddot{u}} = 5$  mm dargestellt. Die Längenabmessungen sind in Kapitel 5.2 angegeben. Das Modell ist auf der Basis einer Konvergenzstudie, bei der die potentielle Energie das Konvergenzmaß bildet, mit  $8 \times 8$  Elementen in der Fläche der Klebschicht vernetzt. Volumenelemente werden zur Diskretisierung der Fügeteile verwendet, die ein linear-elastisches Materialmodell für Stahl besitzen. Die Klebschicht ist mit Grenzflächenelementen vernetzt. Ihr makroskopisches Verhalten wird mit dem reduzierten TAPO-Modell sowie den Parametern aus Tabelle 3 wiedergegeben. Die Probe ist wie im Versuch bei  $x = 0$  starr eingespannt. Auf der anderen Seite bei  $x = l$ , wenn die Probe die Länge  $l$  besitzt, wird eine Verschiebungsrandbedingung in Probenlängsrichtung  $\bar{u}_x$  aufgebracht, die dort als einziger Freiheitsgrad zugelassen wird. Des Weiteren wird durch die Symmetrie des Bauteils und der Lasteinleitung in  $y$ -Richtung ein halbes Modell der realen Probe betrachtet. Somit sind an der  $x$ - $z$ -Ebene die Freiheitsgrade in  $z$ -Richtung gesperrt. Wie bereits in Kapitel 7.1.4 angeführt, wird die Verschiebungsrandbedingung schneller als im Versuch aufgebracht.

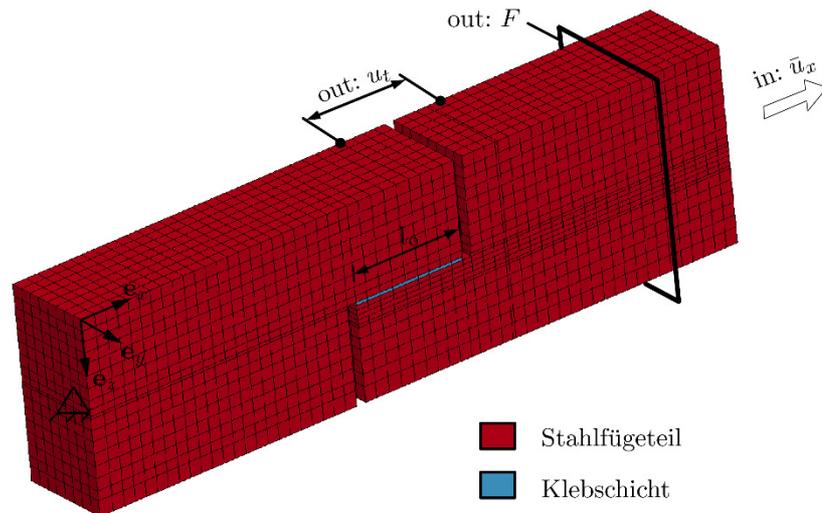


Abbildung 123: FE-Modell der Zugscherprobe

Die Auswertung erfolgt wie im Versuch, indem mit einer „Section-Plane“ die Kraft in Probenlängsrichtung  $F$  erfasst wird, die auf die Klebfläche  $A_0$  bezogen wird, um die Nennschubspannung  $t_t = F/A_0$  zu berechnen. Die relative Verschiebung zwischen den Messaufnehmern wird entsprechend ihrer Position im Versuch ermittelt.

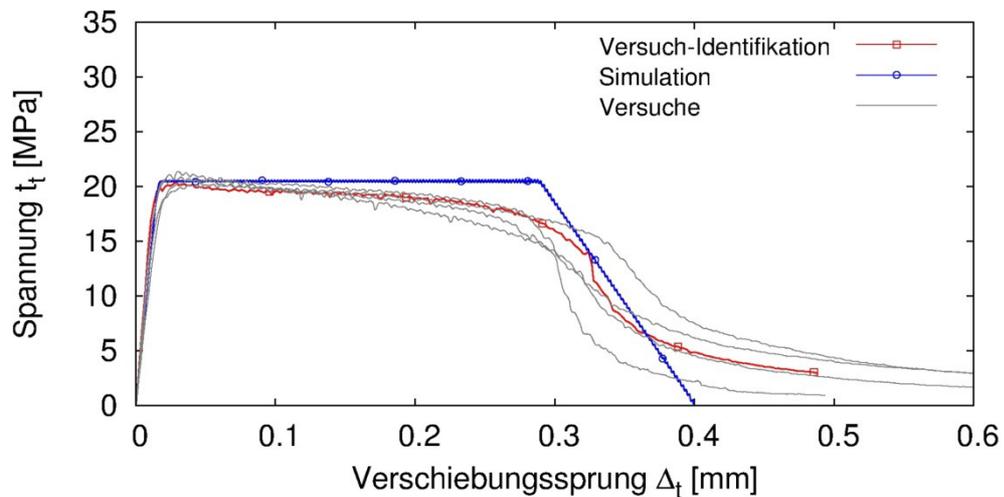


Abbildung 124: Verifikation des reduzierten TAPO-Modells an der Zugscherprobe mit Überlappungslänge von 5 mm und Klebschichtdicke von 0,3 mm

Die Versuchsdaten können mit dem reduzierten TAPO gut abgebildet werden. Sowohl das Spannungsmaximum wie auch der Bruchweg werden dabei hinlänglich erfasst. Die Entfestigung nach dem experimentellen Spannungsmaximum kann durch das reduzierte TAPO-Modell in der Form nicht wiedergegeben werden, da es die Konstitutivgleichungen nicht hergeben.

