

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

Experimental and numerical failure analysis of adhesive joints between steel and FRP laminates under impact loading

A. MATZENMILLER, M. DONHAUSER

published in

“Experimentelle und numerische Untersuchungen zum Versagensverhalten von kalt
ausgehärteten Stahl-FVK-Klebsverbindungen unter schlagartiger Belastung“
Forschung für die Praxis IGF-Nr. 18337 N , Forschungsvereinigung DECHEMA - Gesellschaft
für Chemische Technik und Biotechnik e. V., Frankfurt am Main, in publication process

Institute of Mechanics
Department of Mechanical Engineering
University of Kassel
Mönchebergstr. 7
34125 Kassel
Germany

Phone: +49 561 804 2044

Fax: +49 561 804 2720

amat@uni-kassel.de

Industrielle Gemeinschaftsforschung

This author-created version comprises all contributions by A. Matzenmiller and M. Donhauser to the technical report of the DECHEMA research project „Experimentelle und numerische Untersuchungen zum Versagensverhalten von kalt ausgehärteten Stahl-FVK-Klebverbindungen unter schlagartiger Belastung“ with Gerson Meschut, Katharina Henkel and Michael Donhauser.

Das IGF-Vorhaben Nr. 18337 N der Forschungsvereinigung DECHEMA, Gesellschaft für Chemische Technik und Biotechnologie e.V., Theodor-Heuss-Allee 25, 60486 Frankfurt am Main wurde über die AiF im Rahmen des Programms zur Förderung der industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert.

Kurzdarstellung

Im Zuge der Elektromobilität sowie durch diverse Umweltauflagen findet der Leichtbau zunehmend Anwendung in unterschiedlichen Industriezweigen. Insbesondere Faserverbundkunststoffe (FVK) weisen durch ihre hohe Festigkeit und gleichzeitig geringem Gewicht ein enormes Leichtbaupotenzial auf. Die kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffe werden in Kombination mit metallischen Fügepartnern in einer sogenannten hybriden Mischbauweise eingesetzt, wobei zum Fügen der unterschiedlichen Werkstoffklassen das Kleben verwendet wird. Bei den geklebten Stahl-FVK-Verbindungen werden die höchsten Verbundfestigkeiten erzielt, wenn kohäsives Klebschichtversagen eintritt. Abhängig von der Faseranordnung im Laminat kann es aber auch zu einem inter- und/oder intralaminaren Versagen kommen, wodurch die Verbundfestigkeiten abnehmen. Im Sinne einer maximalen Materialausnutzung ist kohäsives Klebschichtversagen bei geklebten Stahl-FVK-Verbindungen erstrebenswert, so dass die Verbundproben im Designprozess dahingehend auszulegen sind. Voraussetzung für die numerische Auslegung ist die Verfügbarkeit von Materialmodellen, die das Materialverhalten der einzelnen Werkstoffe (Stahl, Klebstoff, FVK) vom elastischen Bereich hin bis zum Bruch adäquat beschreiben. Im Rahmen des Forschungsvorhabens soll ein auf experimentelle Untersuchungen gestütztes Berechnungsverfahren zur Prognose des Versagensverhaltens geklebter Stahl-FVK-Verbindungen unter quasistatischer und schlagartiger Belastung entwickelt werden.

Abstract

In many manufacturing industries fibre reinforced polymers (frp) are used with increasing frequency due to their high strength and low weight. Especially the use of frp in combination with steel components enables the design of new structure parts with benefit properties. The joint between both materials is achieved by an adhesive bonding. The highest load-bearing capacity of the adhesive bond is accomplished when failure occurs in the adhesive layer. An adverse laminate layup can also lead to a premature interlaminar and/or intralaminar failure in the frp reducing the load-bearing capacity of the whole structure. Therefore, the adhesive failure is desirable and the design process should be conducted to that effect. In order to optimise the failure behaviour of the adhesive bond between frp and steel, each material requires a material model describing the elastic and failure behaviour in a satisfactory manner. The objective of this research project is the development of a numerical calculation method for the prediction of the failure behaviour for the adhesive bond between frp and steel under quasi-static and impact loading.

Inhaltsverzeichnis

Content

10 Klebschichtmodellierung / Adhesive layer modelling	119
10.1 Konstitutivmodell / Constitutive model	119
10.2 Parameteridentifikation / Parameter identification	125
10.2.1 FE-Modell der Grundversuche / FE-model of basic tests	125
10.2.2 Randbedingungen für die Simulation / Boundary conditions for simulation	127
10.2.3 Optimierung der Modellparameter sowie Verifikations- und Validierungs- rechnungen / Optimisation of model parameters and verification and va- lidation calculations	129
10.3 Simulationsergebnis für unterschiedliche Kopfdurchmesser und Überlappungs- längen / Simulation result for different diameters and overlap lengths	136
11 Modellbildung für unidirektionalverstärkte Kunststoffschichten / Model- ling of unidirectional reinforced polymer laminate	141
11.1 Charakterisierung des Materialverhaltens einer unidirektionalen Einzelschicht / Characterisation of the material behaviour of a unidirectional ply	142
11.2 Modellierung des Versagens / Modelling of failure	143
11.2.1 Bruchmodell von PUCK / Fracture model of PUCK	144
11.2.2 Grenzflächenmodell für Delamination / Interface model for delamination	149
11.3 Schädigungsmodellierung / Damage modelling	150
11.3.1 Modellgleichung für Elastizität mit Schädigung / Model equation for ela- sticity with damage	150
11.3.2 Degradationsmodell / Degradation model	152
11.4 Parameteridentifikation und Verifikation / Parameter identification and verification	154
11.4.1 Unidirektionales Laminat / Unidirectional Laminate	154
11.4.2 Bruchmechanische DCB- und ENF-Probe / Fracture mechanical DCB and ENF specimen	159
11.5 Validierung am Mehrschichtverbund / Validation on multi-layer composite	164
11.6 FE-Berechnung des $\pm 45^\circ$ Kreuzlaminats / FE-Analysis of $\pm 45^\circ$ angle-ply laminate	167

12 Modellierung des Stahlblechs / Modelling of sheet steel	170
12.1 FE-Modell und Randbedingung / FE-model and boundary condition	170
12.2 Identifikation und Verifikation der Modellparameter / Identification and verification of model parameters	171
13 FE-Berechnung geklebter Stahl-FVK-Verbindungen / FE-Analysis of adhesive bonded steel-frp-joints	174
13.1 FE-Modell der Prüfkörper / FE-model of test specimens	174
13.2 Simulation der Versuche / Simulation of tests	177
13.2.1 Randbedingung für Simulation / Boundary condition for simulation	178
13.2.2 Studie zur Grenzflächensteifigkeit / Study for interface stiffness	179
13.2.3 Simulationsergebnisse für quasistatische Belastung / Simulation results for quasi-static loading	180
13.2.4 Simulationsergebnisse für schlagartige Belastung / Simulation results for impact loading	190
14 Modellvalidierung / Model validation	197
14.1 FE-Modell des Prüfkörpers / FE-model of test specimen	197
14.2 Validierungsrechnung der dünnen Zugscherprobe mit quasi-isotropem Laminat / Validation calculation of thin shear specimen with quasi-isotropic laminate	198
14.2.1 Quasistatisch-zügige Belastung / Quasi-static loading	199
14.2.2 Schlagartige Belastung / Impact loading	202
15 Untersuchung zum Versagensverhalten an technologischer Probe / Analysis of failure behaviour on technological specimen	205
15.1 FE-Modell / FE-model	205
15.2 Simulationsergebnis / Simulation results	206
15.2.1 Quasistatisch-zügige Belastung / Quasi-static loading	207
15.2.2 Schlagartige Belastung / Impact loading	211
16 Zusammenfassung / Summary	217
Schrifttumsverzeichnis	
Bibliography	III
B LS-Dyna Eingabedateien und Materialkarten	IV
B.1 Geschwindigkeitsrandbedingung mit Tangens-Hyperbolicus-Funktion	IV
B.2 Parametersatz Klebschicht (TAPO-Modell)	IV

INHALTSVERZEICHNIS	III
CONTENT	
<hr/>	
B.3 Materialkarte Stahl HC420LC	IV
Symbol- und Abkürzungsverzeichnis	i
Tabellenverzeichnis	
List of tables	iv
Abbildungsverzeichnis	
List of figures	vi

10 Klebschichtmodellierung / Adhesive layer modelling

Michael Donhauser, Anton Matzenmiller

Gegenstand des vorliegenden Kapitels ist die Beschreibung des Klebschichtverhaltens von SikaPower-477R unter quasistatischer und schlagartiger Belastung. Zu Beginn werden die Materialgleichungen des TAPO-Modelles, mit denen das Klebschichtverhalten beschrieben wird, zu Grunde gelegt. Im Anschluss wird das FE-Modell der einzelnen Proben vorgestellt und geeignete Randbedingungen für die Simulation ermittelt. In Kapitel 10.2.3 erfolgt die Optimierung der Modellparameter und anschließend die Durchführung der Verifikations- und Validierungsrechnungen.

The objective of this chapter is the characterisation of the material behaviour of the adhesive layer SikaPower-477R under quasistatic and impact loading. At the beginning the equations of the TAPO-model are introduced in order to describe the material behaviour of the adhesive layer. Afterwards the FE-model of the test specimens is presented and boundary conditions are determined for the simulation. The optimisation of the model parameters as well as the verification and validation calculations are carried out in chapter 10.2.3.

10.1 Konstitutivmodell / Constitutive model

Das Materialmodell TOUGHENED ADHESIVE POLYMER (TAPO) wird zur Charakterisierung des Klebschichtverhaltens von SikaPower-477R verwendet. Es ist im Rahmen der Forschungsprojekte 676 [BHS 08] und 828 [BBB 13] entwickelt und in die Materialbibliothek der kommerziellen FE-Software LS-DYNA [Hal15] implementiert worden. Die im Abschlussbericht [GM07] vom Projekt 676 auf Seite 69 ff. aufgeführten Gleichungen des TAPO-Modells werden im Folgenden vorgestellt. Für die numerische Umsetzung und Lösung der Gleichungen sei auf das oben genannte Schrifttum verwiesen. Das TAPO-Modell ist ein ratenabhängiges, elasto-plastisches Modell mit Schädigung. Die Fließfunktion wird im $I_1 - \sqrt{J_2}$ Spannungsraum mit

$$I_1 = \text{sp}(\boldsymbol{\sigma}) \quad \text{und} \quad J_2 = \frac{1}{2} \boldsymbol{\sigma}^D : \boldsymbol{\sigma}^D \quad (10-1)$$

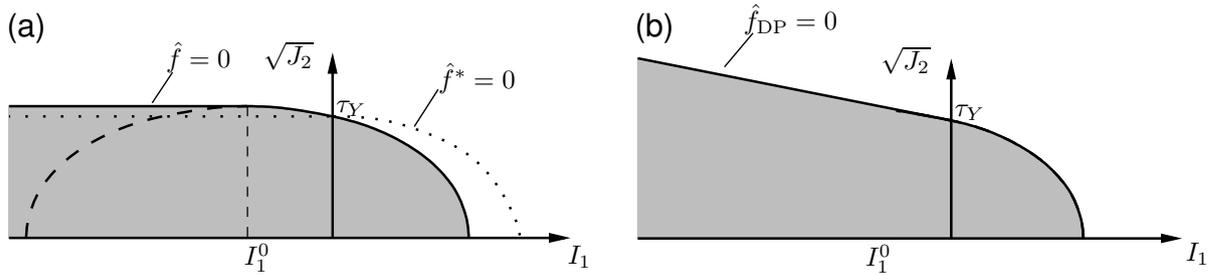


Abbildung 10-1: Darstellung des plastischen Potentials \hat{f}^* und der Fließfunktion des TAPO-Modells für Fließbedingung (a) VON MISES und (b) DRUCKER & PRAGER

Figure 10-1: Depiction of plastic potential \hat{f}^* and yield function of TAPO-model for yield condition (a) VON MISES and (b) DRUCKER & PRAGER

formuliert, wobei I_1 die erste Invariante des Spannungstensors $\boldsymbol{\sigma}$ und J_2 die zweite Invariante des Spannungsdeviators $\boldsymbol{\sigma}^D$ ist. Mit der Fließfunktion

$$\hat{f} = \frac{J_2}{(1-D)^2} + \frac{a_2}{3} \left\langle \frac{I_1}{(1-D)} + \frac{\sqrt{3}a_1\tau_0}{2a_2} \right\rangle^2 - \left(\tau_Y^2 + \frac{a_1^2\tau_0^2}{4a_2} \right) = 0 \quad (10-2)$$

wird der elastische Bereich vom plastischen getrennt. Dabei ist τ_y die Schubfließspannung, τ_0 die Schubfließgrenze, D die Schädigungsvariable und a_1 und a_2 sind zu identifizierende Modellparameter mit denen die Form der Fließfunktion angepasst werden kann. Mit dem Ausdruck in der MACAULEY-Klammer $\langle \cdot \rangle$ in Gl. (10-2) wird erreicht, dass unter Druckbelastung beim Erreichen des Scheitelpunktes I_1^0 die Fließfunktion in die Fließbedingung nach VON MISES übergeht und damit unabhängig von der ersten Invarianten wird. Der Verlauf der Fließfunktion aus Gl. (10-2) ist schematisch in Abb. 10-1 dargestellt. Mit der Fließbedingung nach VON MISES erfolgt eine konservative Auslegung des Klebstoffes unter Druckbelastung. Aus diesem Grund wird eine weitere Fließfunktion mit dem Ansatz nach DRUCKER & PRAGER für den Druckbereich eingeführt, vgl. S. 252 in [MB13].

$$\hat{f}_{DP} = \frac{J_2}{(1-D)^2} + \frac{1}{\sqrt{3}}a_1\tau_0\frac{I_1}{(1-D)} + \frac{a_2}{3} \left\langle \frac{I_1}{(1-D)} \right\rangle^2 - \tau_Y^2 = 0 \quad (10-3)$$

Für die MACAULEY-Klammer in Gl. (10-3) gilt:

$$\frac{a_2}{3} \left\langle \frac{I_1}{(1-D)} \right\rangle^2 = \begin{cases} \frac{a_2}{3} \left(\frac{I_1}{(1-D)} \right)^2 & \text{für } I_1 \geq 0 \\ 0 & \text{für } I_1 < 0 \end{cases}, \quad (10-4)$$

wodurch die Fließbedingung nach DRUCKER & PRAGER bei Druckbelastung einen linearen Verlauf im $I_1 - \sqrt{J_2}$ -Spannungsraum annimmt, siehe Abb. 10-1. Die Entwicklung der plastischen

Deformation wird mit Hilfe des plastischen Potentials

$$\hat{f}^* = \frac{J_2}{(1-D)^2} + \frac{a_2^*}{3} \left\langle \frac{I_1}{(1-D)} \right\rangle^2 - \tau_Y^2 \quad (10-5)$$

in der nicht-assozierten Fließregel (Normalenregel)

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{\text{pl}} = \dot{\lambda} \frac{\partial \hat{f}^*}{\partial \boldsymbol{\sigma}} = \frac{\dot{\lambda}}{(1-D)^2} \left(\boldsymbol{\sigma}^D + \frac{2}{3} a_2^* \langle I_1 \rangle \mathbf{1} \right) \quad (10-6)$$

beschrieben, wobei λ für den plastischen Multiplikator steht und a_2^* als weiterer Modellparameter eingeführt wird. Der Verlauf des plastischen Potentials aus Gl. (10-5) ist in Abb. 10-1 links dargestellt. Die ratenabhängige Schubfließspannung τ_Y wird mit der Schubfließgrenze τ_0 , der nichtlinearen Verfestigungsspannung R und den Parametern für die Ratenabhängigkeit nach dem Ansatz von JOHNSON und COOK ($C, \dot{\gamma}_0, \dot{\gamma}_m$) berechnet:

$$\tau_Y = (\tau_0 + R) \left[1 + C \left(\left\langle \ln \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0} \right\rangle - \left\langle \ln \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_m} \right\rangle \right) \right], \quad (10-7)$$

wobei

$$\dot{\gamma} = \sqrt{2 \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}} \quad (10-8)$$

die Vergleichsdehnrate ist. Der Einfluss der ratenabhängigen Parameter auf die Schubfließspannung ist qualitativ in Abb. 10-2 dargestellt. Für Vergleichsraten $\dot{\gamma} < \dot{\gamma}_0$ ist die Ratenabhängigkeit inaktiv, im Bereich $\dot{\gamma}_0 \leq \dot{\gamma} \leq \dot{\gamma}_m$ nimmt die Fließspannung zu und geht für $\dot{\gamma} > \dot{\gamma}_m$ in einen konstanten Wert über. Über die plastische Bogenlänge

$$\dot{\gamma}_v = \sqrt{2 \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{\text{pl}} : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{\text{pl}}} = \dot{\lambda} \sqrt{2 \frac{\partial \hat{f}^*}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \frac{\partial \hat{f}^*}{\partial \boldsymbol{\sigma}}} = \frac{2 \dot{\lambda}}{(1-D)^2} \sqrt{J_2 + \frac{2}{3} (a_2^* \langle I_1 \rangle)^2} \quad (10-9)$$

wird die geschädigte plastische Bogenlänge

$$\dot{r} = (1-D) \dot{\gamma}_v \quad (10-10)$$

eingeführt und als treibende Größe für die isotrope Verfestigungsspannung

$$R = q(1 - \exp(-br)) + Hr \quad (10-11)$$

verwendet. Mit den Parametern q, b in Gl. (10-11) wird der nichtlineare Übergang der Verfestigung und mit H die Verfestigungssteigung beschrieben, siehe Abb. 10-2. Zur Abbildung der

Entfestigung wird die Schädigungsdifferentialgleichung

$$\dot{D} = n \left\langle \frac{r - \gamma_c}{\gamma_f - \gamma_c} \right\rangle^{n-1} \frac{\dot{r}}{\gamma_f - \gamma_c} \quad (10-12)$$

verwendet. Dabei kann die Entwicklung der Schädigung mit dem Modellparameter n beeinflusst werden, vgl. Abb. 10-3. Für $n = 1$ entwickelt sich die Schädigung linear und für $n > 1$ progressiv über der geschädigten plastischen Bogenlänge r . Mit der kritischen Gleitung

$$\gamma_c = [d_{11} + d_{12}e^{-d_3T}] \left[1 + d_4 \left(\left\langle \ln \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0} \right\rangle - \left\langle \ln \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_m} \right\rangle \right) \right] \quad (10-13)$$

wird der Schädigungsbeginn und mit der Bruchgleitung

$$\gamma_f = [d_1 + d_2e^{-d_3T}] \left[1 + d_4 \left(\left\langle \ln \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0} \right\rangle - \left\langle \ln \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_m} \right\rangle \right) \right] \quad (10-14)$$

das Eintreten des Versagens gesteuert. Der Schädigungsbereich ist somit über die Differenz $(\gamma_f - \gamma_c)$ festgelegt. Über die Triaxialität

$$T = \frac{\langle \sigma_m \rangle}{\sigma_{eq}} \quad (10-15)$$

wird der Einfluss des vorliegenden Beanspruchungszustandes auf die Schädigungsentwicklung berücksichtigt, wobei $\langle \sigma_m \rangle$ die hydrostatische Spannung und σ_{eq} die Vergleichsspannung nach VON MISES darstellt. Anschaulich ist der Einfluss der Triaxialität auf die Schädigungsparameter in Abb. 10-3 dargestellt. Bei einer reinen Gestaltänderung hat nur die Summe aus den Parametern d_1 und d_2 bzw. d_{11} und d_{12} Einfluss auf die Schädigung. Mit Zunahme des hydrostatischen Spannungszustandes nähern sich γ_c und γ_f den Asymptoten d_1 und d_{11} an, wobei der Übergang mit $1/d_3$ beschrieben wird. Der Einfluss der Ratenabhängigkeit kann im Schädigungsmodell über

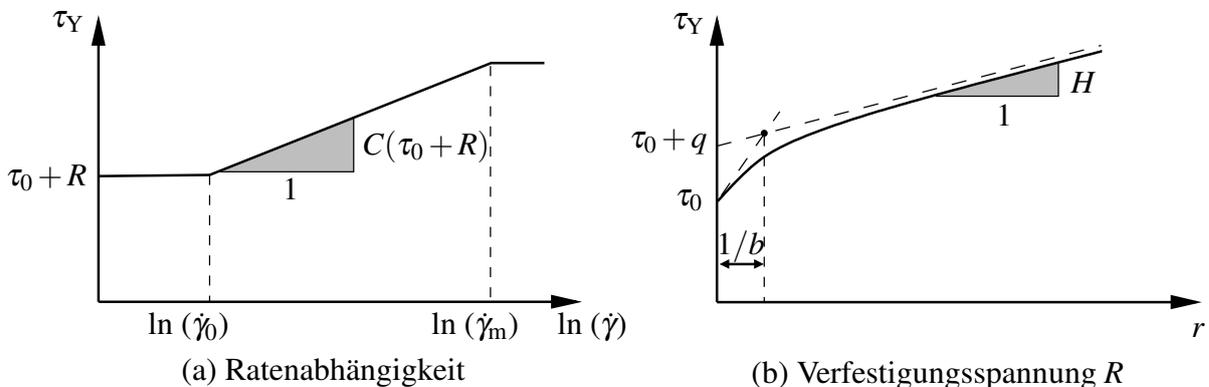


Abbildung 10-2: Darstellung des Einflusses der Ratenabhängigkeit und der Verfestigungsspannung auf die Schubfließspannung τ_Y

Figure 10-2: Influence of rate dependency and hardening on yield shear stress τ_Y

den Modellparameter d_4 berücksichtigt werden.

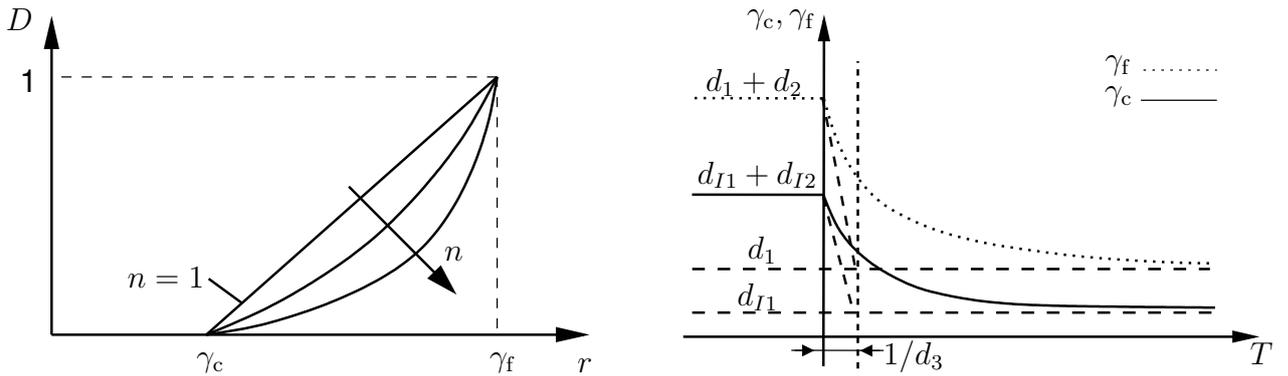


Abbildung 10-3: Verlauf der Schädigungsvariable D in Abhängigkeit des Parameters n und Verlauf der Gleitungen γ_c und γ_f über der Triaxialität T

Figure 10-3: Course of damage variable D dependent on parameter n and course of strain γ_c und γ_f over the triaxiality T

Ergänzend wird angemerkt, dass zur Formulierung der Schädigungsdifferentialgleichung aus Gl. (10-12) alternativ auch die ungeschädigte plastische Bogenlänge γ_v verwendet werden kann.

$$\dot{D} = n \left\langle \frac{\gamma_v - \gamma_c}{\gamma_f - \gamma_c} \right\rangle^{n-1} \frac{\dot{\gamma}_v}{\gamma_f - \gamma_c} \tag{10-16}$$

Die Schädigungsansätze nach Gl. (10-12) und Gl. (10-16) sind qualitativ in Abb. 10-4 gegenübergestellt. Während der Schädigungsverlauf von \tilde{D} progressiv ist, hat der Verlauf von D einen Wendepunkt. Dies hat zur Folge, dass der Entfestigungsbereich im Spannungs-Verschiebungs-Diagramm ebenfalls einen Wendepunkt aufweist. Der für die Modellierung zu wählende Schädigungsansatz sollte sich am Entfestigungsverhalten aus den Versuchen orientieren. Die Modellgleichungen und Modellparameter des TAPO-Modells sind in einer Übersicht in Tabelle 10-1 nochmals zusammengefasst.

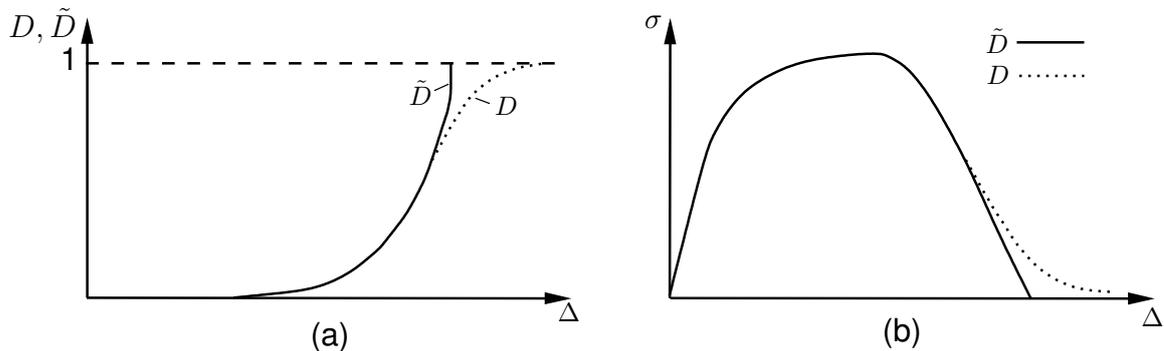


Abbildung 10-4: Vergleich der beiden Schädigungsansätze nach Gl. (10-12) und Gl. (10-16) bei der Schädigungsentwicklung (a) und im Spannungs-Verschiebungs-Diagramm (b)

Figure 10-4: Comparison between damage ansatz of Gl. (10-12) and Gl. (10-16) during damage evolution (a) and in stress-strain-diagram (b)

Tabelle 10-1: Zusammenfassung der Modellgleichungen und -parameter des TAPO-Modells
 Table 10-1: Overview of the equations and parameters of TAPO-model

Modellgleichung	Bezeichnung und Parameter
$\hat{f} = \frac{J_2}{(1-D)^2} + \frac{a_2}{3} \left\langle \frac{I_1}{(1-D)} + \frac{\sqrt{3}a_1\tau_0}{2a_2} \right\rangle^2 - \left(\tau_Y^2 + \frac{a_1^2\tau_0^2}{4a_2} \right) = 0$	Fließfunktion a_1, a_2, τ_0
$\hat{f}^* = \hat{f}_2 + \frac{a_2^*}{3} \langle \hat{I}_1 \rangle^2 - \tau_Y^2$	plastisches Potential a_2^*
$\dot{\boldsymbol{\epsilon}}_{\text{pl}} = \dot{\lambda} \frac{\partial \hat{f}^*}{\partial \boldsymbol{\sigma}} = \frac{\dot{\lambda}}{(1-D)^2} (\boldsymbol{\sigma}^D + \frac{2}{3} a_2^* \langle I_1 \rangle \mathbf{1})$	Fließregel
$\dot{\gamma}_v = \frac{2\dot{\lambda}}{(1-D)^2} \sqrt{J_2 + \frac{2}{3} (a_2^* \langle I_1 \rangle)^2}$	plastische Bogenlänge
$\dot{r} = (1-D)\dot{\gamma}_v = 2\dot{\lambda} \sqrt{\hat{f}_2 + \frac{2}{3} (a_2^* \langle \hat{I}_1 \rangle)^2}$	geschädigte plastische Bogenlänge
$R = q[1 - e^{-br}] + Hr$	isotrope Verfestigung q, b, H
$\tau_Y = (\tau_0 + R) \left[1 + C \left(\left\langle \ln \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0} \right\rangle - \left\langle \ln \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_m} \right\rangle \right) \right]$	ratenabhängige Fließspannung $C, \dot{\gamma}_0, \dot{\gamma}_m$
$\dot{D} = n \left\langle \frac{r - \gamma_c}{\gamma_f - \gamma_c} \right\rangle^{n-1} \frac{\dot{r}}{\gamma_f - \gamma_c}$	Schädigung n
$\gamma_c = [d_{11} + d_{12}e^{-d_3T}] \left[1 + d_4 \left(\left\langle \ln \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0} \right\rangle - \left\langle \ln \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_m} \right\rangle \right) \right]$	kritische Gleitung d_{11}, d_{12}, d_3, d_4
$\gamma_f = [d_1 + d_2e^{-d_3T}] \left[1 + d_4 \left(\left\langle \ln \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0} \right\rangle - \left\langle \ln \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_m} \right\rangle \right) \right]$	Bruchgleitung d_1, d_2
$T = \frac{\langle \sigma_m \rangle}{\sigma_{\text{eq}}}$	Triaxialität

10.2 Parameteridentifikation / Parameter identification

Das vorliegende Kapitel befasst sich mit der Parameteridentifikation des TAPO-Modells zur Beschreibung des Klebschichtverhaltens unter quasistatischer sowie schlagartiger Belastung. Zu Beginn werden die FE-Modelle der Grundproben dargestellt. Anschließend wird auf die Umsetzung der Randbedingungen in der Simulation eingegangen. Im dritten Abschnitt geht es um die Identifikation und Optimierung der Modellparameter mit dem Programm LS-OPT [SRB 14]. Dabei wird für jede Klebschichtdicke (0.3, 1 und 2 mm) ein einzelner Parametersatz identifiziert. Abschließend erfolgt mittels FE-Berechnungen die Verifikation der identifizierten Parameter.

10.2.1 FE-Modell der Grundversuche / FE-model of basic tests

Im Folgenden wird das FE-Modell der Zugscherprobe, der Kopfzugprobe und der Schrägzugprobe mit 30° und 60° Neigung vorgestellt. Bei allen FE-Modellen werden Symmetrieeigenschaften ausgenutzt, so dass nur die halbe bzw. viertel Probe modelliert wird. Die Probengeometrien und Abmaße aus Kap. 3.3.3 sind Grundlage für die Erstellung des FE-Modells. Die Klebschicht wird in allen FE-Modellen mit einem Element über die Dicke diskretisiert, um netzabhängige Simulationsergebnisse zu vermeiden. Die Diskretisierung erfolgt ausschließlich mit dreidimensionalen, vollintegrierten Solid-Elementen (Elementform -2). Zur Charakterisierung der massiven Stahlfügeteile wird bei allen Proben das linear-elastische Materialmodell MAT_ELASTIC aus LS-DYNA mit den Parametern $E = 210000$ MPa und $\nu = 0.3$ verwendet.

Zugscherprobe

In Abb. 10-5 ist das FE-Modell der Zugscherprobe für eine Klebschichtdicke von $d_k = 0.3$ mm und einer Überlappungslänge von 5 mm dargestellt. Das FE-Modell besteht aus zwei Stahlfügeteilen, die über die Klebschicht miteinander verbunden sind. Durch die Probengeometrie soll die Klebschicht bei Lasteinleitung nahezu homogen auf Schub beansprucht werden. Die Lasteinleitung und gelenkige Lagerung erfolgt im Versuch über Schraubverbindungen, die sich am linken und rechten Rand der Fügeteile befinden. Im FE-Modell wird die Schraubverbindung über Starrkörper abgebildet, wobei der Rotationspunkt der einzelnen Starrkörper über einen zusätzlich eingeführten Knoten an die Position der Gelenkmitte gelegt wird, siehe Abb. 10-5 rechts. Die Rotation um die Extraknoten wird in LS-DYNA über die Befehle *CONSTRAINED_EXTRA_NODES_NODE und *PART_INERTIA umgesetzt. Die Klebschicht wird über die Breite mit drei, über die Länge mit sechs und über die Dicke mit einem Element diskretisiert. Dabei erfolgt die Anbindung der Klebschicht an die Stahlfügeteile über eine direkte Knotenanbindung. Die Kraftauswertung erfolgt über eine *SECTION_PLANE in der alle Knotenkräfte aufsummiert werden. Im Versuch wird zur Wegauswertung die Relativverschiebung zwischen den beiden Fügeteilen aus Stahl gemessen. In der Simulation zeigt die Auswertung der Relativver-

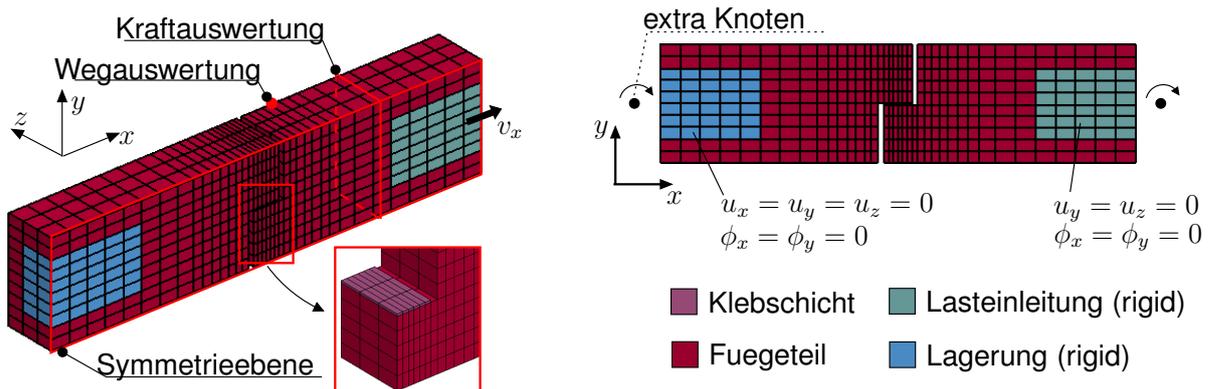


Abbildung 10-5: FE-Modell der Zugscherprobe mit einer Überlappungslänge von 5 mm
Figure 10-5: FE-model of shear specimen with an overlap length of 5 mm

schiebung zwischen den Stahlfügeteilen im Vergleich mit der Auswertung am einzelnen Knoten vernachlässigbare Abweichungen auf. Deshalb wird in der Simulation die Verschiebung an dem in Abb. 10-5 markierten Knoten ausgewertet. Die in der Simulation verwendeten translatorischen und rotatorischen Freiheitsgrade der Starrkörper können Abb. 10-5 entnommen werden.