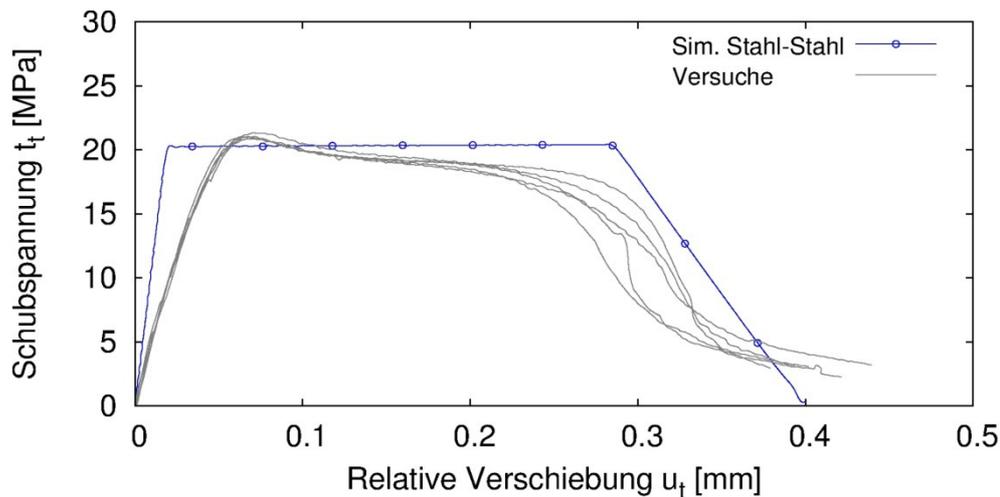


Abbildung 125: Validierung an der Zugscherprobe mit Überlappungslänge von 12 mm und Klebschichtdicke von 0,3 mm

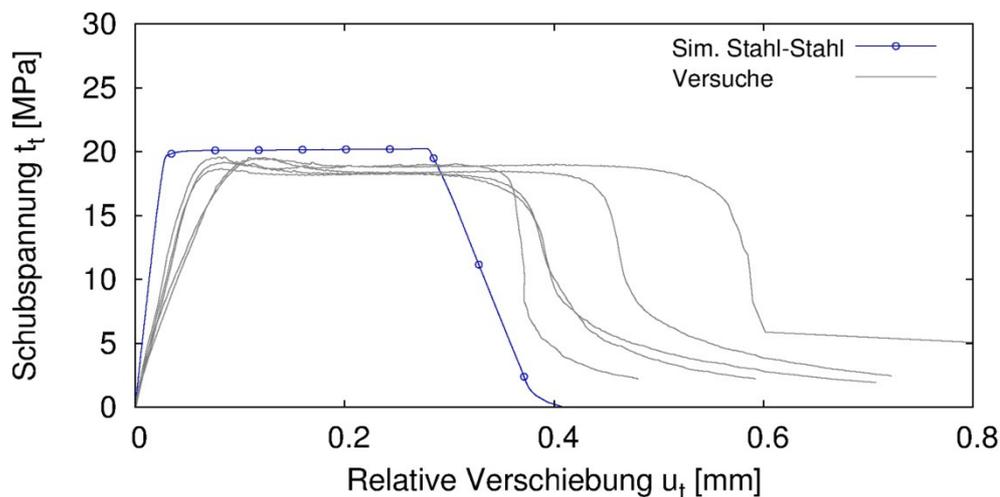


Abbildung 426: Validierung an der Zugscherprobe mit Überlappungslänge von 20 mm und Klebschichtdicke von 0,3 mm

### 7.2.3 Validierung

Das reduzierte TAPO-Modell mit den identifizierten Parametern wird an der Zugscherprobe, deren Fügeteile ausschließlich aus Stahl bestehen, mit den Überlappungslängen von  $l_{\ddot{u}} = 12$  mm und  $l_{\ddot{u}} = 20$  mm validiert. Die FE-Modelle sind wie das in Abbildung 123 dargestellte aufgebaut, allerdings mit den genannten Überlappungslängen, siehe Kapitel 5.3, wobei auch die restliche Geometrie des FE-Modells angepasst worden ist.

Die Ergebnisse zeigen, dass das Modell das experimentelle Klebschichtverhalten für diese Probengeometrien unzureichend wiedergibt. Bereits die Steifigkeit bis

zum Spannungsmaximum, das hingegen gut abgebildet wird, weicht ab. Der Bruchweg wird über- bzw. unterschätzt. Dass dieser in der Simulation konstant ist, resultiert aus den Konstitutivgleichungen des verzerrungsbasierten Schädigungsinitiierungs- und Bruchkriteriums. Jedoch zeigt der Versuch diesbezüglich ein anderes Verhalten.

### 7.3 Simulation von Stahl-CFK-Klebverbindungen

Mit den gewählten Materialmodellen und dem gewählten Klebschichtersatzmodell sowie den identifizierten Parametern wird nun das Beanspruchungs- und Versagensverhalten von Stahl-CFK-Klebverbindungen durch die numerische Simulation prognostiziert. Dabei gilt zu beachten, dass das reduzierte TAPO-Modell ein Klebschichtersatzmodell ist und zunächst an einer Stahl-Stahl-Klebverbindung bestimmt worden ist. Das Verhalten der Grenzschicht, die durch die Haftungseigenschaften des Klebstoffs auf den jeweiligen Fügepartner bestimmt ist, zwischen Stahl und Klebstoff mit in den Modellparametern enthalten ist. Es ist i. A. davon auszugehen, dass sich die Grenzschicht aus Klebstoff-CFK mechanisch anders verhält als jene zwischen Klebstoff und Stahl.