Schrägzugprobe mit 30° und 60° Neigung

Das FE-Modell der Schrägzugprobe für 30° und 60° Neigung ist jeweils in Abb. 10-6 dargestellt. Bei den Schrägzugproben ist die Klebschicht gegenüber der Belastungsrichtung um 30° und um 60° geneigt. Somit stellt sich in der Klebschicht bei beiden Proben eine kombinierte Beanspruchung aus Zug und Schub ein, wobei bei der 30°-Probe der Schubanteil und bei der 60°-Probe der Zuganteil dominiert. Die FE-Modelle der Schrägzugproben bestehen aus zwei Stahlfügeteilen, die über eine direkte Knotenanbindung mit der Klebschicht verbunden sind. Die Modellierung der Einspannung und Lasteinleitung erfolgt wie bei der Zugscherprobe über Starrkörper mit einem zusätzlichen Knoten als Rotationspunkt. Die translatorischen und rotatorischen Freiheitsgrade der Starrkörper entsprechen denen der Zugscherprobe, vgl. Abb. 10-5. In beiden

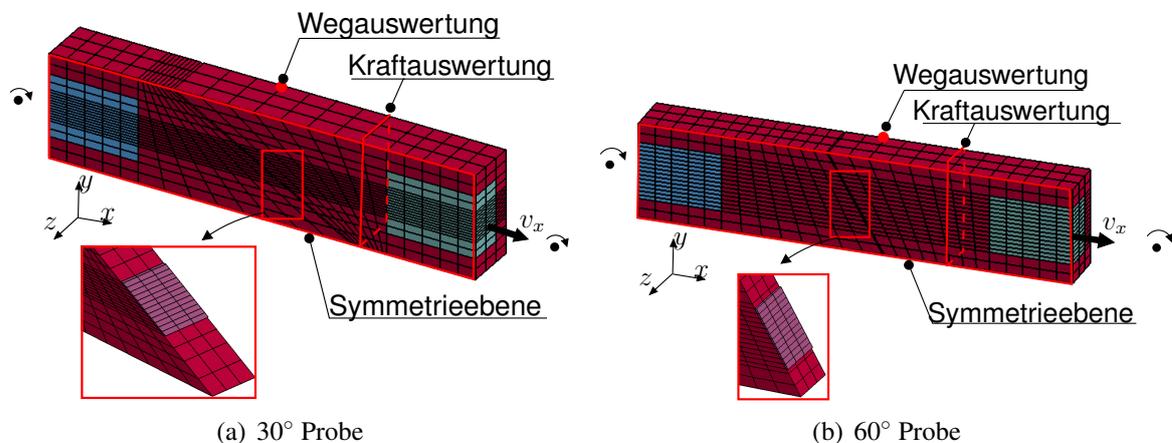


Abbildung 10-6: FE-Modelle der Schrägzugproben für kombinierte Beanspruchung der Klebschicht
Figure 10-6: FE-models of diagonal pull specimens for combined loading of adhesive layer

FE-Modellen wird die Klebschicht mit $3 \times 12 \times 1$ Elementen diskretisiert. Die Wegauswertung erfolgt in der Simulation über den in Abb. 10-6 gekennzeichneten Knoten und die Kraftauswertung über die dargestellte Ebene.

Kopfzugprobe

Bei der Kopfzugprobe wird die Klebschicht durch eine Zugbelastung in Dickenrichtung beansprucht. Das FE-Modell der Kopfzugprobe ist für einen Kopfdurchmesser von $\varnothing = 15$ mm in Abb. 10-7 dargestellt. Es besteht aus den Stahlfügeteilen, den Starrkörpern zur Abbildung der Lagerung und Lasteinleitung sowie der Klebschicht, die mit 16 Elementen über die Fläche diskretisiert und über eine direkte Knotenanbindung mit den Stahlfügeteilen verbunden ist. Als Randbedingung wird die Geschwindigkeit v_x aufgebracht, wobei alle anderen Freiheitsgrade der Starrkörper gesperrt sind. Die Kraftauswertung erfolgt über die in Abb. 10-7 definierte Schnittebene und die Wegauswertung am gekennzeichneten Knoten.

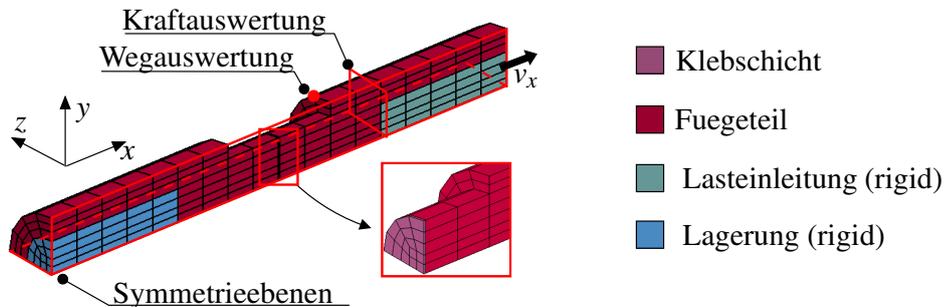


Abbildung 10-7: FE-Modell der Kopfzugprobe mit einem Durchmesser von $\varnothing = 15$ mm
Figure 10-7: FE-model of butt-joint specimen with an diameter of $\varnothing = 15$ mm

10.2.2 Randbedingungen für die Simulation / Boundary conditions for simulation

Im folgenden Abschnitt wird erläutert, wie in der Simulation der Klebstoffproben die Randbedingungen aufgebracht werden. Die in den Simulationsberechnungen verwendeten Geschwindigkeiten sowie Zeitskalierungsfaktoren werden an entsprechender Stelle in Kapitel 10.2.3 angegeben. Im Fall der quasistatischen Versuchsdurchführung wird die Klebschicht bei einer Soll-Dehnrates von $\dot{\epsilon}_{qs} = 0.002$ 1/s und unter schlagartiger Belastung bei $\dot{\epsilon}_{crash} = 1000$ 1/s geprüft. Die Soll-Dehnrates berechnet sich aus der Klebschichtdicke d_k und der Soll-Geschwindigkeit v .

$$\dot{\epsilon} = v/d_k \quad (10-17)$$

Als Randbedingungen in der Simulation wird die Geschwindigkeit über

$$\tilde{v}(t) = 0.5\tilde{v}_{Sim}(1 + \tanh[bt - \pi]) \quad (10-18)$$

vorgegeben. Durch die Verwendung der Tangens-Hyperbolicus-Funktion wird die Randbedingung in der Simulation kontinuierlich aufgebracht, so dass keine Unstetigkeiten im Beschleunigungs-Zeitverlauf vorliegen und damit der Einfluss des Rucks minimiert wird. In Abb. 10-8 ist der Geschwindigkeits-Zeitverlauf und der sich daraus ergebende Verschiebungsverlauf für Gl. (10-18) schematisch dargestellt. Die Berechnung mittels expliziter Zeitintegration der Bewegungsgleichungen im FE-Code LS-DYNA [Hal15] erfordert bei der Abbildung der quasistatischen Versuche eine „Zeitskalierung“ aufgrund der langen Prüfzeit. Die Soll-Geschwindigkeit v aus den Versuchen wird in der Simulation über

$$\tilde{v}_{\text{Sim}} = \text{fac} \cdot v \quad (10-19)$$

vorgegeben, wobei mit der Variable fac die Geschwindigkeit hochgesetzt wird. Für die Klebschichtdicken $d_k = 0.3, 1$ und 2 mm werden bei quasistatischer Belastung die Faktoren $\text{fac}=5\text{e}4, 3\text{e}4$ und $2\text{e}4$ verwendet. Mit Gl. (10-19) und Gl. (10-17) kann die in der Simulation als Randbedingung vorgegebene Geschwindigkeit für die einzelnen Klebschichtdicken berechnet werden. Für die Simulationen der Versuche unter schlagartiger Belastung müssen geeignete Randbedingungen in Form von Geschwindigkeiten ermittelt werden, da bei der Versuchsdurchführung keine konstanten Soll-Dehnraten bzw. Soll-Geschwindigkeiten vorliegen. Das Vorgehen zum Auffinden der Geschwindigkeitsrandbedingung wird exemplarisch an der Zugscherprobe mit einer Klebschichtdicke von $d_k = 0.3$ mm und einer Überlappungslänge von $\ddot{U}L = 5$ mm vorgestellt. Für alle anderen Proben und Klebschichtdicken erfolgt die Bestimmung analog dazu. Mit den Parametern für den ratenabhängigen JOHNSON/COOK-Ansatz wird der Fließbeginn beeinflusst. Daher wird die Geschwindigkeit am Fließbeginn im Versuch als konstante Geschwindigkeit in der Simulation vorgegeben. In Abb. 10-9(a) ist der Spannungs-Verschiebungs-Verlauf der Zugscherprobe dargestellt. Der Fließpunkt wird im Versuch bei einer Relativverschiebung von 0.025 mm erreicht. Dieser Wert der Verschiebung wird als horizontale Linie in das Verschiebungs-Zeit- und Geschwindigkeits-Zeit-Diagramm in Abb. 10-9(b) eingezeichnet (grüne Linie). Am Schnittpunkt der Verschiebungs-Zeit-Kurve (schwarze Kurve) und der horizontalen Hilfslinie wird die Geschwindigkeit beim Fließbeginn an der blauen Kurve ermittelt. In der Simulation wird die Geschwindigkeit als konstante Randbedingung vorgegeben. Für die einzelnen Klebschichtdicken sind die ermittelten Geschwindigkeiten in Tabelle 10-2 zusammengefasst. Die in

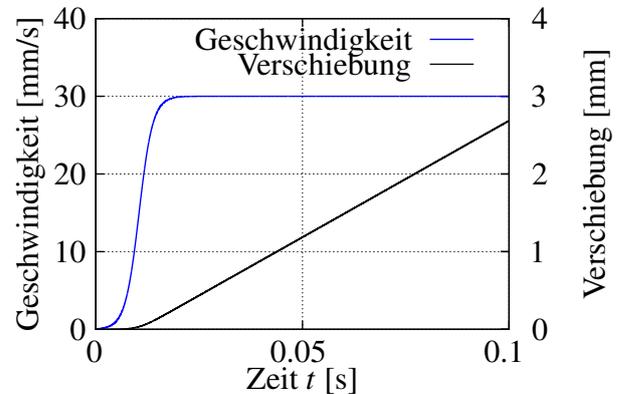


Abbildung 10-8: Verlauf der Geschwindigkeits- und Verschiebungsrandbedingung
Figure 10-8: Course of velocity and displacement boundary condition

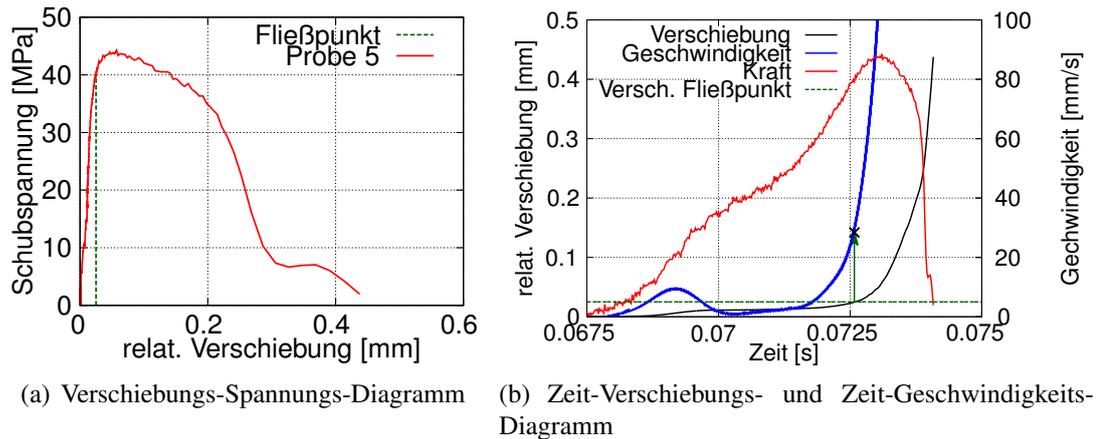


Abbildung 10-9: Vorgehen zur Bestimmung der Simulationsgeschwindigkeit exemplarisch an Versuchsdaten der Zugscherprobe unter schlagartiger Belastung

Figure 10-9: Procedure to determine the velocity for simulation with experimental data of shear specimen under impact loading

LS-DYNA verwendeten „Keywords“ zur Umsetzung der Randbedingungen können dem Anhang B.1 entnommen werden.

Tabelle 10-2: Ermittelte Randbedingungen für die Simulation der Klebstoffproben unter schlagartiger Belastung

Table 10-2: Determined boundary conditions for simulation of adhesive specimens under impact loading

	Geschwindigkeit v_{Sim} [mm/s]		
	$d_k = 0.3 \text{ mm}$	$d_k = 1 \text{ mm}$	$d_k = 2 \text{ mm}$
Zugscherprobe	30	100	1000
Kopfzugprobe	6	33	640
Schrägzugprobe 30°	28	100	420
Schrägzugprobe 60°	22	80	126

10.2.3 Optimierung der Modellparameter sowie Verifikations- und Validierungsrechnungen / Optimisation of model parameters and verification and validation calculations

Die Modellparameter des TAPO-Modells werden an der dicken Zugscherprobe, Kopfzugprobe und der Schrägzugprobe mit 30° Neigung identifiziert und optimiert. Mit den Versuchsdaten der Schrägzugprobe mit 60° Neigung werden die optimierten Modellparameter im Anschluss validiert¹. Die Identifikation und Optimierung wird mit der Optimierungssoftware LS-OPT [SRB 14] durchgeführt und lehnt sich an das Vorgehen aus dem Forschungsprojekt-958 [MHH 15] an. Dabei werden zur Beschreibung des Klebschichtverhaltens unter quasistatischer und schlagartiger Belastung zwei Optimierungen durchgeführt. Zuerst wird das Materialverhalten der Klebschicht charakterisiert, indem die Modellparameter unter quasistatischer Belastung ermittelt werden. An-

¹Auf ausdrücklichen Wunsch des Arbeitskreises sollte die Identifikation nur an drei Grundversuchen erfolgen und die Anzahl der zu identifizierenden Parameter durch die Annahme $a_2 = a_2^*$ reduziert werden.

schließlich wird bei der zweiten Optimierungsrechnung das ratenabhängige Klebschichtverhalten berücksichtigt, indem nur die Parameter für den Ansatz nach JOHNSON und COOK an den Versuchsdaten unter schlagartiger Belastung optimiert werden. Die Schubfließgrenze τ_0 kann bei quasistatischer Belastung ohne Optimierung direkt an den Versuchsdaten der Zugscherprobe identifiziert werden. An den experimentellen Verläufen ist zu erkennen, dass in der Klebschicht keine nennenswerte Verfestigung vorliegt. Daher wird das Materialverhalten ideal-plastisch modelliert, indem die Parameter q , b und H der Verfestigungsspannung zu Null gesetzt werden. Der Wert des Exponenten der Schädigungsdifferentialgleichung $n = 2$ wird aus dem Abschlussbericht des Projekts 958 [MHH 15] auf Seite 65 übernommen. Für die weiteren Parameter ist es zweckmäßig, die Optimierung nur an denjenigen Versuchen durchzuführen, bei denen die Parameter einen unmittelbaren Einfluss auf die Modellantwort ausüben. In Tabelle 10-3 sind die zugrunde liegenden Versuchsdaten für die Identifikation der einzelnen Parameter angegeben.

Tabelle 10-3: Versuche zur Optimierung der Parameter des TAPO-Modells
Table 10-3: Test data for optimisation of parameters of TAPO-model

	Parameter									
	a_1	a_2	d_{11}	d_{12}	d_1	d_2	d_3	C	$\dot{\gamma}_m$	d_4
Zugscherprobe				×		×		×	×	×
Kopfzugprobe	×	×	×		×			×	×	×
Schrägzugprobe 30°	×	×					×	×	×	×

Verifikationsrechnungen

An der Kopfzug-, Zugscher- und Schrägzugprobe mit 30° Neigung werden die identifizierten Parameter verifiziert. Die experimentellen Ergebnisse der Schrägzugprobe mit 60° Neigung werden zur Validierung verwendet, da sie nicht zur Identifikation der Modellparameter herangezogen werden. Der identifizierte Parametersatz für die einzelnen Klebschichtdicken kann Tabelle B-1 im Anhang B.2 entnommen werden. Bei der Darstellung der Simulationsergebnisse werden die in der Optimierung verwendeten experimentellen Zielkurven schwarz hervorgehoben. Mit der axialen Kraft F aus der Simulation, der Klebfläche A_{Kleb} , der Knotenverschiebung u und der Klebschichtdicke d_k werden die nominellen Spannungen und Dehnungen berechnet zu (vgl. Kapitel 10.2.1):

$$\sigma = \frac{F}{A_{\text{Kleb}}} \quad \text{und} \quad \varepsilon = \frac{u}{d_k} . \quad (10-20)$$

Diskussion Simulationsergebnisse $d_k = 0.3$ mm

In Abb. 10-10 sind die Verifikationsrechnungen für die Klebschichtdicke von 0.3 mm unter quasistatischer und schlagartiger Belastung dargestellt. Die Verläufe aus den Verifikationsrechnungen unter quasistatischer Belastung zeigen eine gute Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Kurven hinsichtlich der Steifigkeit, des Fließbeginns und des Bruchwegs. Unter schlagartiger Belastung wird in der Simulation die Zunahme des Fließbeginns aus den Experimenten