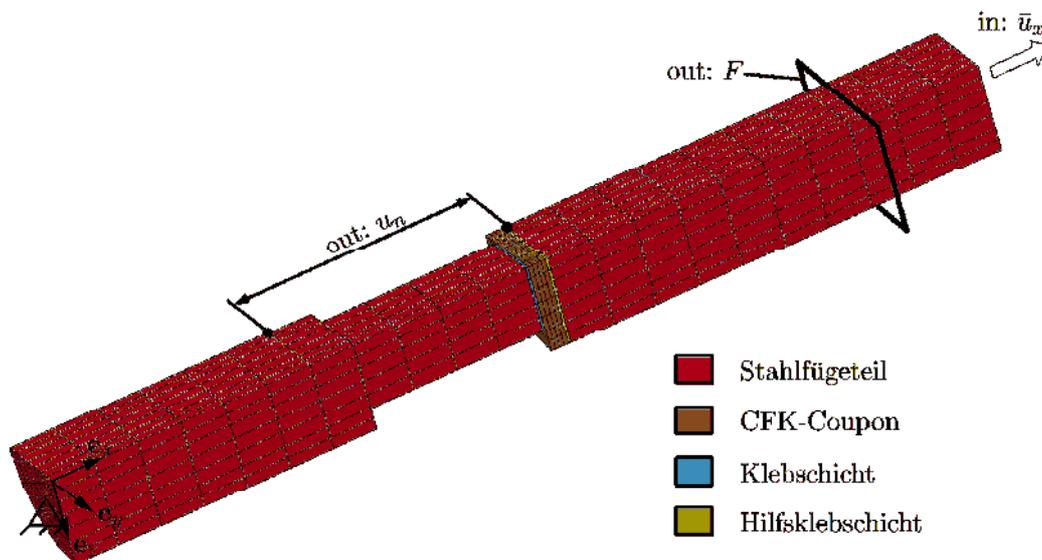


Abbildung 127: FE-Modell der Kopfzugprobe mit CFK-Coupon

#### 7.3.1 Kopfzugprobe mit CFK-Coupon

In Abbildung 127 ist das FE-Modell des verschiebungsgesteuerten Kopfzugprobenversuchs mit CFK-Coupon zu sehen. Die geometrischen Abmessungen der Probe sind in Kapitel 5.3 angegeben. Der Aufbau des FE-Modells und die Auswertung der Simulation entsprechen weitestgehend den Beschreibungen aus Kapitel

7.2.2. Der Unterschied besteht darin, dass der CFK-Coupon mit seinen 4 Einzelschichten über eine Hilfsklebschicht mit einer Nennklebschichtdicke von 0,3 mm, die auch aus SikaPower 477-R besteht, aufgebaut ist. Die zu untersuchende Klebschicht hat eine Nennklebschichtdicke von 0,3 mm.

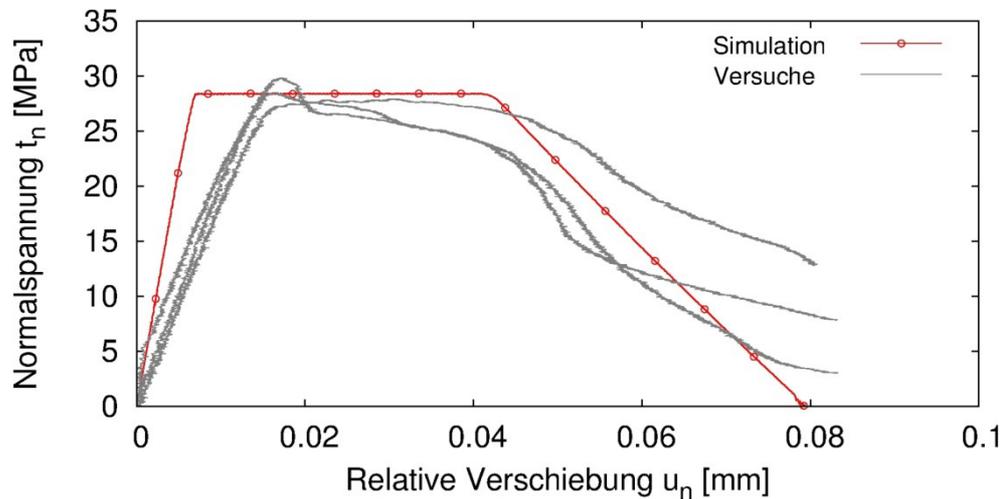


Abbildung 128: Simulation der Kopfzugprobe mit CFK-Coupon

Die Simulation kann das experimentelle Verhalten in erster Näherung gut wiedergeben. Dennoch liegen große Abweichungen im Bereich bis zum Spannungsmaximum vor, das wie auch der Bruchweg gut abgebildet wird, siehe Abbildung 128 Abbildung .

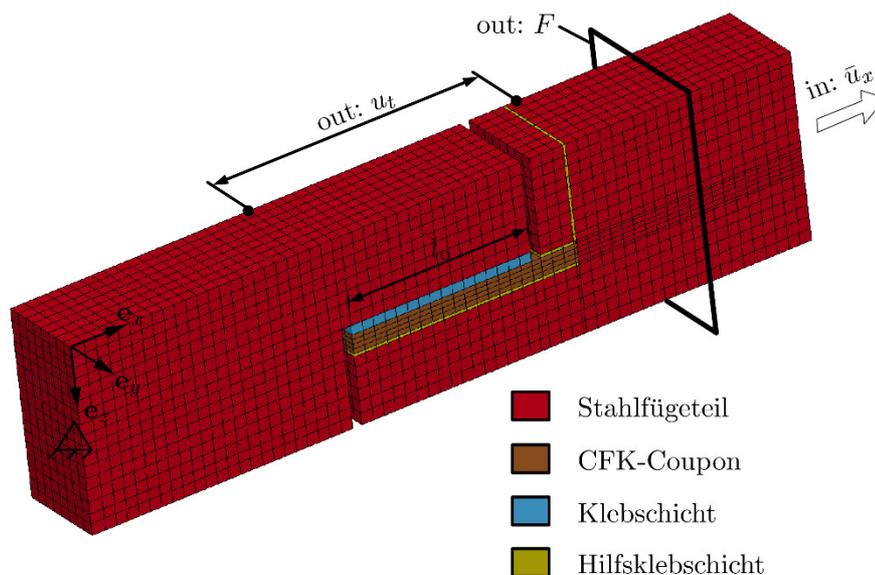


Abbildung 129: FE-Modell der Zugscherprobe mit CFK-Coupon

### 7.3.2 Zugscherprobe mit CFK-Coupon

Das FE-Modell des verschiebungsgesteuerten Zugscherprobenversuchs mit CFK-Coupon ist in Abbildung 129 dargestellt. In Kapitel 5.3 sind die geometrischen Abmessungen der Probe zu finden. Die Gestalt des FE-Modells sowie dessen Auswertung sind den Beschreibungen aus Kapitel 7.2.3 angelehnt. Der Unterschied besteht auch hier wieder darin, dass ein CFK-Coupon mit seinen 4 Einzelschichten über eine Hilfsklebschicht mit einer Klebschichtdicke von 0,3 mm, die auch aus SikaPower 477-R besteht, aufgebaut ist. Die im Fokus stehende Klebschicht hat ebenfalls eine Dicke von 0,3 mm. Darüber hinaus wird die Überlappungslänge  $l_{\text{ü}}$  zwischen den beiden Fügeteilen variiert und beträgt 5 mm, 12 mm oder 20 mm. Die Abmaße des FE-Modells sind entsprechend angepasst worden.

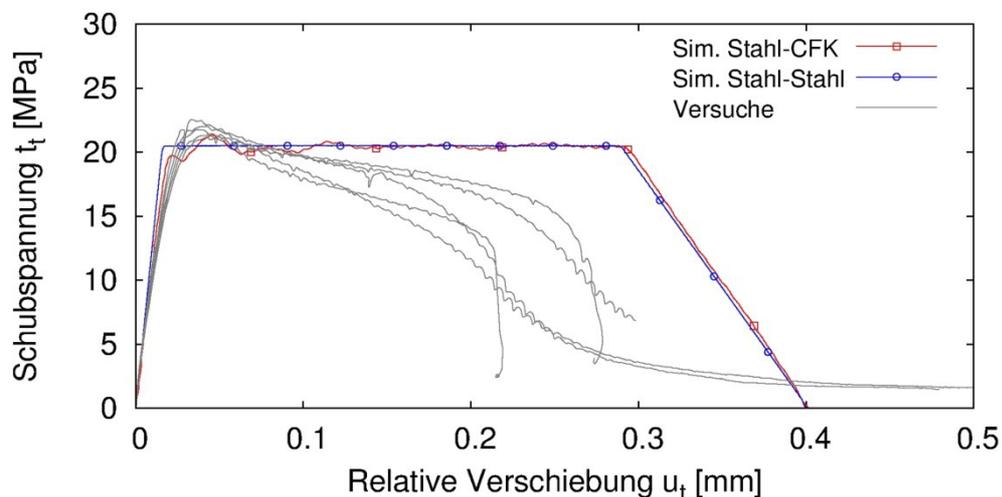


Abbildung 130: Simulation der Zugscherprobe mit CFK-Coupon: Überlappungslänge von 5 mm, Klebschichtdicke von 0,3 mm und Faserrichtung von  $0^\circ$

#### Überlappungslänge 5 mm

Das Beanspruchungs- und Versagensverhalten der laminierten Zugscherprobe mit 5 mm Überlappungslänge kann für alle drei Faserrichtungen im Vergleich zu den Versuchsdaten nur unzureichend wiedergegeben werden, siehe Abbildungen 130, 131 und 132. Einzig das Spannungsmaximum wird in guter Näherung abgebildet. Die elastische Steifigkeit wird wie auch das Spannungsmaximum gut abgebildet. Die beginnende Entfestigung direkt nach dem Spannungsmaximum kann mit dem reduzierten TAPO-Modell nicht abgebildet werden. Der Bruchweg wird unterschätzt. Dies ist dadurch bedingt, dass die geklebten Stahl-CFK-Verbindungen einen geringeren Bruchweg aufweisen als die Stahl-Stahl-Verbindungen, an denen identifiziert wird, vergleiche Abbildungen 124 und 130. Diesen Effekt kann das verzerrungsbasierte Schädigungskriterium nicht erfassen.

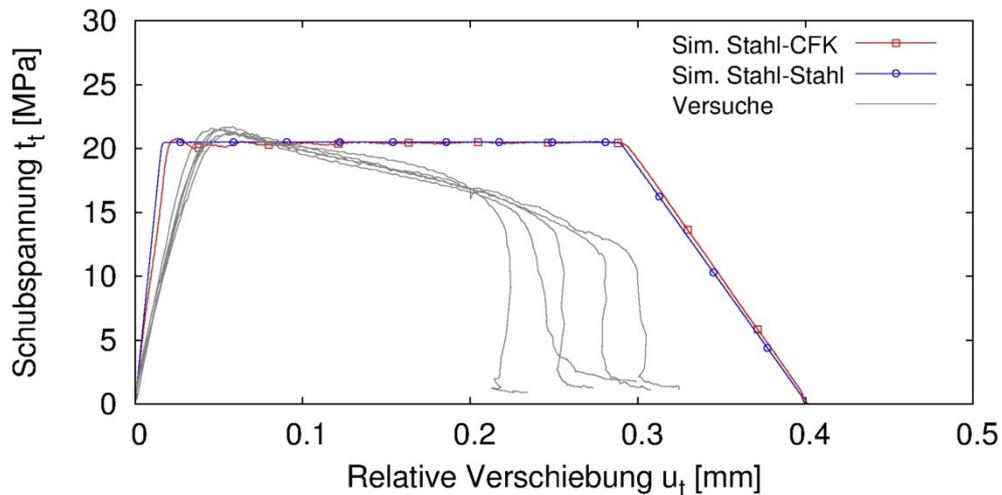


Abbildung 131: Simulation der Zugscherprobe mit CFK-Couon: Überlappungslänge von 5 mm, Klebschichtdicke von 0,3 mm und Faserrichtung von 45°

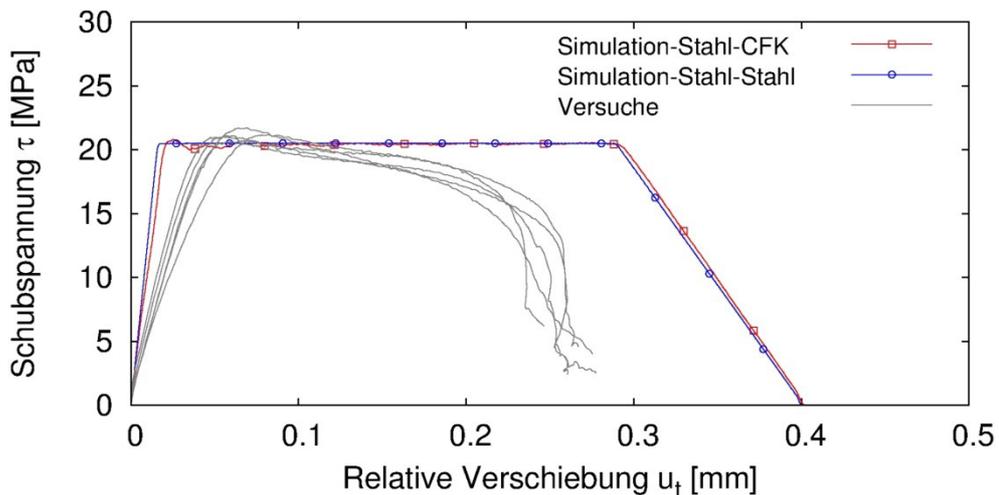


Abbildung 132: Simulation der Zugscherprobe mit CFK-Couon: Überlappungslänge von 5 mm, Klebschichtdicke von 0,3 mm und Faserrichtung von 90°

### Überlappungslänge 12 mm

Auch für 12 mm Überlappungslänge kann das Beanspruchungs- und Versagensverhalten der laminierten Zugscherprobe für alle Faserrichtungen nur ungenügend wiedergegeben werden, siehe Abbildungen 133, 134 und 135. Die elastische Steifigkeit wird überschätzt, wohingegen das Spannungsmaximum noch gut erfasst wird. Die Entfestigung nach Erreichen der Festigkeit kann mit dem reduzierten TAPO-Modell nicht abgebildet werden, siehe Erklärung zum Abschnitt für 5 mm Überlappungslänge.