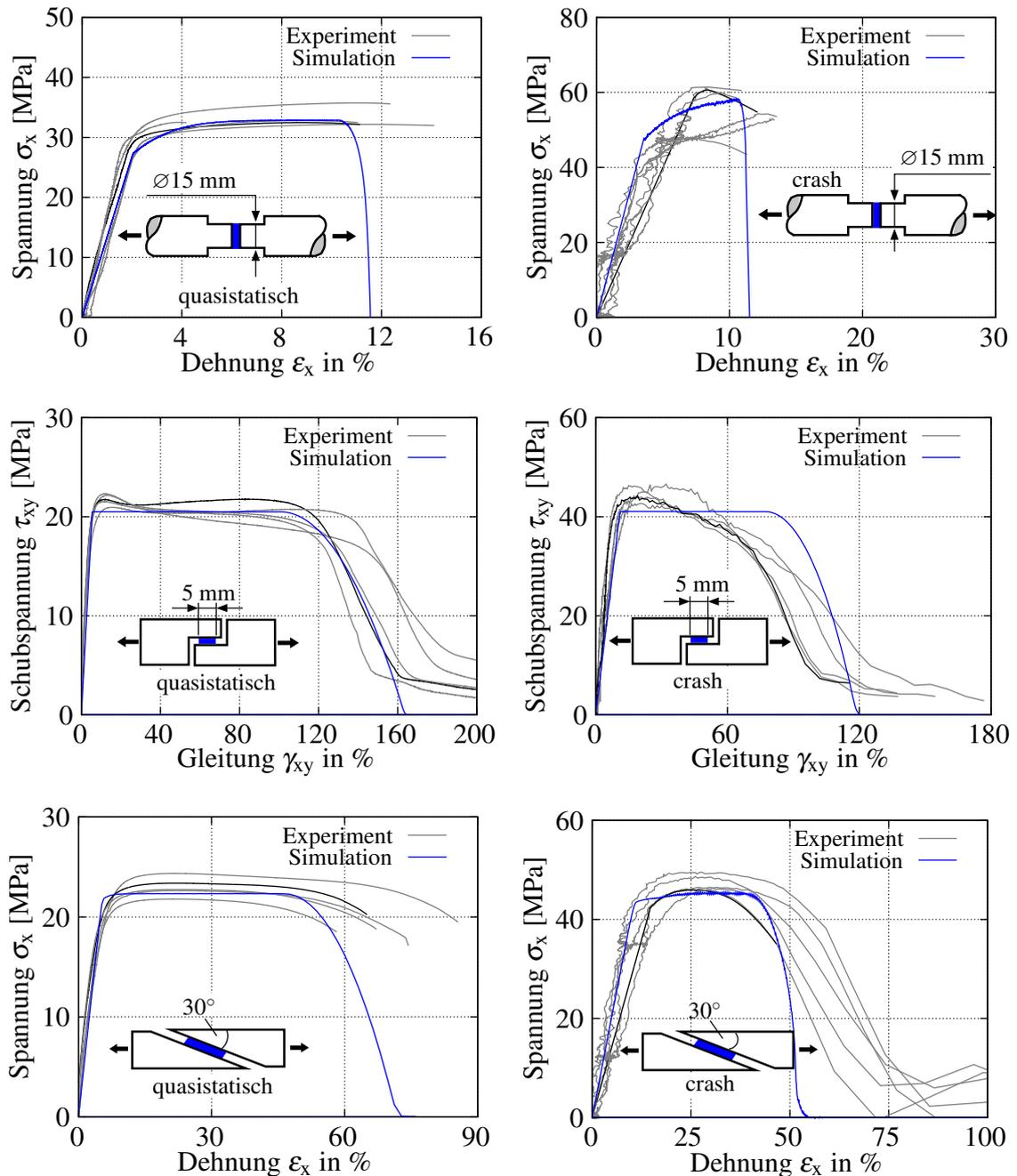


Abbildung 10-10: Verifikation der identifizierten Parameter des TAPO-Modells für Klebschichtdicke $d_k = 0.3$ mm

Figure 10-10: Verification of identified parameters of TAPO-model for adhesive with thickness $d_k = 0.3$ mm

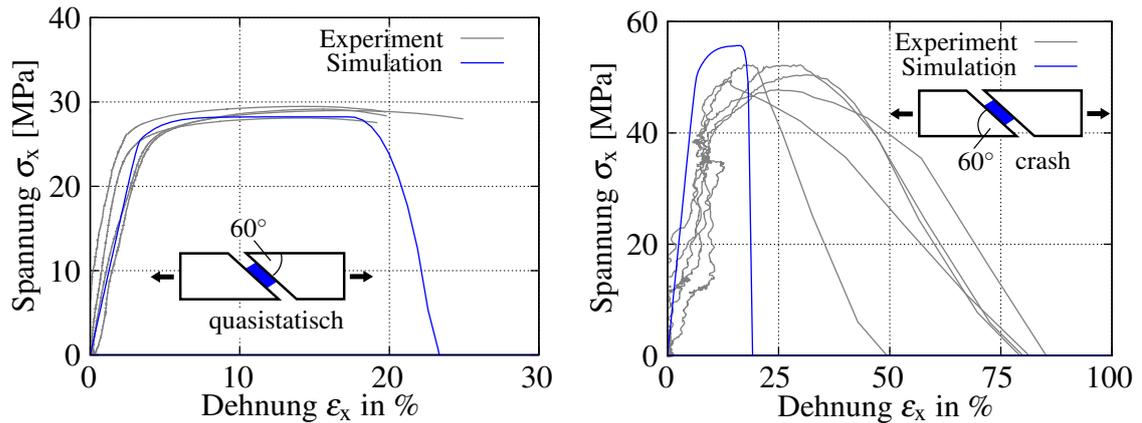


Abbildung 10-11: Validierung des TAPO-Modells für Klebschichtdicke $d_k=0.3$ mm
 Figure 10-11: Validation of TAPO-model for adhesive with thickness $d_k=0.3$ mm

gut abgebildet. Auch die Bruchwege stimmen mit denen aus den Versuchen überein, wobei der Bruchweg bei der Schrägzugprobe mit 30° Neigung etwas unterschätzt wird. Bei der Schrägzugprobe mit 60° Neigung, die zur Validierung und nicht zur Identifikation der Parameter herangezogen wird, stimmt die Steifigkeit, die Traglast und der Bruchweg aus der Simulation mit denjenigen Werten aus den Versuchen unter quasistatischer Belastung gut überein, siehe Abb. 10-11. Bei schlagartiger Belastung wird der Fließbeginn etwas überschätzt und der Bruchweg hingegen etwas unterschätzt.

Diskussion Simulationsergebnisse $d_k=1$ mm

Das berechnete Klebschichtverhalten an der Kopfzug-, Zugscher- und Schrägzugprobe mit 30° Neigung unter quasistatischer Belastung stimmt gut mit den experimentellen Verläufen überein, siehe Abb. 10-12 und Abb. 10-13. Dies trifft auch auf die Simulationsergebnisse unter schlagartiger Belastung zu, wobei der Bruchweg für die Kopfzugprobe unterschätzt und für die Zugscherprobe überschätzt wird. Bei den Versuchen unter schlagartiger Belastung ist bei den Bruchwegen zwischen den einzelnen Proben keine eindeutige Tendenz zu erkennen. Bei der Kopfzugprobe ist

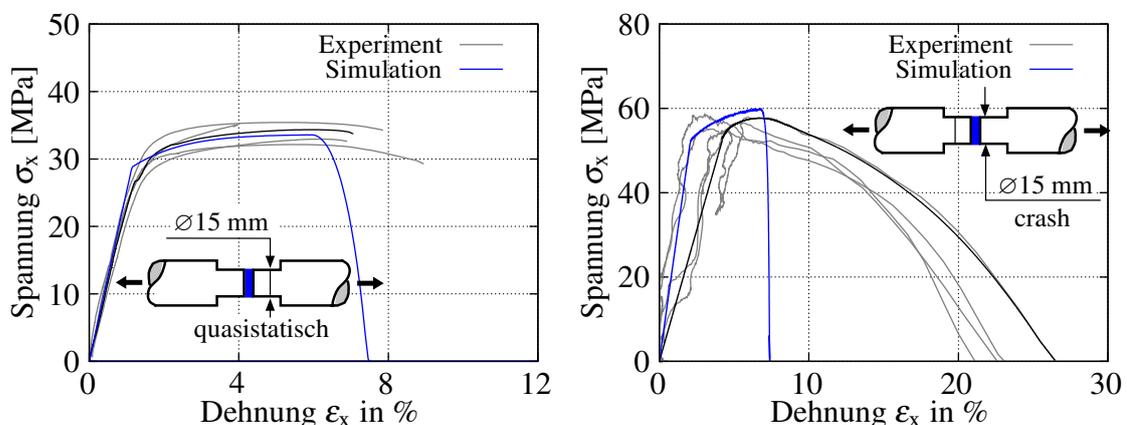


Abbildung 10-12: Verifikationsrechnungen der Kopfzugprobe für Klebschichtdicke $d_k=1$ mm
 Figure 10-12: Verification result of butt-joint specimen for adhesive with thickness $d_k=1$ mm

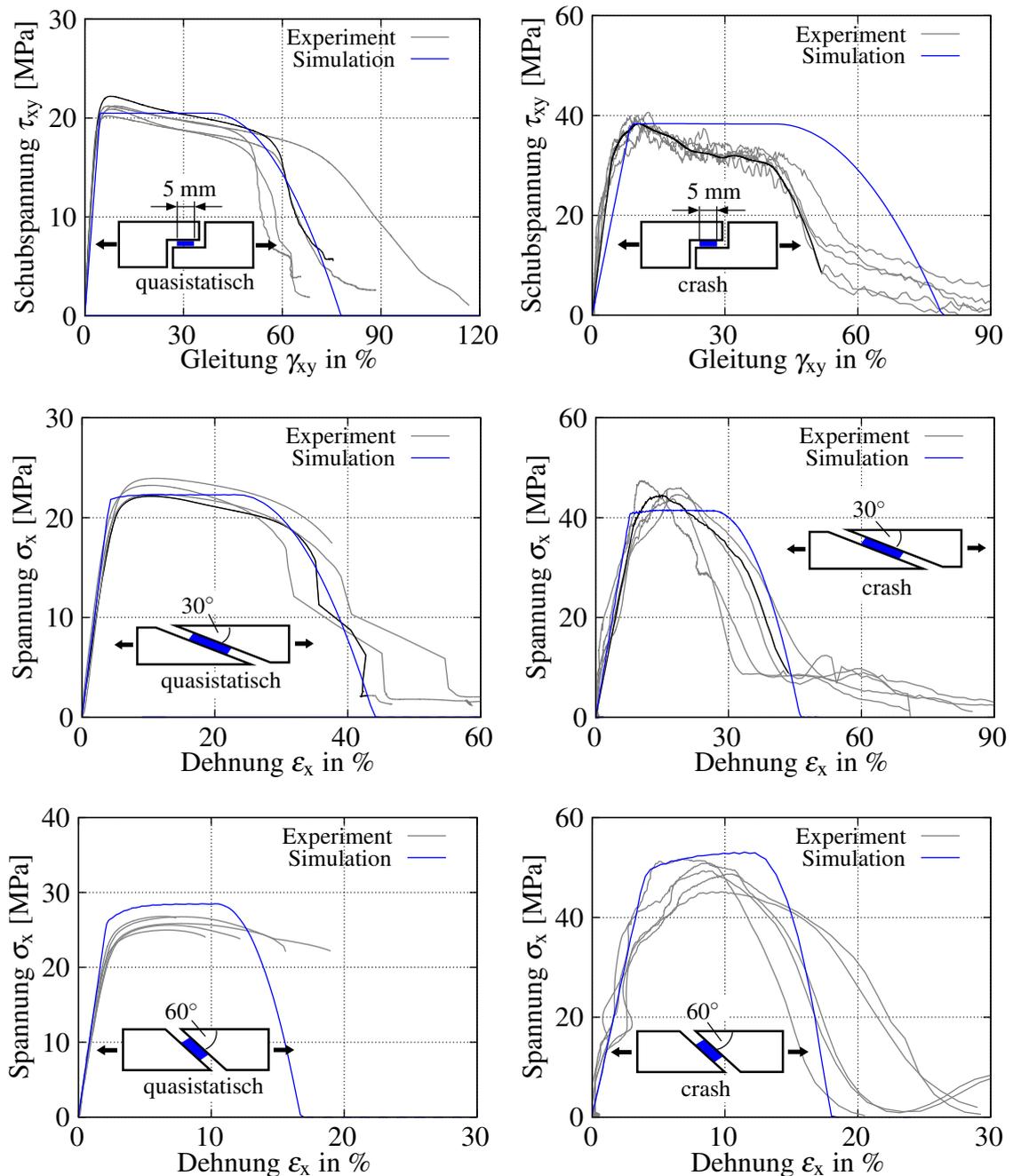


Abbildung 10-13: Verifikation und Validierung des TAPO-Modells für Klebschichtdicke $d_k = 1$ mm
 Figure 10-13: Verification and validation of TAPO-model for adhesive with thickness $d_k = 1$ mm

beispielweise der Bruchweg unter schlagartiger Belastung größer als unter quasistatischer Belastung. Bei der Zugscherprobe hingegen ist der Bruchweg unter quasistatischer Belastung größer als unter schlagartiger. Im TAPO-Modell kann mit dem Parameter d_4 der Bruchweg für die Simulationen unter schlagartiger Belastung über die kritische Gleitung γ_c und die Bruchgleitung γ_f angepasst werden. Mit nur einem Modellparameter kann jedoch der im einen Fall größer und im anderen Fall kleiner werdende Bruchweg unter schlagartiger Belastung nicht abgebildet werden. Bei der Validierung an der Schrägzugprobe mit 60° Neigung unter quasistatischer Belastung wird

die Steifigkeit und der Bruchweg in der Simulation gut abgebildet. Die Traglast wird jedoch überschätzt, was eventuell auf die Genauigkeit der Versuchsdaten zurückgeführt werden kann. Beim Vergleich der experimentellen Daten der Schrägzugprobe mit 60° Neigung unter quasistatischer Belastung ist zu erkennen, dass die Traglast bei einer Klebschichtdicke von $d_k = 1$ mm bei ca. 25 MPa liegt, wohingegen dieser Wert bei den beiden anderen Klebschichtdicken etwa 29 MPa beträgt. Unter schlagartiger Belastung wird bei der Validierungsrechnung an der Schrägzugprobe mit 60° Neigung insgesamt eine zufriedenstellende Übereinstimmung erzielt.

Diskussion Simulationsergebnisse $d_k = 2$ mm

Die Simulationsergebnisse unter quasistatischer und schlagartiger Belastung sind für die Klebschicht mit einer Dicke von $d_k = 2$ mm in Abb. 10-14 und Abb. 10-15 dargestellt. Bei der Kopfzug- und Zugscherprobe stimmt der Spannungs-Dehnungs-Verlauf aus der Simulation unter quasistatischer Belastung gut mit denen aus dem Versuch überein. Die Traglast wird bei der Schrägzugprobe mit 30° Neigung unter quasistatischer Belastung etwas unterschätzt. Der Fließbeginn wird bei der Kopfzug-, Zugscher- und Schrägzugprobe mit 30° Neigung unter schlagartiger Belastung zuverlässig getroffen, wohingegen die Bruchwege unterschätzt bzw. auch überschätzt werden. Die Gründe dafür sind bereits im Zusammenhang mit den Simulationsergebnis-

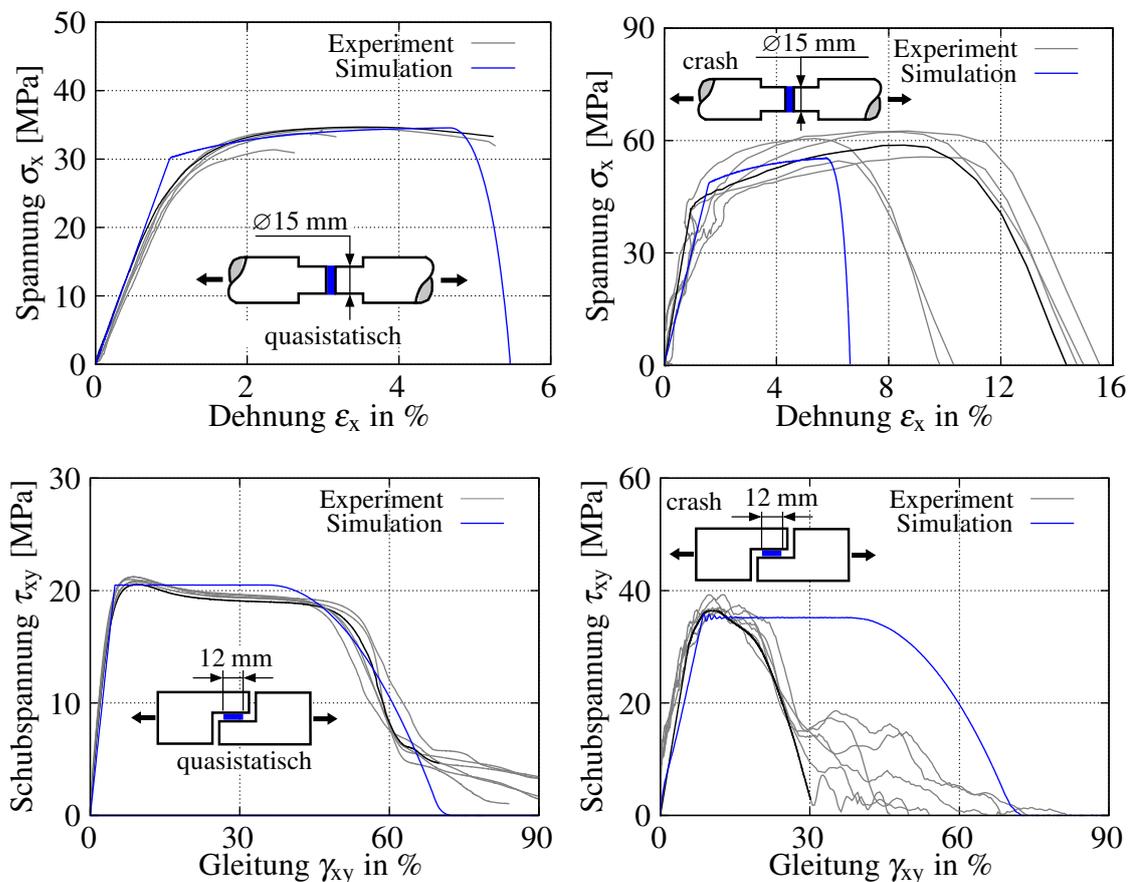


Abbildung 10-14: Verifikation des TAPO-Modells für Klebschichtdicke $d_k = 2$ mm
 Figure 10-14: Verification of TAPO-model for adhesive with thickness $d_k = 2$ mm