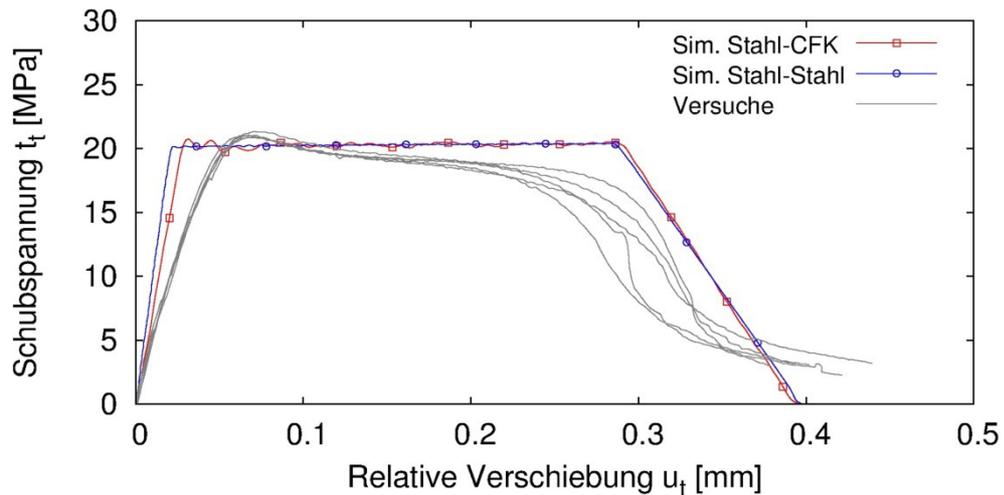


Abbildung 133: Simulation der Zugscherprobe mit CFK-Couon: Überlappungslänge von 12 mm, Klebschichtdicke von 0,3 mm und Faserrichtung von  $0^\circ$

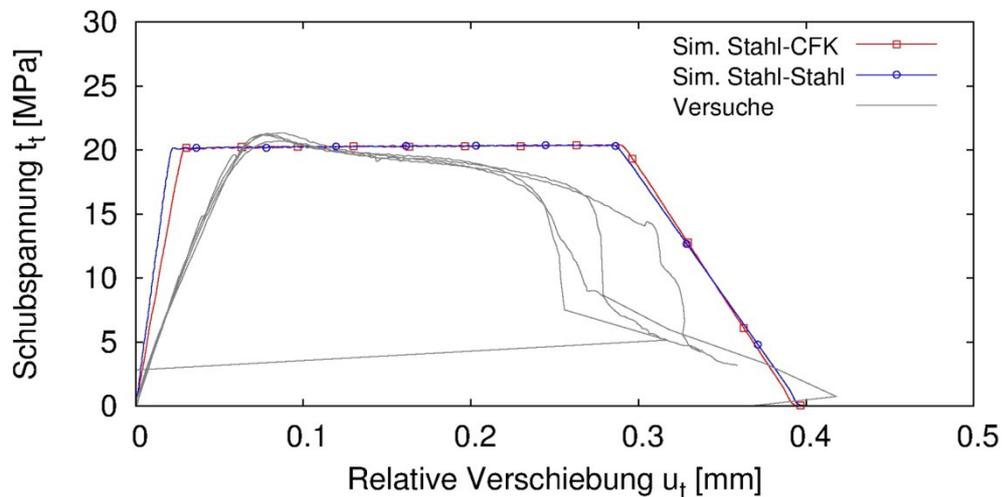


Abbildung 134: Simulation der Zugscherprobe mit CFK-Couon: Überlappungslänge von 12 mm, Klebschichtdicke von 0,3 mm und Faserrichtung von  $45^\circ$

#### Überlappungslänge 20 mm

Die Simulationsergebnisse zeigen auch hier nur eine unzureichende Güte in der Beschreibung des Beanspruchungs- und Versagensverhaltens der geklebten Stahl-CFK-Probe, siehe Abbildungen 136, 137 und 138. Im Vergleich zu den beiden anderen Überlappungslängen wird hier zusätzlich noch das Spannungsmaximum etwas überschätzt.

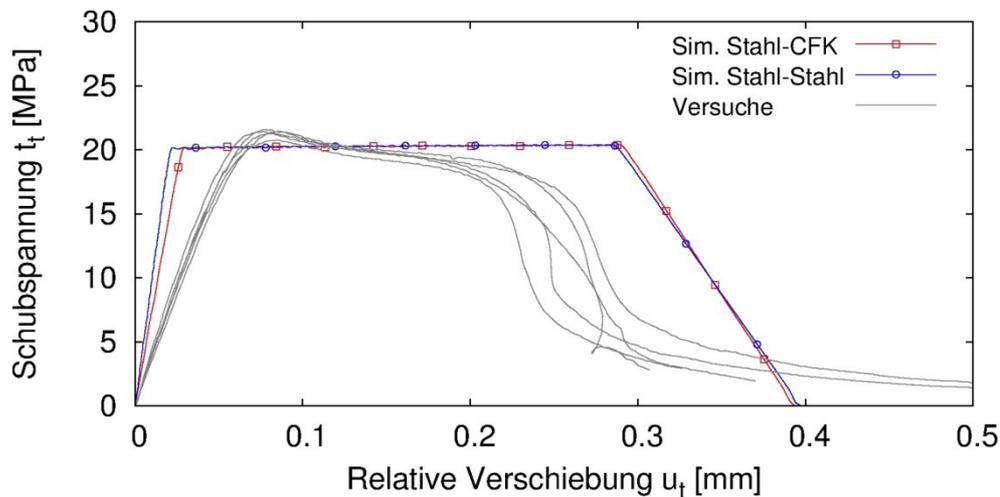


Abbildung 135: Simulation der Zugscherprobe mit CFK-Couon: Überlappungslänge von 12 mm, Klebschichtdicke von 0,3 mm und Faserrichtung von  $90^\circ$

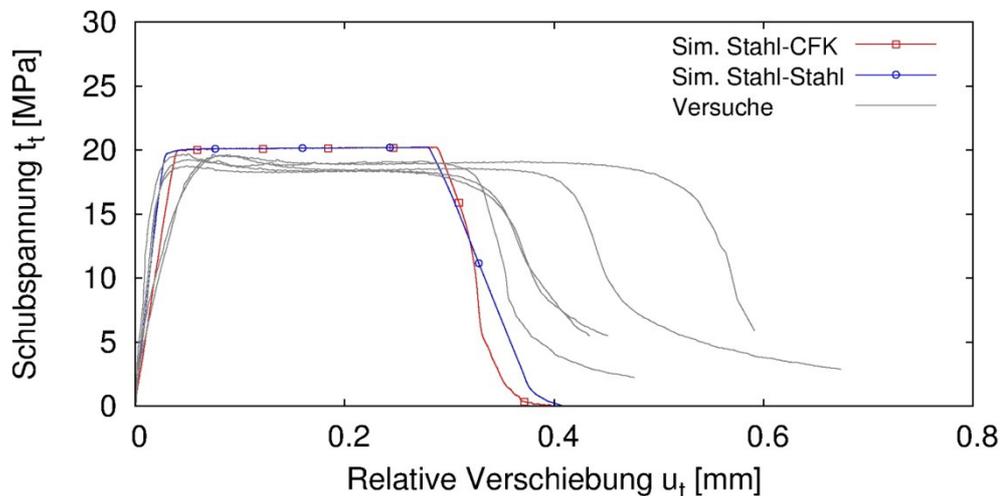


Abbildung 136: Simulation der Zugscherprobe mit CFK-Couon: Überlappungslänge von 20 mm, Klebschichtdicke von 0,3 mm und Faserrichtung von  $0^\circ$

### 7.3.3 L-Probe

In Abbildung 139 ist das FE-Modell des verschiebungsgesteuerten Versuchs an der L-Probe zu sehen. Die Geometrie ist in Kapitel 6.1 zu finden. Auf Grund der Symmetrie der Probe sowie der Lasteinleitung wird nur die Hälfte der realen Probengeometrie modelliert. An der  $x$ - $z$ -Ebene werden die Verschiebungsfreiheitsgrade  $u_y$  gesperrt. Darüber hinaus werden die Bereiche des CFK- und des L-Profiles, die jeweils eingespannt sind, nicht abgebildet, da sich diese auf Grund der starren Einspannung nicht verformen. An diesen Knoten sind alle Freiheitsgrade gesperrt. Das Stahlfügeteil, diskretisiert mit Volumenelementen, besitzt elastoviskoplastisches Materialverhalten, deren Kennwerte für das Stahlblech aus [P958] entnommen worden sind. Es werde 4 Elemente über die Höhe verwendet, um die

Biegung gut abbilden zu können. Die CFK-Einzelschicht wird mit Volumenelementen vernetzt. Das Materialverhalten des CFKs wird mit dem Materialmodell „Enhanced Composite Damage“ wiedergegeben. Die Klebschicht wird mit Grenzflächenelementen und dem reduzierten TAPO-Modell abgebildet unter Verwendung der Parameter aus Tabelle 8. Es werden drei Grenzflächenelemente in der Fuge benutzt, die die im Versuch auftretende Fugenfüllung berücksichtigen sollen. Diese ist anhand von Fotografien nach der Fertigung identifiziert worden. Die Last wird wie in Kapitel 7.1.4 beschrieben schneller aufgebracht.

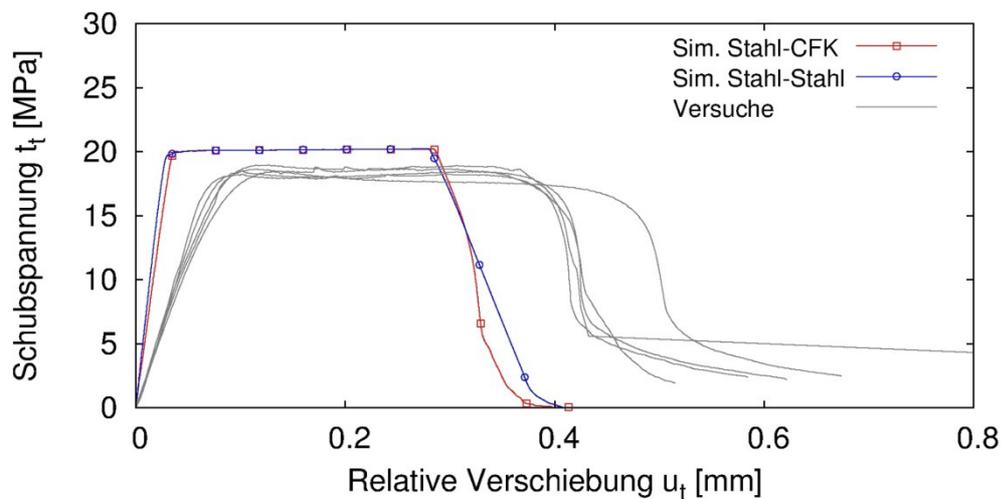


Abbildung 137: Simulation der Zugscherprobe mit CFK-Couon: Überlappungslänge von 20 mm, Klebschichtdicke von 0,3 mm und Faserrichtung von 45°