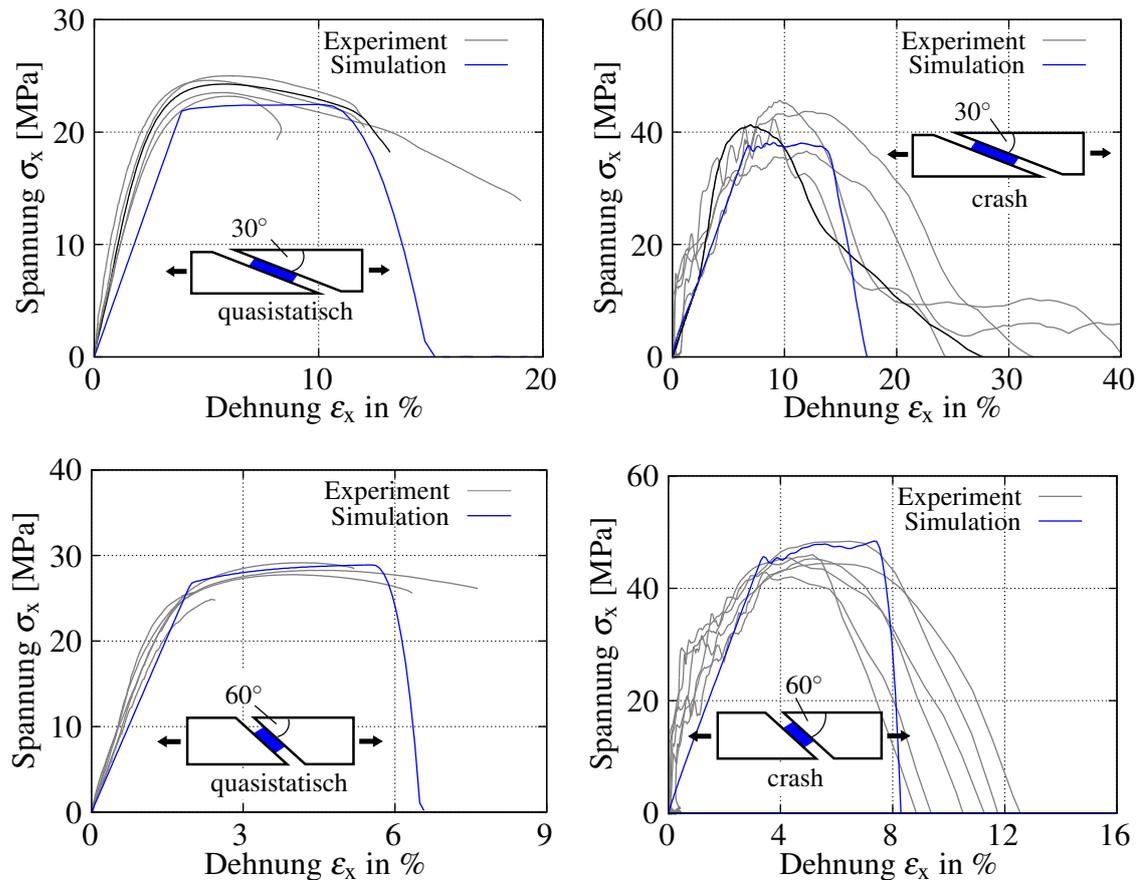


Abbildung 10-15: Verifikation und Validierung des TAPO-Modells für Klebschichtdicke $d_k=2$ mm
 Figure 10-15: Verification and Validation of TAPO-model for adhesive with thickness $d_k=2$ mm

sen für eine Klebschichtdicke von $d_k=1$ mm diskutiert worden. Zur Optimierung der Modellparameter wird nur bei dieser Klebschichtdicke die Zugscherversuche mit einer Überlappungslänge von $\ddot{U}L = 12$ mm verwendet. Die Versuchsdaten der Zugscherversuche mit der Überlappungslänge von 5 mm und der Klebschichtdicke von 2 mm zeigen nämlich im Vergleich zu den anderen Versuchsdaten der Zugscherversuche ein deutlich höheres Spannungsniveau auf, siehe Seite 140 in Kapitel 10.3. Die Validierungsrechnung der Schrägzugscherversuche mit 60° Neigung unter quasistatischer Belastung stimmt gut mit den experimentellen Verläufen überein. Auch beim Simulationsergebnis der Schrägzugscherversuche mit 60° Neigung unter schlagartiger Belastung wird für den Fließbeginn und den Bruchweg in der Simulation eine gute Übereinstimmung mit den Versuchen erzielt, vgl. Abb. 10-15.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass die eingesetzte Identifikations- und Optimierungsstrategie (Identifikation an drei Versuchen) in der Lage ist, das Klebschichtverhalten auch unter abweichender Beanspruchungen adäquat wiederzugeben.

10.3 Simulationsergebnis für unterschiedliche Kopfdurchmesser und Überlappungslängen / Simulation result for different diameters and overlap lengths

Bei der experimentellen Untersuchung der Klebschicht ist die Probengeometrie der Kopfzugprobe und der Zugscherprobe variiert worden. Dabei sind unter quasistatischer Belastung die Versuche an folgenden Probengeometrien durchgeführt worden:

- Zugscherprobe mit Überlappungslänge von 5, 12 und 20 mm
- Kopfzugprobe mit Durchmesser von 10, 15 und 20 mm

Unter schlagartiger Belastung hingegen erfolgte die Prüfung nur für die Überlappungslänge von 5 und 12 mm und für den Kopfdurchmesser von 10 und 15 mm. Zur Identifikation der Parameter des TAPO-Modells wird jeweils nur eine Probenkonfiguration der oben genannten zu Grunde gelegt, siehe Kapitel 10.2.3. Nachfolgend werden die Simulationsergebnisse für die Probenkonfigurationen vorgestellt, die nicht zur Identifikation der Modellparameter herangezogen worden sind.

Kopfzugprobe

In Abb. 10-16 und Abb. 10-17 ist das Simulationsergebnis der Kopfzugprobe unter quasistatischer Belastung für die einzelnen Klebschichtdicken sowie Kopfdurchmesser dargestellt. Für die Probe mit der Klebschichtdicke von 0.3 mm und dem Kopfdurchmesser von 10 mm wird der Spannungs-Dehnungs-Verlauf aus dem Versuch mit dem aus der Simulation hinsichtlich der Steifigkeit, dem Fließbeginn und dem Bruchweg gut abgebildet, siehe Abb. 10-16(a). Dahingegen ist

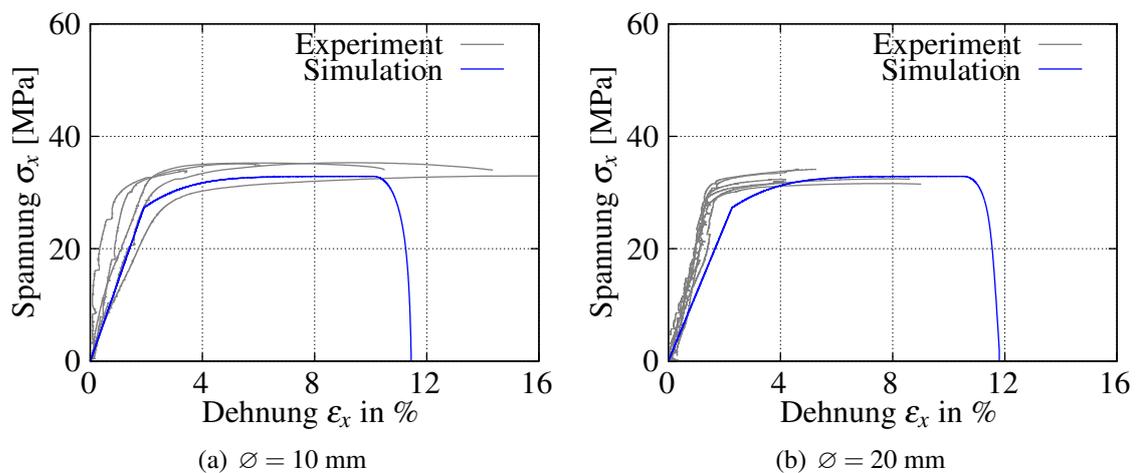


Abbildung 10-16: Simulationsergebnis der Kopfzugprobe unter quasistatischer Belastung mit Klebschichtdicke von 0.3 mm für zwei Kopfdurchmesser
 Figure 10-16: Simulation result of butt-joint specimen under quasi-static loading for adhesive layer with thickness of 0.3 mm and two diameters

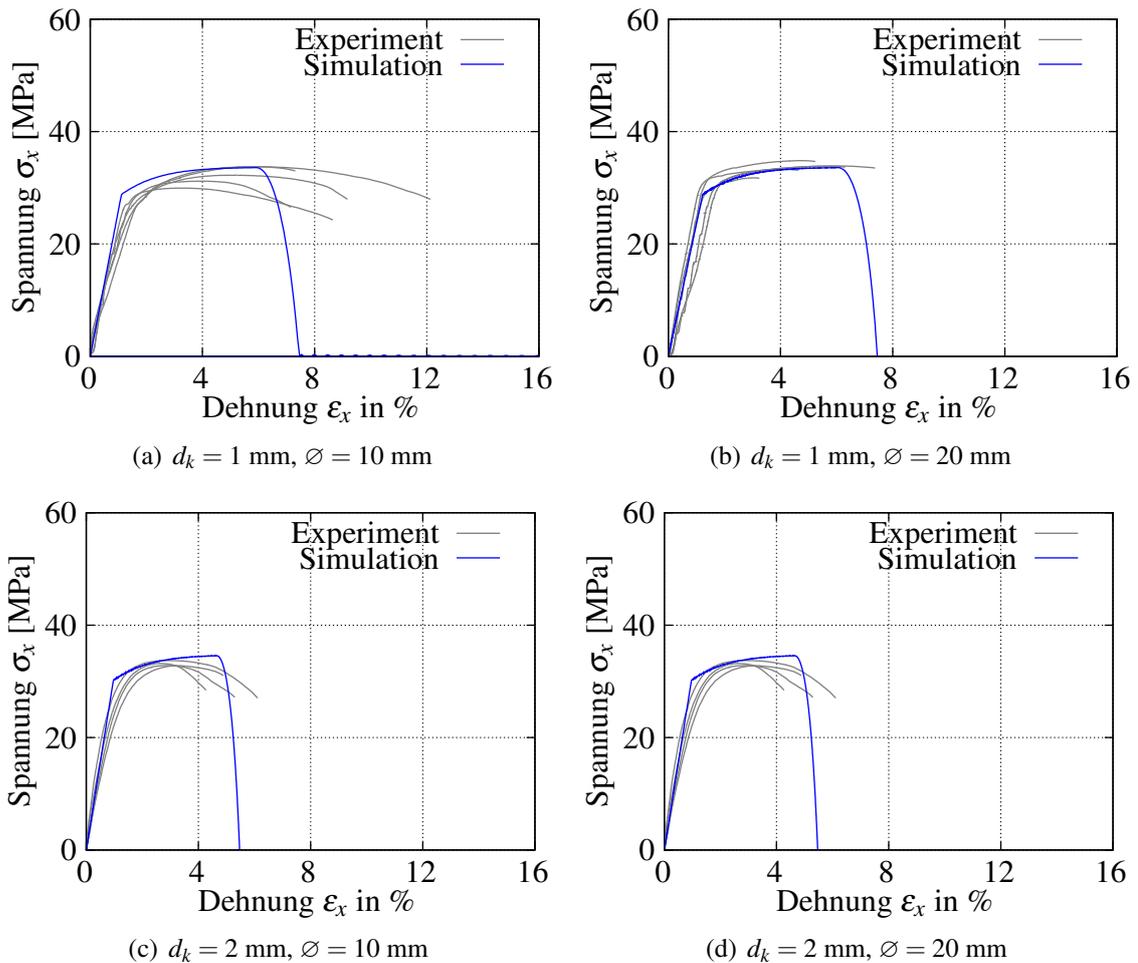


Abbildung 10-17: Simulationsergebnis der Kopfzugprobe für unterschiedliche Klebschichtdicken d_k und Durchmesser bei quasistatischer Belastung

Figure 10-17: Simulation result of butt-joint specimen under quasi-static loading for different adhesive layers and diameters

bei dieser Klebschichtdicke der Spannungs-Dehnungs-Verlauf aus dem Versuch an der Probe mit einem Kopfdurchmesser von 20 mm steifer und der Bruchweg kürzer, so dass es zur Abweichung mit dem Simulationsergebnis kommt, siehe Abb. 10-16(b). Für die beiden anderen Klebschichtdicken (1 und 2 mm) stimmt der Spannungs-Dehnungs-Verlauf aus der Simulation mit dem aus dem Experiment gut überein und zwar unabhängig vom vorliegenden Kopfdurchmesser, siehe Abb. 10-17.

Das Simulationsergebnis unter schlagartiger Belastung ist für die Kopfzugprobe mit dem Durchmesser von 10 mm in Abb. 10-18 für die einzelnen Klebschichtdicken dargestellt. Für die Klebschichtdicke von 0.3 mm wird mit dem Simulationsergebnis die Steifigkeit und der Fließbeginn aus dem Versuch gut wiedergegeben, wohingegen der Bruchweg unterschätzt wird, siehe Abb. 10-18(a). Auch die Steifigkeit, der Fließbeginn sowie der Bruchweg aus dem Versuch werden mit dem Spannungs-Dehnungs-Verlauf aus der Simulation bei einer Klebschichtdicke von 1 mm gut abgebildet, siehe Abb. 10-18(b). Die experimentellen Spannungs-Dehnungs-Verläufe

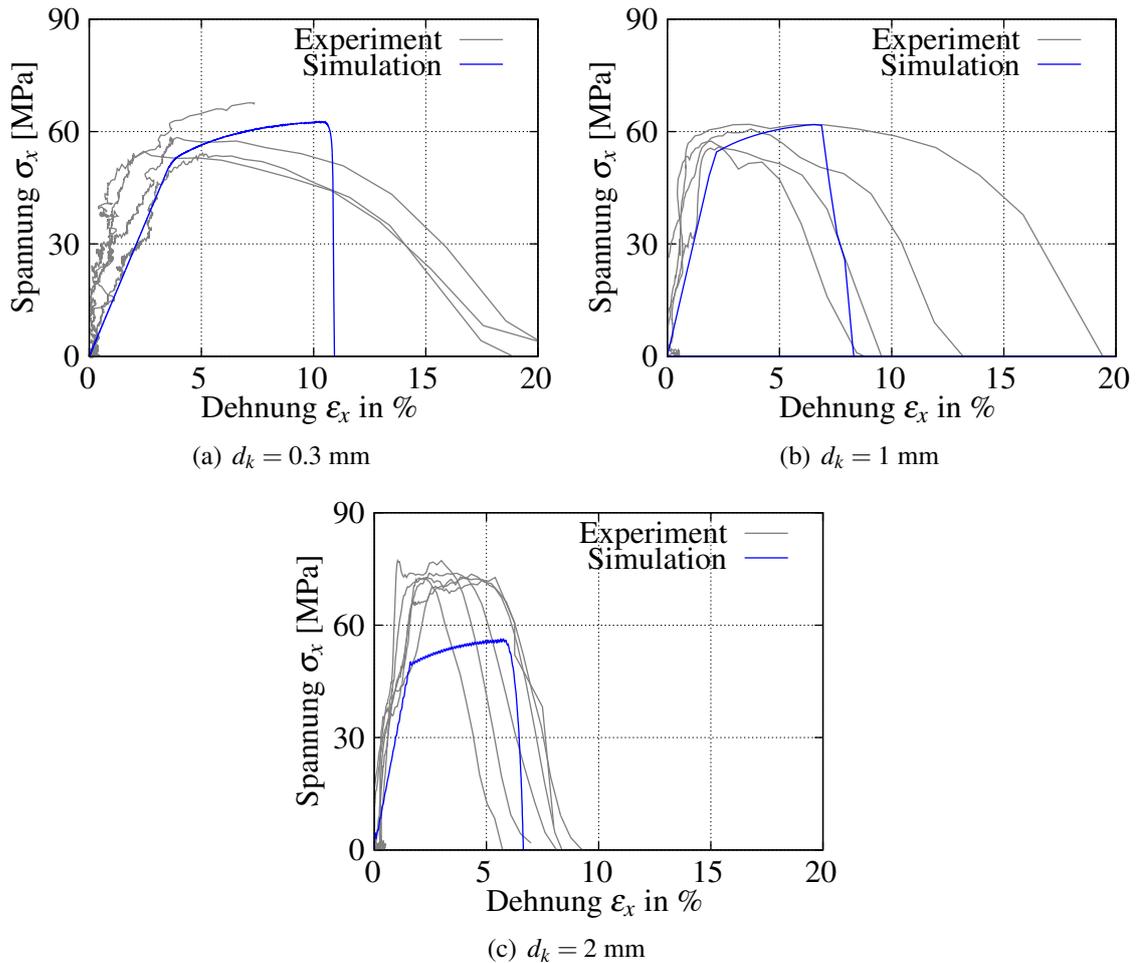


Abbildung 10-18: Simulationsergebnis der Kopfzugprobe mit einem Kopfdurchmesser von 10 mm für unterschiedliche Klebschichtdicken bei schlagartiger Belastung

Figure 10-18: Simulation result of butt-joint specimen with diameter of 10 mm under impact loading for different adhesive layers

zeigen für die Klebschichtdicke von 2 mm ein deutlich höheres Spannungsniveau auf als die Versuchsergebnisse für die beiden anderen Klebschichtdicken, vgl. Abb. 10-18. Daher wird mit dem Simulationsergebnis für die Klebschichtdicke von 2 mm nur die Steifigkeit und der Bruchweg zufriedenstellend wiedergegeben, siehe Abb. 10-18(c).