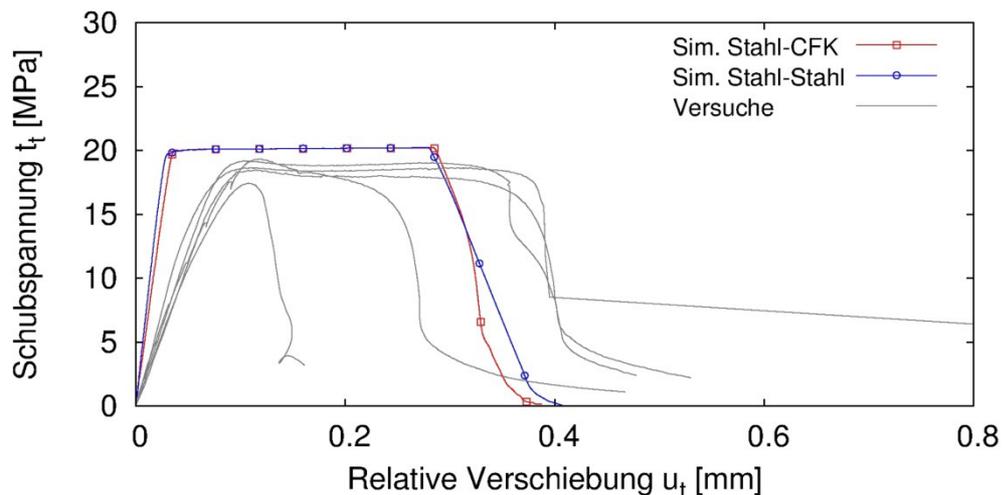


Abbildung 138: Simulation der Zugscherprobe mit CFK-Couon: Überlappungslänge von 20 mm, Klebschichtdicke von 0,3 mm und Faserrichtung von 90°

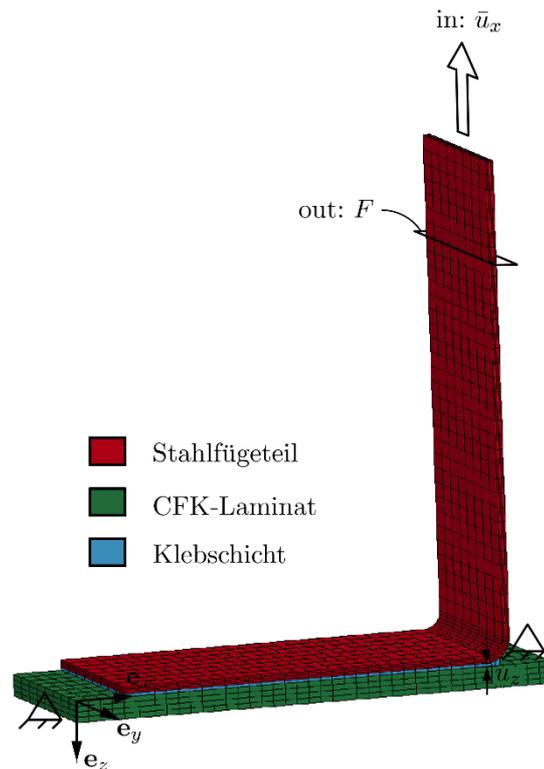


Abbildung 139: FE-Modell der L-Probe

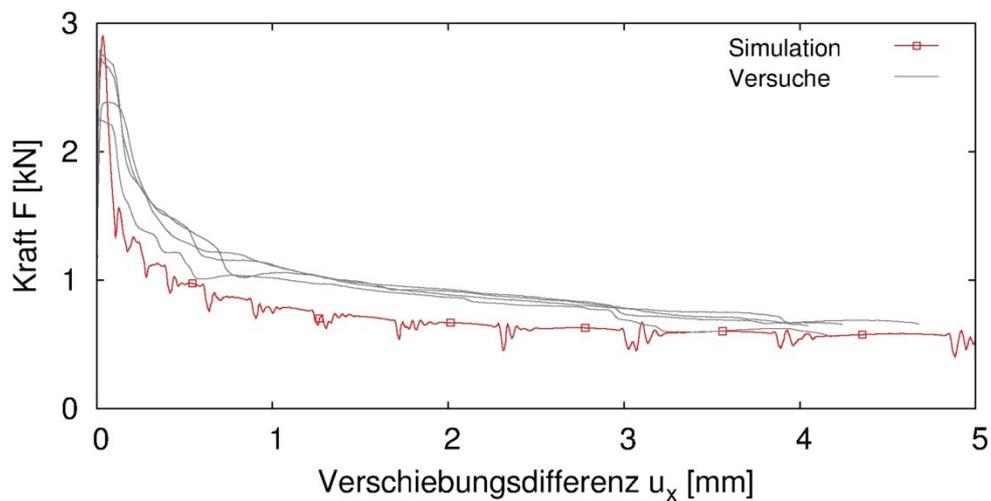


Abbildung 140: Simulation der L-Probe

Die Auswertung erfolgt auch bei diesem FE-Modell analog zu jener im Versuch. Die Kraft in Belastungsrichtung wird mit einer „Section-Plane“ im Stahlprofil ausgewertet. Die lokale Relativverschiebung am Auslauf des Radius  $u_z$  zwischen Stahl- und CFK-Profil wird über die entsprechenden Knotenverschiebungen direkt an der Klebschicht erfasst.

Zwischen der Simulation und den Versuchsergebnissen ist eine gute Übereinstimmung im Kraft-Weg-Verlauf zu erkennen, siehe Abbildungen 140 und 141. Sowohl das Kraftmaximum wie auch der Bereich der Rissausbreitung werden gut wiedergegeben. Die Simulation zeigt reines Klebschichtversagen, wie es auch im Versuch festzustellen ist.