Zugscherprobe

In Abb. 10-19 ist das Simulationsergebnis der Zugscherprobe unter quasistatischer Belastung für drei Klebschichtdicken und zwei Überlappungslängen dargestellt. Der Spannungs-Gleitungsverlauf aus der Simulation gibt den Verlauf aus dem Versuch an der Zugscherprobe mit der Klebschichtdicke von 0.3 mm und der Überlappungslänge von 12 mm nur hinsichtlich der Steifigkeit gut wieder. Im Versuch liegt eine höhere Fließspannung und ein geringerer Bruchweg vor als im Versuch der zur Identifikation herangezogen worden ist, vgl. Abb. 10-10(c) und Abb. 10-19(a). Die Steifigkeit und der Fließbeginn aus dem Versuch an der Zugscherprobe mit der Überlappungslänge von 20 mm und der Klebschichtdicke von 0.3 mm werden mit dem Simulationser-

gebnis gut abgebildet, wohingegen der Bruchweg ein wenig überschätzt wird, siehe Abb. 10-19(b). Bei der Klebschichtdicke von 1 mm liegt unabhängig von der Überlappungslänge eine Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment hinsichtlich der Steifigkeit und dem Fließbeginn vor, siehe Abb. 10-19(c)-(d). Der Bruchweg wird für die Überlappungslänge von

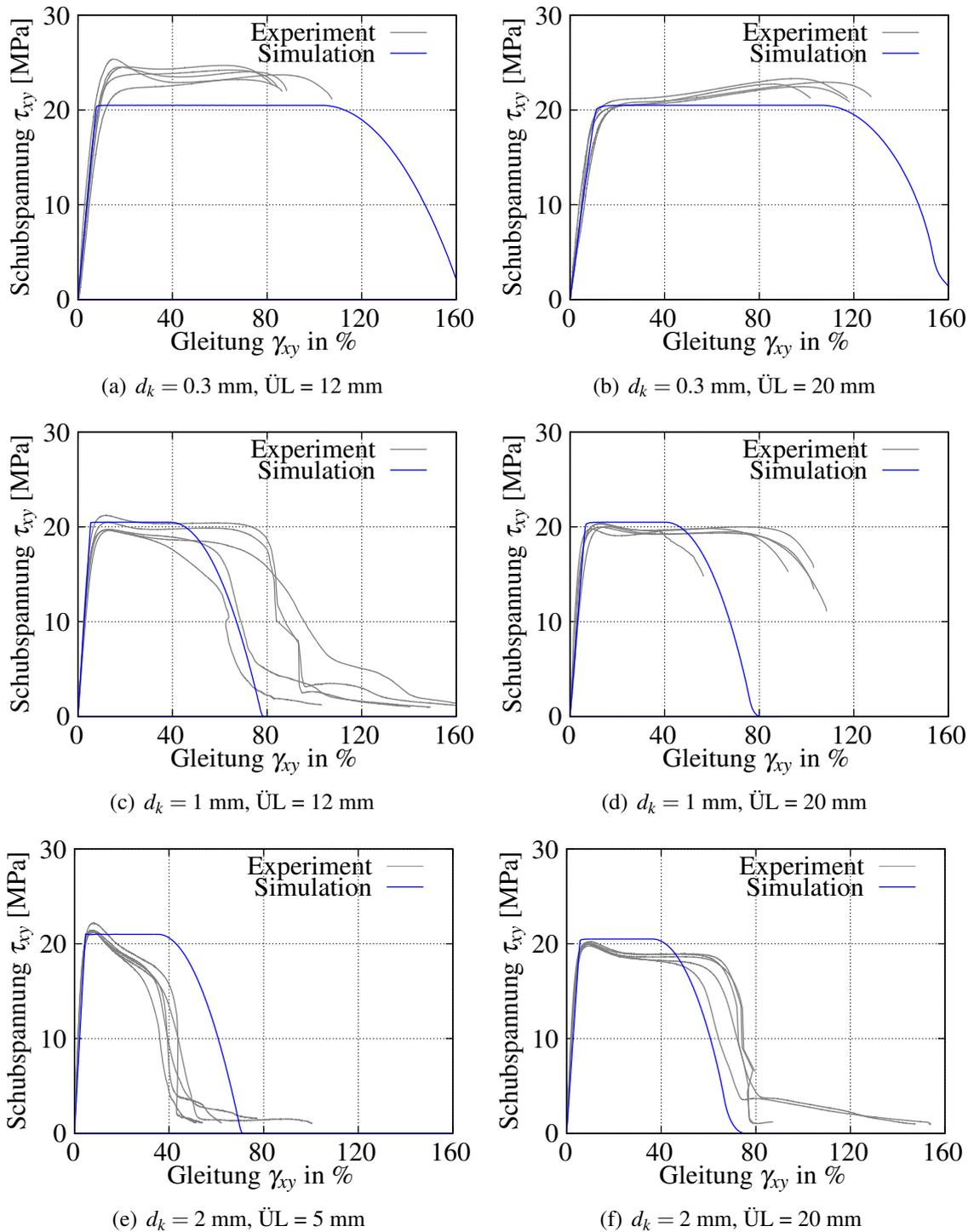


Abbildung 10-19: Simulationsergebnis der Zugeschprobe unter quasistatischer Belastung für drei Klebschichtdicken und zwei Überlappungslängen

Figure 10-19: Simulation result of shear specimen under quasi-static loading for three adhesive layers and two overlap lengths

12 mm gut abgebildet, wohingegen er bei 20 mm Überlappungslänge unterschätzt wird. Für die Klebschichtdicke von 2 mm wird der Spannungs-Gleitungs-Verlauf aus dem Versuch mit dem Simulationsergebnis gut beschrieben, wobei der Bruchweg bei 5 mm Überlappungslänge ein wenig überschätzt wird, siehe Abb. 10-19(e)-(f). Das Simulationsergebnis der Zugeschprobe unter schlagartiger Belastung ist für drei Klebschichtdicken und zwei Überlappungslängen in Abb. 10-20 dargestellt. Zu erkennen ist, dass für die Klebschichtdicke von 0.3 und 1 mm die Steifigkeit, der Fließbeginn sowie der Bruchweg aus dem Versuch mit dem Simulationsergebnis gut abgebildet werden kann, siehe Abb. 10-20(a)-(b). Die Versuchsergebnisse der Zugscherprobe mit der Klebschichtdicke von 2 mm und der Überlappungslänge von 5 mm zeigen im Vergleich zu den Ergebnissen bei einer kleineren Klebschichtdicke ein deutlich höheres Spannungsniveau auf. Aus diesem Grund sind bei der Identifikation der Modellparameter des TAPO-Modells für die Klebschichtdicke von 2 mm die Versuchsdaten der Zugscherprobe mit einer Überlappungslänge von 12 mm herangezogen worden. Dementsprechend kommt es in Abb. 10-20(c) zur Abweichung zwischen Simulation und Experiment.

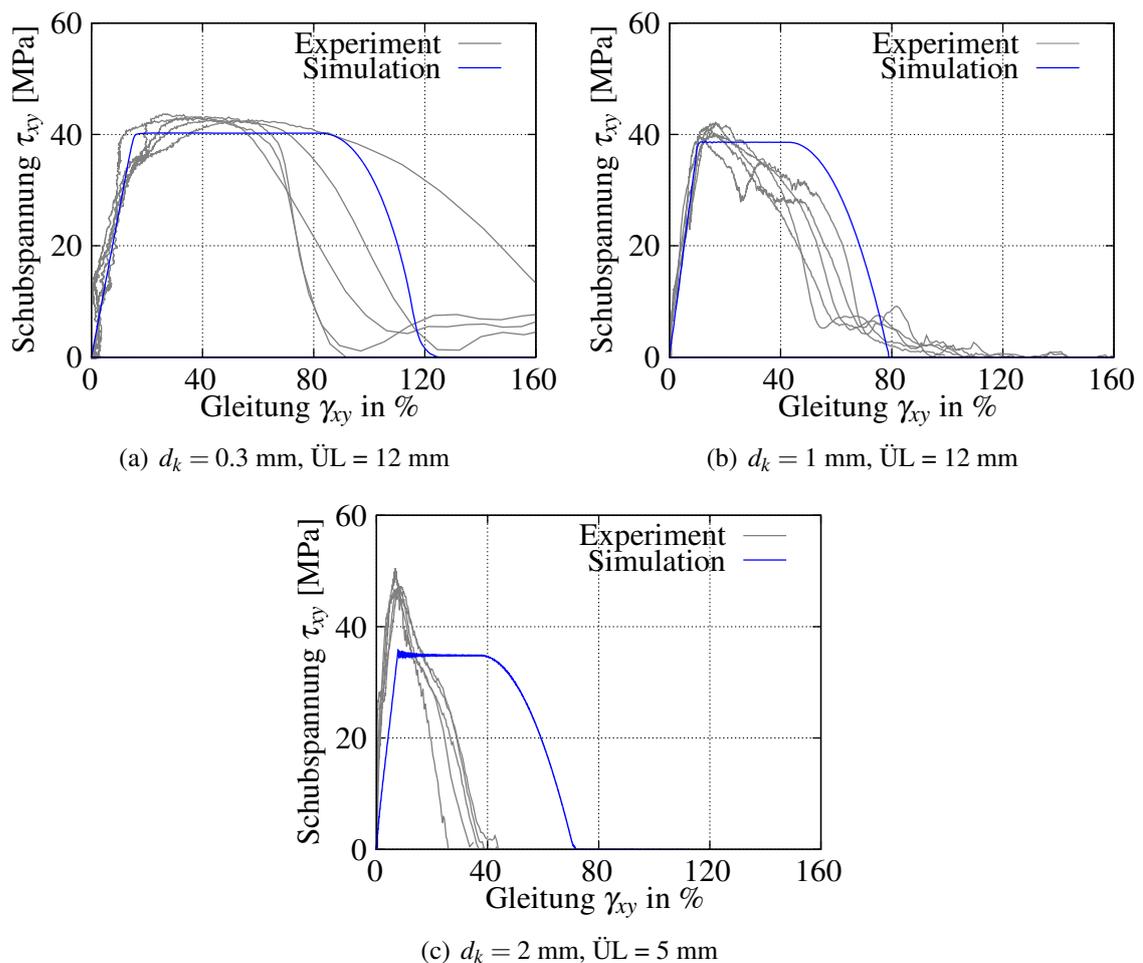


Abbildung 10-20: Simulationsergebnis der Zugeschprobe unter schlagartiger Belastung für drei Klebschichtdicken und zwei Überlappungslängen

Figure 10-20: Simulation result of shear specimen under impact loading for different configurations

11 Modellbildung für unidirektionalverstärkte Kunststoffschichten / Modelling of unidirectional reinforced polymer laminate

Michael Donhauser, Anton Matzenmiller

*Im vorliegenden Kapitel geht es um die Beschreibung des Material- und Versagensverhaltens von unidirektionalverstärkten Einzelschichten (UD-Schichten). Das elastische Materialverhalten der UD-Schicht wird mit dem transversal isotropen Materialmodell und dem nichtlinearen Schubansatz beschrieben. Zur Abbildung des intralaminaren Versagens wird das dreidimensionale Bruchmodell von PUCK verwendet. Die Konstitutivgleichungen und das Versagensmodell von PUCK werden über die benutzerdefinierte Schnittstelle in LS-DYNA implementiert. Mit dem Grenzflächenmodell *MAT_COHESIVE_MIXED_MODE aus LS-DYNA wird das Delaminationsverhalten (interlaminares Versagen) beschrieben. Zur Modellierung der Resttragfähigkeit im Mehrschichtverbund nach einem Zwischenfaserbruch in einer Einzelschicht wird in der benutzerdefinierten Materialroutine ein anisotropes Schädigungsmodell hinterlegt.*

This chapter deals with the characterisation of the material and failure behaviour of fibre reinforced polymers.

*The elastic material behaviour is described by a transversely isotropic material model, while a nonlinear ansatz is used for the in-plane shear. Intralaminar failure is modelled by the three-dimensional failure criterion of PUCK. Both, the constitutive model as well as the failure criterion of PUCK are implemented as an user-defined model in LS-DYNA. The material model *MAT_COHESIVE_MIXED_MODE of LS-DYNA is used to describe the interlaminar failure. In order to take the capability of bearing load into account after an inter-fiber failure in a laminate the user-defined model is extended by an anisotropic damage model.*

11.1 Charakterisierung des Materialverhaltens einer unidirektionalen Einzelschicht / Characterisation of the material behaviour of a unidirectional ply

Die unidirektionale Einzelschicht, wie sie in Abb. 11-1 dargestellt ist, besteht aus gleich gerichteten Kohlenstofffasern die in einer Kunststoffmatrix eingebettet sind. Zur Beschreibung des elastischen Materialverhaltens der unidirektionalen Einzelschicht (UD-Schicht) wird das transversal-isotrope Materialmodell verwendet. Dabei erfolgt die Formulierung des Materialmodells im ausgezeichneten Koordinatensystem (x_1, x_2, x_3) der UD-Schicht. Die x_1 -Achse zeigt in Richtung der Fasern, die x_2 -Achse quer zur Faser und mit x_3 wird die Dickenrichtung berücksichtigt, siehe Abb. 11-1. Die Verzerrungen $\boldsymbol{\varepsilon}$ sind mit den Spannungen $\boldsymbol{\sigma}$ über den vierstufigen Nachgiebigkeitstensor \mathbb{S} verknüpft. In VOIGT-Notation lässt sich der Zusammenhang

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbb{S}\boldsymbol{\sigma} \tag{11-1}$$

über

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ 2\varepsilon_{12} \\ 2\varepsilon_{23} \\ 2\varepsilon_{13} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{21}}{E_2} & -\frac{\nu_{31}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & -\frac{\nu_{32}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{13}}{E_1} & -\frac{\nu_{23}}{E_2} & \frac{1}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{13}} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{12} \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \end{bmatrix} \tag{11-2}$$

darstellen. Durch die transversale Isotropie sind in der Nachgiebigkeitsmatrix in Gl. (11-2) nur 5 Materialparameter unabhängig voneinander. Es gelten folgende Beziehungen für die Parameter:

$$E_2 = E_3, \quad \nu_{12} = \nu_{13}, \quad G_{12} = G_{13} \quad \text{und} \quad G_{23} = \frac{E_2}{2(1 + \nu_{23})} \tag{11-3}$$

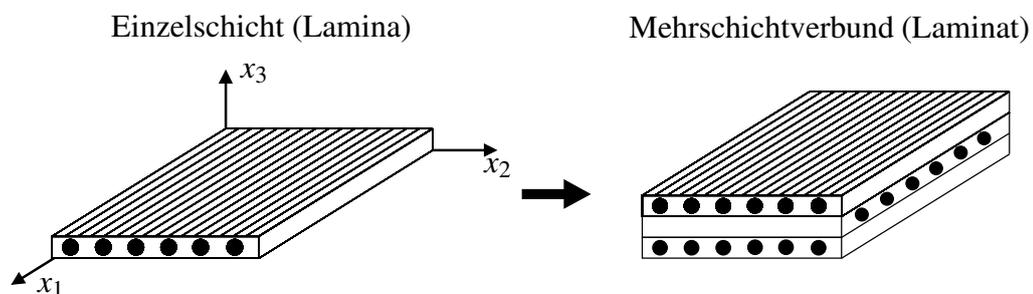


Abbildung 11-1: Unidirektionale Einzelschicht mit ausgezeichnetem Koordinatensystem (x_1, x_2, x_3)
 Figure 11-1: Unidirectional layer with material coordinates (x_1, x_2, x_3)

Dabei stehen die einzelnen Parameter für:

- E_1 : Elastizitätsmodul in Faserrichtung
- $E_2 = E_3$: Elastizitätsmodul quer zur Faser
- $\nu_{(\cdot)}$: Querkontraktionszahlen
- $G_{12} = G_{13}$: axialer Schubmodul
- G_{23} : transversaler Schubmodul

Für eine axiale Schubbelastung weisen unidirektionale Einzelschichten ein nichtlineares Materialverhalten auf. Zur Berücksichtigung dieser Nichtlinearität wird für den Schub der Ansatz

$$\tau_{12}(\gamma_{12}) = c_0 \tanh(c_1 \gamma_{12}) + c_2 \tanh(c_3 \gamma_{12}) \quad (11-4)$$

$$\tau_{13}(\gamma_{13}) = c_0 \tanh(c_1 \gamma_{13}) + c_2 \tanh(c_3 \gamma_{13}) \quad (11-5)$$

verwendet, wobei die Modellparameter $c_{(\cdot)}$ an Versuchsdaten bestimmt werden müssen. In Abb. 11-2 ist schematisch der Verlauf des nichtlinearen Schubansatzes dargestellt.

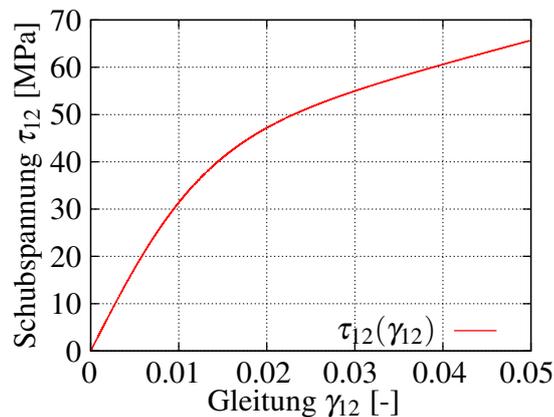


Abbildung 11-2: Verlauf des nichtlinearen Schubansatzes nach Gl. (11-4) für den axialen Schub
Figure 11-2: Course of nonlinear shear ansatz of Eq. (11-4) for the in-plane shear

11.2 Modellierung des Versagens / Modelling of failure

Das Versagensverhalten von faserverstärkten Kunststoffen wird unterteilt in inter- und intralaminare Versagen. Das intralaminare Versagen findet in Form von Zwischenfaserbrüchen innerhalb einer UD-Schicht statt, wohingegen es beim interlaminaren Versagen zur Ablösung (Delamination) zwischen zwei Einzelschichten kommt. Zur Abbildung der einzelnen Versagensformen wird das Zwischenfaserbruchkriterium von PUCK [Puc96] (intralaminar) und das Kohäsivzonenmodell *MAT_COHESIVE_MIXED_MODE aus LS-DYNA [Hal15] (interlaminar) verwendet. Zur Berücksichtigung der noch vorhandenen Tragfähigkeit nach einem Zwischenfaserbruch in einem Mehrschichtverbund wird ein anisotropes Schädigungsmodell eingeführt. In den folgenden Unterkapiteln werden die einzelnen Modelle vorgestellt.