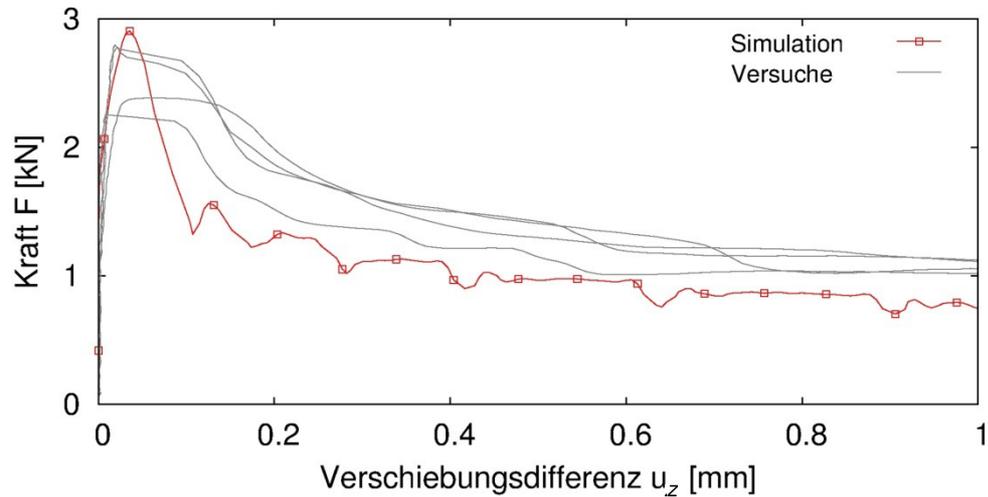


Abbildung 141: Simulation der L-Probe



## **8 Zusammenfassung und Ausblick**

### **8.2 Simulation von geklebten Stahl/CFK-Verbindungen**

Die Prognosefähigkeit der Simulation von Stahl-CFK-Klebverbindungen wird mit bestehenden Modellen gezeigt. Dabei sind zum Teil gute Übereinstimmungen zu erkennen. Allerdings werden auch Schwächen in der Abbildung des Beanspruchungs- und Versagensverhaltens aufgedeckt. Für zukünftige Arbeiten sollte ein verbessertes Materialmodell für die CFK-Einzelschicht verwendet werden, das sowohl das nichtlineare Scherverhalten in Faserlängsrichtung berücksichtigt wie auch das Bruchverhalten besser wiedergibt. Darüberhinaus muss auch das Klebschichtersatzmodell an die verwendeten Klebstoffe und deren Verhalten angepasst werden. Weitere numerische Simulationen von CFK-Stahl-Strukturen unter komplexer Belastung sollten die Prognosefähigkeit bestehender Modelle unterstreichen und ggf. die Weiterentwicklung motivieren.



## Schrifttum

- [Abo91] Aboudi, J.: Mechanics of Composite Materials: A Unified Micromechanical Approach. Elsevier, 1991
- [Abo01] Aboudi, J.; Pindera, J.-M.; Arnold, S. M.: Linear thermoelastic higher order theory for periodic multiphase materials. Journal of Applied Mechanics 68, 2001
- [Abo13] Aboudi, J.; Arnold, S. M.; Bednarczyk, B. A.: Micromechanics of Composite Materials. A generalized Multiscale Analysis Approach. Elsevier, 2013
- [Arn04] Arnold, S. M.; Bansal, Y.; Pindera, M.-J.: Testing the Predictive Capability of the High-Fidelity Generalized Method of Cells Using an Efficient Reformulation. NASA Technical Reports Server (NTRS), <http://ntrs.nasa.gov/search.jsp?R=20040055403>, 2004
- [Bur15] Burbulla, F.: Kontinuumsmechanische und bruchmechanische Modelle für Werkstoffverbunde, Dissertation, Universität Kassel, 2015, eingereicht
- [Cha87] Chang, F.-K.; Chang, K.-Y.: A Progressive Damage Model for Laminated Composites Containing Stress Concentrations. Journal of Composite Materials, 24:1-24, 1987
- [Cha09] Chatiri, M.; Güll, T.; Matzenmiller, A.: An assessment of the new LS-DYNA layered solid element: basics, patch simulation and its potential for thick composite structural analysis. 7<sup>th</sup> European LS-DYNA Conference, 2009
- [Cun01] Cuntze, R. G.; Freund, A.: The predictive capability of failure mode concept-based strength criteria for multidirectional laminates. Composites Science and Technology, 2001
- [DYN13] *LS-DYNA<sup>®</sup> Keyword User's Manual*. Version R7.0, Livermore Software Technology Corporation, 2013
- [Fio06] Fiolka, M.; Matzenmiller, A.: On the resolution of transverse stresses in solid-shells with a multi-layer formulation. Communication in Numerical Methods in Engineering, Vol. 23, S. 313-326, 2007
- [Fer11] Feraboli, P.; Wade, B.; Deleo, F.; Rassaian, M.; Higgins, M.; Byar, A.: LS-DYNA MAT54 modeling of the axial crushing of a composite tape sinusoidal specimen. Composites: Part A, Vol. 42, S. 1809-1825, 2011

- [Hin04] Hinton, M. J.; Kaddour, A. S.; Soden, P. D.: The World-Wide Failure Exercise: Its origin, concept and content. Failure Criteria in Fibre Reinforced Polymer Composites, Chapter 1.1, 2004
- [Hin12] Hinton, M. J.; Kaddour, A. S.: The background to the Second World-Wide Failure Exercise. Journal of Composite Materials 46, 2283-2294, 2012
- [Hye09] Hyer, M. W.: Stress Analysis of Fiber-Reinforced Composite Materials. Design House, 2009
- [Kad13] Kaddour, A. S.; Hinton, M. J.; Smith, P. A.; Li, S.: The background to the Third World-Wide Failure Exercise. Journal of Composite Materials 47, 2417-2426, 2013
- [Kur09] Kurnatowski, B.: Zweiskalensimulation von mikroheterogenen Faser-verbundwerkstoffen, Dissertation, Universität Kassel, 2009
- [OPT12] Stander, N.; Roux, W.; Goel, T.; Eggleston, T.; Craig, K.: *LS-OPT® User's Manual*. Version 4.2, Livermore Software Technology Corporation, 2012
- [P676] AiF/ FOSTA-Projekt: Methodenentwicklung zur Berechnung von höherfesten Stahlklebverbindungen des Fahrzeugbaus und Crashbelastung. IFAM Bremen, IfM Kassel, LTM Paderborn, LWF Paderborn, IFS Braunschweig, IWM Freiburg, EMI Freiburg, Laufzeit: 01.12.2004-31.05.2007
- [P828] AiF/ FOSTA-Projekt: Robustheit und Zuverlässigkeit der Berechnungsmethoden von Klebverbindungen mit hochfesten Stahlblechen unter Crashbedingungen. IFAM Bremen, IfM Kassel, LTM Paderborn, IWM Freiburg, EMI Freiburg, Laufzeit: 01.12.2009-31.05.2012
- [P957] AiF/ FOSTA-Projekt: Experimentelle Kennwertermittlung und Simulation von strukturellen Klebverbindungen mit elastoplastischen und bruchmechanischen Kohäsivelementen. IFAM Bremen, IfM Kassel, LWF Paderborn, Laufzeit 01.10.2012-30.09.2014
- [P958] AiF/ FOSTA-Projekt: Experimentelle und numerische Untersuchungen des Crashverhaltens hybridgefügter Verbindungen. IfM Kassel, LWF Paderborn, Laufzeit 01.10.2012-31.03.2015
- [Puc96] Puck, A.: Fetsigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten. Modelle für die Praxis. Carl Hanser Verlag München Wien, 1996
- [Sch04] Schürmann, H.: Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden. Springer Verlag, 2004