11.2.1 Bruchmodell von PUCK / Fracture model of PUCK

Das Bruchmodell von PUCK [Puc96] ist ein Zwischenfaserbruchkriterium für unidirektionalverstärkte Einzelschichten. Bei der Formulierung der Bruchbedingung auf der Makroebene werden mikromechanische Erkenntnisse zum Bruchgeschehen mit einbezogen, so dass ein physikalisch motiviertes Modell entsteht. Dabei formuliert PUCK seine Bruchhypothese in Anlehnung an die Festigkeitshypothese von MOHR für spröde Werkstoffe die lautet: „Die Bruchgrenze eines Materials wird durch die Spannungen der Bruchebene bestimmt“. In Abb. 11-3 ist die UD-Schicht für einen Zwischenfaserbruch mit eingezeichneter Bruchebene dargestellt. Auf der Bruchebene wirkt die Normalspannung σ_n und die beiden Schubspannungen τ_{nt} und τ_{n1} . Aus dem räumlichen Spannungszustand können mit dem Bruchwinkel θ_{fp} die Bruchspannungen über

$$\begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_n \\ \sigma_t \\ \tau_{nt} \\ \tau_{t1} \\ \tau_{n1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & c^2 & s^2 & 2sc & 0 & 0 \\ 0 & s^2 & c^2 & -2sc & 0 & 0 \\ 0 & -sc & sc & (c^2 - s^2) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & c & -s \\ 0 & 0 & 0 & 0 & s & c \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{21} \end{bmatrix} \quad (11-6)$$

berechnet werden, wobei c für $\cos(\theta_{fp})$ und s für $\sin(\theta_{fp})$ steht. Aus Gl. (11-6) geht hervor, dass die Faserspannung σ_{11} keinen Einfluss auf die Bruchspannungen und somit auch nicht auf den Zwischenfaserbruch hat. Als Festigkeitsgrößen führt PUCK die sogenannten Bruchwiderstände $R_{(\cdot)}^A$ ein und definiert sie als den Widerstand, den eine Schnittfläche ihrem Bruch aufgrund einer einzelnen auf ihr wirkenden Spannung entgegensetzt. Mit den Bruchspannungen und Bruchwiderständen werden die Bruchbedingungen wie folgt formuliert:

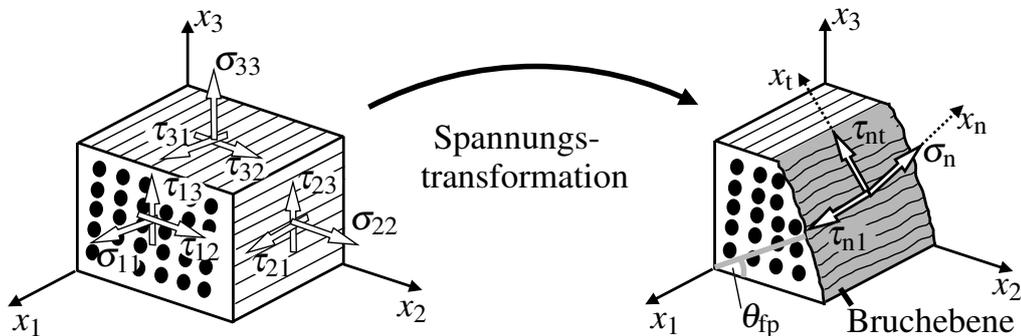


Abbildung 11-3: Auf der Bruchebene wirkenden Spannungen nach Zwischenfaserbruch in UD-Schicht
 Figure 11-3: Acting stresses on fracture plane after inter fibre failure of UD-layer

Bruchbedingung für Zugbelastung $\sigma_n > 0$

$$f_E^+(\theta_{fp}) = \sqrt{\left(\frac{1}{R_{\perp}^{(+A)}} - \frac{p_{\perp\psi}^{(+)}}{R_{\perp\psi}^A}\right)^2 \sigma_n^2(\theta_{fp}) + \left(\frac{\tau_{nt}(\theta_{fp})}{R_{\perp\perp}^A}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{n1}(\theta_{fp})}{R_{\perp\parallel}^A}\right)^2} + \frac{p_{\perp\psi}^{(+)}}{R_{\perp\psi}^A} \sigma_n(\theta_{fp}) = 1 \quad (11-7)$$

Bruchbedingung für Druckbelastung $\sigma_n < 0$

$$f_E^-(\theta_{fp}) = \sqrt{\left(\frac{\tau_{nt}(\theta_{fp})}{R_{\perp\perp}^A}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{n1}(\theta_{fp})}{R_{\perp\parallel}^A}\right)^2 + \left(\frac{p_{\perp\psi}^{(-)}}{R_{\perp\psi}^A} \sigma_n(\theta_{fp})\right)^2} + \frac{p_{\perp\psi}^{(-)}}{R_{\perp\psi}^A} \sigma_n(\theta_{fp}) = 1 \quad (11-8)$$

In den Bruchbedingungen stehen die einzelnen Bruchwiderstände für:

- R_{\perp}^{+A} : Widerstand gegen Quer-Zugbeanspruchung,
- $R_{\perp\parallel}^A$: Widerstand gegen Quer/Längs Schubbeanspruchung (axialer Schub),
- $R_{\perp\perp}^A$: Widerstand gegen Quer/Quer Schubbeanspruchung (transversaler Schub).

Zur einfacheren Formulierung der Bruchbedingung führt PUCK als Hilfsgröße den resultierenden Bruchwiderstand

$$R_{\perp\psi}^A(\theta_{fp}) = \sqrt{(\tau_{nt}^2 + \tau_{n1}^2) / \left[\left(\frac{\tau_{nt}}{R_{\perp\perp}^A}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{n1}}{R_{\perp\parallel}^A}\right)^2 \right]} \quad (11-9)$$

und den resultierenden Neigungsparameter

$$p_{\perp\psi}^{(\pm)}(\theta_{fp}) = R_{\perp\psi}^A \left(\frac{p_{\perp\perp}^{(\pm)}}{R_{\perp\perp}^A} \cos^2(\psi) + \frac{p_{\perp\parallel}^{(\pm)}}{R_{\perp\parallel}^A} \sin^2(\psi) \right). \quad (11-10)$$

ein, wobei $\Psi = \arctan(\tau_{n1}/\tau_{nt})$ aus dem Spannungsverhältnis τ_{n1}/τ_{nt} berechnet wird, vgl. Abb. 11-4(b). Die Neigungsparameter $p_{(\cdot)}^{(\pm)}$ geben die Neigung bzw. Steigung an der entsprechenden Bruchortkurve an, siehe Abb. 11-4(c). Die Bruchortkurven die zur Identifikation der Neigungsparameter benötigt werden, sind nur mit einem hohen experimentellen Aufwand ermittelbar. Daher gibt PUCK folgende Richtwerte für die Neigungsparameter an:

$$p_{\perp\perp}^{(-)} = p_{\perp\perp}^{(+)} = 0.15, \quad p_{\perp\parallel}^{(+)} = 0.3 \quad \text{und} \quad p_{\perp\parallel}^{(-)} = 0.2. \quad (11-11)$$

Die Bruchbedingung aus Gl. (11-7) und Gl. (11-8) ist als Bruchortkurve im Spannungsraum $(\sigma_n, \tau_{nt}, \tau_{n1})$ in Abb. 11-4(a) dargestellt. Zu erkennen ist, dass die Bruchortkurve im negativen

Bereich von σ_n geöffnet ist. Der Zwischenfaserbruch kann somit nicht durch eine reine Druckspannung σ_n erzeugt werden, sondern wird durch die wirkenden Schubspannungen τ_{nt} und τ_{nl} begünstigt. Vielmehr führt die Druckspannung durch das Schließen von Mikrorissen und durch Reibung zum höheren Widerstand gegen Schubbruch.

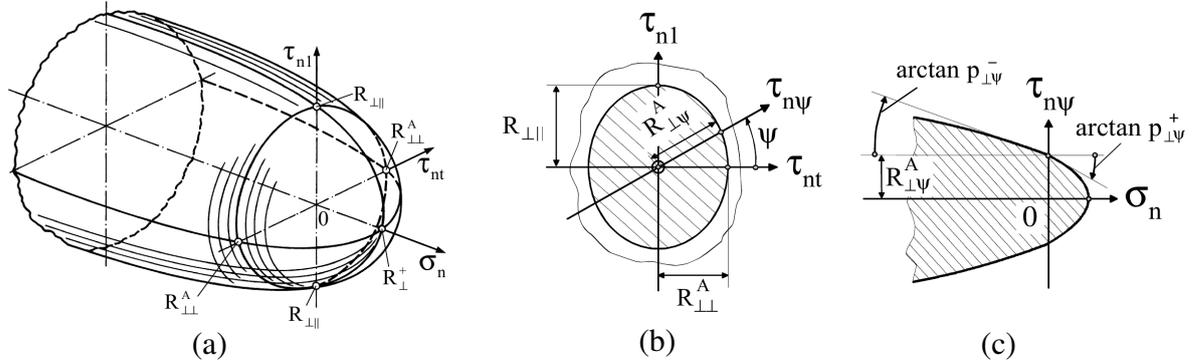


Abbildung 11-4: Visualisierung der Bruchbedingung von PUCK in (a) und der resultierenden Parameter $R_{\perp\psi}^A$ und $p_{\perp\psi}^{(\pm)}$ in (b) und (c) entnommen aus Schürmann [Sch07]

Figure 11-4: Depiction of fracture condition of PUCK in (a) and of resultant parameters $R_{\perp\psi}^A$ and $p_{\perp\psi}^{(\pm)}$ in (b) and (c) taken from Schürmann [Sch07]

Bestimmung des Bruchwinkels θ_{fp}

In der Bruchbedingung Gl. (11-7) und Gl. (11-8) sind die Spannungen der Bruchebene ($\sigma_n, \tau_{nt}, \tau_{nl}$) Funktionen des Bruchwinkels θ_{fp} und des räumlichen Spannungszustandes ($\sigma_{22}, \sigma_{33}, \tau_{12}, \tau_{23}, \tau_{13}$), vgl. Gl. (11-6). Zur Auswertung der Bruchbedingung muss für einen räumlich gegebenen Spannungszustand der Bruchwinkel ermittelt werden, für den die Bruchbedingung ihren maximalen Wert annimmt. Ist dieser Wert größer oder gleich Eins, dann kommt es zum Zwischenfaserbruch, ansonsten liegt elastisches Materialverhalten vor. Gesucht ist somit der Bruchwinkel für den gilt

$$f_E(\theta_{fp}) = \text{Maximum} \quad \forall \theta_{fp} \in [-90^\circ; 90^\circ]. \quad (11-12)$$

Das Auffinden des Maximums in Gl. (11-12) kann als Extremwertaufgabe aufgefasst werden, indem das Nullstellenproblem

$$f'_E(\theta_{fp}) = 0 \quad (11-13)$$

gelöst wird. Die erste Ableitung der Bruchbedingung in Gl. (11-13) stellt eine nichtlineare, skalare Gleichung für den Bruchwinkel θ_{fp} dar. Zur Lösung des Nullstellenproblems wird das NEWTON-Verfahren herangezogen. In Abb. 11-5 ist das Vorgehen zur Bestimmung der Nullstelle in einem Ablaufdiagramm veranschaulicht¹. Ob es sich bei der ermittelten Nullstelle um ein Mini-

¹Der Index „fp“ beim Bruchwinkel θ_{fp} wird aus Gründen der Übersicht im folgenden Teil nicht mehr verwendet.

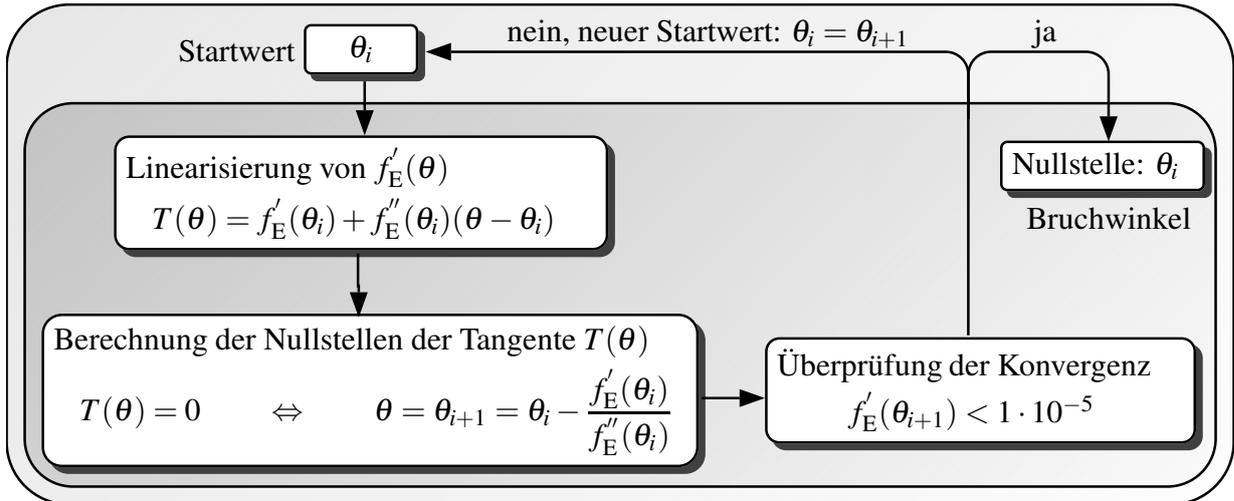


Abbildung 11-5: Ablaufdiagramm für die Bestimmung des Bruchwinkels mittels Newton-Verfahren
 Figure 11-5: Flow chart for the determination of fracture angle using Newton's method

mum oder Maximum handelt, wird mit der hinreichenden Bedingung

$$f''_E(\theta) < 0 \rightarrow \text{Maximum} \quad (11-14)$$

$$f''_E(\theta) > 0 \rightarrow \text{Minimum} \quad (11-15)$$

überprüft. Da mehrere Nullstellen und somit auch Maxima existieren können, erfolgt die Bestimmung des Bruchwinkels für vier unterschiedliche Startwerte. Zur Berechnung des Bruchwinkels mittels NEWTON-Verfahren müssen die erste und zweite Ableitung der Bruchbedingung hergeleitet und bereitgestellt werden.

Der Vollständigkeit halber sei an dieser Stelle erwähnt, dass der Bruchwinkel auch mittels Abtastverfahren bestimmt werden kann. Beim Abtastverfahren wird die Bruchbedingung an zuvor definierten Bruchwinkeln im Intervall $[-90^\circ, +90^\circ]$ ausgewertet. Im Bereich des Bruchwinkels, bei dem die Bruchbedingung den größten Wert annimmt, werden neue Intervallgrenzen gesetzt und dort das Maximum durch feineres abtasten (auswerten) ermittelt.

Bruchwiderstände und Festigkeiten einer UD-Schicht

Zur Formulierung der Bruchbedingung führt PUCK die sogenannten Bruchwiderstände ein. Nachfolgend wird erläutert, wann der Bruchwiderstand mit einem Festigkeitswert der UD-Schicht identifiziert werden kann. Zur Unterscheidung beider Größen sind die Bruchwiderstände im Exponenten mit einem „A“ gekennzeichnet. Ein Bruchwiderstand entspricht genau dann einem Festigkeitswert der UD-Schicht, wenn beim Eintreten des Bruchs die Bruchebene die gleiche Orientierung aufweist wie die Wirkebene der Spannung. Dies soll exemplarisch anhand Abb. 11-6 verdeutlicht werden. Unter Querkzugbelastung tritt der Zwischenfaserbruch senkrecht zur Belastungsrichtung ein (Bruchwinkel $\theta = 0^\circ$). In diesem Fall stimmt die Orientierung der Bru-

chebene mit der Wirkebene der Spannung überein, so dass der Bruchwiderstand gegen Querzugbeanspruchung mit dem Wert der Querkzugfestigkeit identifiziert werden kann $R_{\perp}^{+A} = R_{\perp}^{+}$. Für eine transversale Schubbelastung stimmt die Orientierung der Bruchebene ($\theta \approx 45^\circ$) nicht mit der Wirkebene der Spannungen überein, vgl. Abb. 11-6. Infolgedessen kann der Bruchwiderstand gegen Quer/Quer Schubbeanspruchung nicht mit der transversalen Schubfestigkeit identifiziert werden $R_{\perp\perp}^A \neq R_{\perp\perp}$. Zur Bestimmung des Bruchwiderstandes $R_{\perp\perp}^A$ gibt PUCK dennoch den Zusammenhang

$$R_{\perp\perp}^A = \frac{R_{\perp}^-}{2(1 + p_{\perp\perp}^-)} \quad (11-16)$$

an, wobei R_{\perp}^- für die Querdruckfestigkeit der UD-Schicht und $p_{\perp\perp}^-$ für den Neigungsparameter aus Gl. (11-11) steht. Unter axialer Schubbelastung τ_{12}

hat die Bruchebene ($\theta \approx 0^\circ$) die gleiche Orientierung wie die Wirkebene der Spannung, weshalb der Bruchwiderstand $R_{\perp\parallel}^A$ der axialen Schubfestigkeit $R_{\perp\parallel}$ entspricht. In Tabelle 11-1 sind die Bruchwiderstände und die entsprechenden Festigkeiten nochmal in einer Übersicht zusammengefasst.

Tabelle 11-1: Bestimmung der Bruchwiderstände anhand der Festigkeitswerte der UD-Schicht
 Table 11-1: Determination of fracture resistance by strength parameters of unidirectional ply

Bruchwiderstand	R_{\perp}^{+A}	$R_{\perp\perp}^A$	$R_{\perp\parallel}^A$
Festigkeit UD-Schicht	Querkzugfestigkeit R_{\perp}^{+}	Querdruckfestigkeit R_{\perp}^{-} und Gl. (11-16)	axiale Schubfestigkeit $R_{\perp\parallel}$

Bruchbedingung für faserparallele Zugspannung σ_{11}

Zur Berücksichtigung des Faserbruchs in der UD-Schicht wird als Bruchbedingung das maximale Spannungskriterium

$$f_{fb} = \frac{\sigma_{11}}{R_{\parallel}} = 1 \quad (11-17)$$

verwendet. Dabei entspricht der Parameter R_{\parallel} der Zugfestigkeit in Faserrichtung der UD-Schicht. In einem Laminat mit unterschiedlicher Faseranordnung kommt es zum vollständigen Laminatversagen, wenn in einer UD-Schicht der Faserbruch eintritt. Anders als beim Zwischenfaserbruch

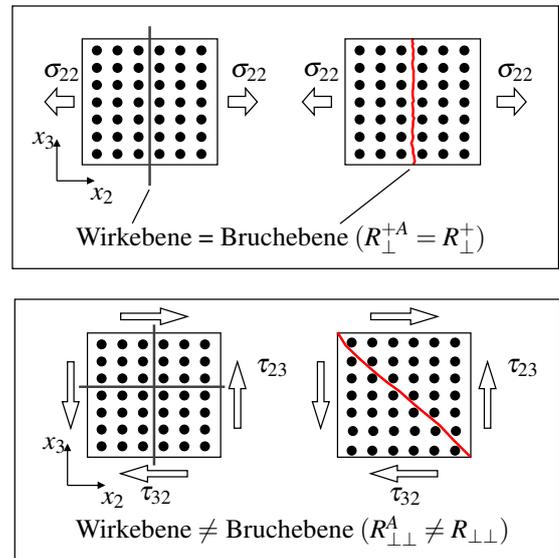


Abbildung 11-6: Visualisierung der Bruchebene und der Wirkebene der Spannungen
 Figure 11-6: Visualisation of fracture plane and stress plane

ist nach einem Faserbruch keine Tragfähigkeit mehr vorhanden. Für die Berechnung wird daher der Totalbruch in einem Mehrschichtverbund mit Gl. (11-17) definiert. Sobald die Gleichung in der Simulation erfüllt ist, werden die Elemente aus der Berechnung gelöscht.

11.2.2 Grenzflächenmodell für Delamination / Interface model for delamination

Bei der Delamination kommt es zwischen zwei UD-Schichten zur Ablösung in der Grenzfläche, siehe Abb. 11-7. Zur Beschreibung des Delaminationsprozesses im Laminat wird das auf der Arbeit von CAMANHO und DÁVILA [CD02] basierende Grenzflächenmodell *MAT_COHESIVE_MIXED_MODE aus LS-DYNA [Hal15] verwendet. In dem Materialmodell ist für Mode-I und Mode-II Belastung jeweils eine bilineare Spannungs-Separations-Beziehung hinterlegt, siehe Abb. 11-7. Mit dem Verschiebungssprung in Normalenrichtung $\delta_n = \delta_I$ und dem resultierenden Verschiebungssprung in Tangentialrichtung $\delta_{II} = \sqrt{\delta_t + \delta_b}$ ergeben sich die Spannungen auf der Grenzfläche zu

$$t_I = K_I \cdot \delta_I \quad \text{Mode-I} \quad (11-18)$$

$$t_{II} = K_{II} \cdot \delta_{II} \quad \text{Mode-II,} \quad (11-19)$$

wobei K_I und K_{II} für die Grenzflächensteifigkeit in Normalen- und Tangentialrichtung steht. Überschreitet die Grenzflächenspannung unter Mode-I Belastung den Wert der Festigkeit $R_I = K_I \delta_I^0$ bzw. unter Mode-II Belastung $R_{II} = K_{II} \delta_{II}^0$, dann setzt lineare Entfestigung ein, vgl. Abb. 11-7. Vollständiges Versagen liegt vor, wenn der Verschiebungssprung δ_I den Wert δ_I^f bzw. δ_{II} den Wert δ_{II}^f erreicht hat. Die Energiefreisetzungsrates entspricht der Fläche unter dem bilinearen Spannungs-Verschiebungs-Verlauf und berechnet sich zu

$$\mathcal{G}_{Ic} = \frac{1}{2} R_I \delta_I^f \quad \text{und} \quad \mathcal{G}_{IIc} = \frac{1}{2} R_{II} \delta_{II}^f. \quad (11-20)$$

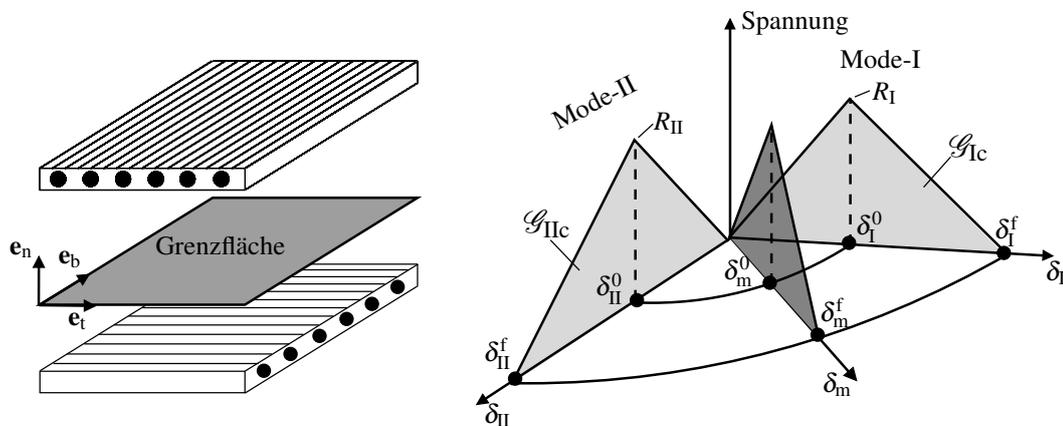


Abbildung 11-7: Grenzfläche zwischen zwei UD-Schichten und bilineare Spannungs-Separations-Beziehung des Kohäsivmodells

Figure 11-7: Interface between two UD layers and bilinear traction-separation law of cohesive model

Für den Entfestigungsbeginn unter kombinierter Beanspruchung (Mixed-Mode) wird in Anlehnung an BREWER & LAGACE [BL88] der quadratische Interaktionsansatz

$$\sqrt{\left(\frac{t_I}{R_I}\right)^2 + \left(\frac{t_{II}}{R_{II}}\right)^2} = 1 \quad \Leftrightarrow \quad \sqrt{\left(\frac{\delta_I}{\delta_I^0}\right)^2 + \left(\frac{\delta_{II}}{\delta_{II}^0}\right)^2} = 1 \quad (11-21)$$

verwendet. Der Verschiebungssprung unter kombinierter Belastung wird definiert als

$$\delta_m = \sqrt{\delta_I^2 + \delta_{II}^2} = \sqrt{(1 + \beta^2) \delta_I^2}, \quad (11-22)$$

wobei $\beta = \delta_{II}/\delta_I$ für das Verformungsverhältnis steht, vgl. Abb. 11-7. Der Verschiebungssprung δ_{II} kann in Gl. (11-21) durch den Ausdruck $\beta \delta_I$ ersetzt werden, so dass Gl. (11-21)₂ und Gl. (11-22) nach δ_I umgestellt werden können. Durch das anschließende gleichsetzen beider Gleichungen kann der Verschiebungssprung für den Entfestigungsbeginn unter kombinierter Belastung berechnet werden:

$$\delta_m^0 = \delta_I^0 \delta_{II}^0 \sqrt{\frac{1 + \beta^2}{(\delta_{II}^0)^2 + (\beta \delta_I^0)^2}}. \quad (11-23)$$

Mit dem um den Exponenten μ erweiterten Energiekriterium nach WHITCOMB [Whi86]

$$\left(\frac{\mathcal{G}_I}{\mathcal{G}_{Ic}}\right)^\mu + \left(\frac{\mathcal{G}_{II}}{\mathcal{G}_{IIc}}\right)^\mu = 1 \quad (11-24)$$

wird der Verschiebungssprung für das Versagen unter kombinierter Belastung bestimmt:

$$\delta_m^f = \frac{2(1 + \beta)^2}{\delta_m^0} \left[\left(\frac{K_I}{G_{Ic}}\right)^\mu + \left(\frac{K_{II} \cdot \beta^2}{G_{IIc}}\right)^\mu \right]^{-\frac{1}{\mu}}. \quad (11-25)$$

Zur genauen Herleitung von Gl. (11-25) sei auf FIOŁKA und MATZENMILLER [FM05] verwiesen.

11.3 Schädigungsmodellierung / Damage modelling

11.3.1 Modellgleichung für Elastizität mit Schädigung / Model equation for elasticity with damage

Experimentelle Untersuchungen an Laminaten mit unterschiedlicher Faseranordnung (multidirektionales Laminat) zeigen, dass der Zwischenfaserbruch in einer einzelnen UD-Schicht nicht zum sofortigen Laminatversagen führt [SHK04]. Die Tragfähigkeit des Laminats bleibt weiterhin bestehen, wobei der Zwischenfaserbruch zur Steifigkeitsabnahme im Laminat führt. Die

von einer UD-Schicht aufgenommene Belastung wird nach dem Zwischenfaserbruch auf die angrenzenden UD-Schichten verlagert. Unter Zugbelastung kommt es zum vollständigen Versagen des Laminats, wenn die Zugfestigkeit der Faser überschritten wird. Ausführliche experimentelle Untersuchungen zu diversen Laminatkonfigurationen unter ein- und mehrachsiger Belastungen finden sich in [HKS04] wieder. Für die Modellierung der Resttragfähigkeit nach einem Zwischenfaserbruch im multidirektionalen Laminat wird das anisotrope Schädigungsmodell, mit den sechs Schädigungsvariablen ω_i , aus CHATIRI und MATZENMILLER [CM13] verwendet. Mit dem Konzept der effektiven Spannungen nach KACHANOV [Kac58] gilt zwischen der effektiven und der geschädigten Spannung der Zusammenhang²:

$$\hat{\boldsymbol{\sigma}} = \mathbf{M}\boldsymbol{\sigma} \Leftrightarrow \begin{bmatrix} \hat{\sigma}_1 \\ \hat{\sigma}_2 \\ \hat{\sigma}_3 \\ \hat{\tau}_{12} \\ \hat{\tau}_{23} \\ \hat{\tau}_{13} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{1-\omega_1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{1-\omega_2} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{1-\omega_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{1-\omega_4} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{1-\omega_5} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{1-\omega_6} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{12} \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \end{bmatrix}, \quad (11-26)$$

wobei die Matrix \mathbf{M} die einzelnen Schädigungsvariablen auf der Hauptdiagonalen enthält. Durch die Anwendung des Prinzips der Dehnungsäquivalenz nach CHABOCHE [Cha79] wird die Schädigung in die Konstitutivbeziehung Gl. (11-2) eingebracht. Es gilt die Beziehung $\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbb{S}\mathbf{M}\boldsymbol{\sigma}$ die in Voigt-Notation lautet:

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ 2\varepsilon_{12} \\ 2\varepsilon_{23} \\ 2\varepsilon_{13} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{(1-\omega_1)E_1} & -\frac{\nu_{21}}{E_2} & -\frac{\nu_{31}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{(1-\omega_2)E_2} & -\frac{\nu_{32}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{13}}{E_1} & -\frac{\nu_{23}}{E_2} & \frac{1}{(1-\omega_3)E_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{(1-\omega_4)G_{12}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{(1-\omega_5)G_{23}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{(1-\omega_6)G_{13}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{12} \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \end{bmatrix}. \quad (11-27)$$

In Anlehnung an MATZENMILLER ET AL. [MLT95] werden nur die Elastizitätsparameter auf der Hauptdiagonalen in Gl. (11-27) degradiert. Durch die Anwendung des Konzepts der effektiven Spannungen auf die nichtlineare Schubbeziehung in Gl. (11-4) ergibt sich folgende Degradationsvorschrift für das axiale Schubverhalten:

$$\tau_{12}(\gamma_{12}) = (1 - \omega_4)(c_0 \tanh(c_1 \gamma_{12}) + c_2 \tanh(c_3 \gamma_{12})), \quad (11-28)$$

²Die effektiven Größen werden mit einem \wedge gekennzeichnet

$$\tau_{13}(\gamma_{13}) = (1 - \omega_6)(c_0 \tanh(c_1 \gamma_{13}) + c_2 \tanh(c_3 \gamma_{13})) . \quad (11-29)$$

Für die Entwicklung der Schädigungsvariablen in Gln. (11-27) - (11-29) müssen Evolutionsgleichung formuliert werden. Diese sind Gegenstand des nachfolgenden Kapitels.

11.3.2 Degradationsmodell / Degradation model

Im Rahmen des Projektes werden für die Schädigungsmodellierung zwei Ansätze untersucht. Im ersten Fall werden nur die Grenzzustände der Schädigung betrachtet d. h. nach einem eingetretenen Zwischenfaserbruch werden die entsprechenden Schädigungsvariablen ohne zeitliche Entwicklung direkt auf den Wert Eins gesetzt. Beim zweiten Ansatz werden Evolutionsgleichungen zu Grunde gelegt, so dass sich die Schädigung kontinuierlich über der Zeit bzw. Belastungshistorie entwickeln kann. Dabei wird zwischen dem Versagen durch einen Zwischenfaserbruch und einem Faserbruch unterschieden. Mit dem Zwischenfaserbruchkriterium von PUCK aus Gl. (11-7) und (11-8) und der variablen Grenze r_2^\pm werden folgende Belastungsfunktionen eingeführt:

Zugspannung $\hat{\sigma}_n > 0$

$$f_2^+ = f_E^+ - r_2^+ \quad (11-30)$$

$$= \sqrt{\left(\frac{1}{R_{\perp}^{(+A)}} - \frac{P_{\perp\psi}^{(+)}}{R_{\perp\psi}^A}\right)^2 \hat{\sigma}_n^2 + \left(\frac{\hat{\tau}_{nt}}{R_{\perp\perp}^A}\right)^2 + \left(\frac{\hat{\tau}_{n1}}{R_{\perp\parallel}^A}\right)^2} + \frac{P_{\perp\psi}^{(+)}}{R_{\perp\psi}^A} \hat{\sigma}_n - r_2^+ = 0 \quad (11-31)$$

Druckspannung $\hat{\sigma}_n < 0$

$$f_2^- = f_E^- - r_2^- \quad (11-32)$$

$$= \sqrt{\left(\frac{\hat{\tau}_{nt}}{R_{\perp\perp}^A}\right)^2 + \left(\frac{\hat{\tau}_{n1}}{R_{\perp\parallel}^A}\right)^2 + \left(\frac{P_{\perp\psi}^{(-)} \hat{\sigma}_n}{R_{\perp\psi}^A}\right)^2} + \frac{P_{\perp\psi}^{(-)}}{R_{\perp\psi}^A} \hat{\sigma}_n - r_2^- = 0 , \quad (11-33)$$

wobei für die Bruchspannungen die effektiven Größen d. h. die ungeschädigten verwendet werden. Die Grenzen r_2^+ und r_2^- haben für das ungeschädigte Material jeweils den Anfangswert 1. Die Schädigung wird initiiert, wenn das Zwischenfaserbruchkriterium f_E^+ einen Wert annimmt, der größer ist als derjenige der Grenze r_2^+ . Dies gilt auch für die Belastungsfunktion unter Druckspannung, wobei jeweils nur eins der beiden Kriterien aktiv ist. Für die einzelnen Grenzen gilt dabei stets die Bedingung

$$r_2^\pm = \max\left[1, \max_{-\infty < t < \tau} (f_E^\pm)\right] . \quad (11-34)$$

Zur Berücksichtigung der Schädigung nach einem Faserbruch wird mit dem maximalen Spannungskriterium nach Gl. (11-17) die Belastungsfunktion

$$f_1 = f_{fb} - r_1 = \frac{\hat{\sigma}_{11}}{R_{\parallel}} - r_1 = 0 \quad \text{mit} \quad r_1 = \max \left[1, \max_{-\infty < t < \tau} (f_{fb}) \right] \quad (11-35)$$

definiert. Für die Entwicklung der Schädigungsvariablen wird die Schädigungsdifferentialgleichung

$$\dot{\boldsymbol{\omega}} = \begin{bmatrix} \dot{\omega}_1 \\ \dot{\omega}_2 \\ \dot{\omega}_3 \\ \dot{\omega}_4 \\ \dot{\omega}_5 \\ \dot{\omega}_6 \end{bmatrix} = \dot{\phi}_1 \begin{bmatrix} 1 \\ l_{22} \\ l_{33} \\ l_{12} \\ l_{23} \\ l_{13} \end{bmatrix} + \dot{\phi}_2 \begin{bmatrix} 0 \\ q_{22} \\ q_{33} \\ q_{12} \\ q_{23} \\ q_{13} \end{bmatrix} \quad (11-36)$$

eingeführt. Die Variablen $\dot{\phi}_{(\cdot)}$ in Gl. (11-36) stehen für die Entwicklungsfunktionen der Schädigung und mit den Kopplungsparametern $l_{(\cdot)}$ und $q_{(\cdot)}$ kann der Einfluss des Faser- und der des Zwischenfaserbruchs auf die Entwicklung der einzelnen Schädigungsvariablen gesteuert werden. Die Entwicklungsfunktionen sind definiert als

$$\phi_1 = 1 - \exp \left[\frac{1 - (r_1)^{m_1}}{m_1} \right] \quad \text{und} \quad \phi_2 = 1 - \exp \left[\frac{1 - (r_2)^{m_2}}{m_2} \right], \quad (11-37)$$

wobei mit den Modellparametern $m_{(\cdot)}$ der Kraft-Weg-Verlauf im Entfestigungsbereich bestimmt wird. In Abb. 11-8 ist exemplarisch der Spannungs-Dehnungs-Verlauf unter Querkzugbelastung für unterschiedliche Werte des Modellparameters m_2 dargestellt. Zu erkennen ist, dass mit größer

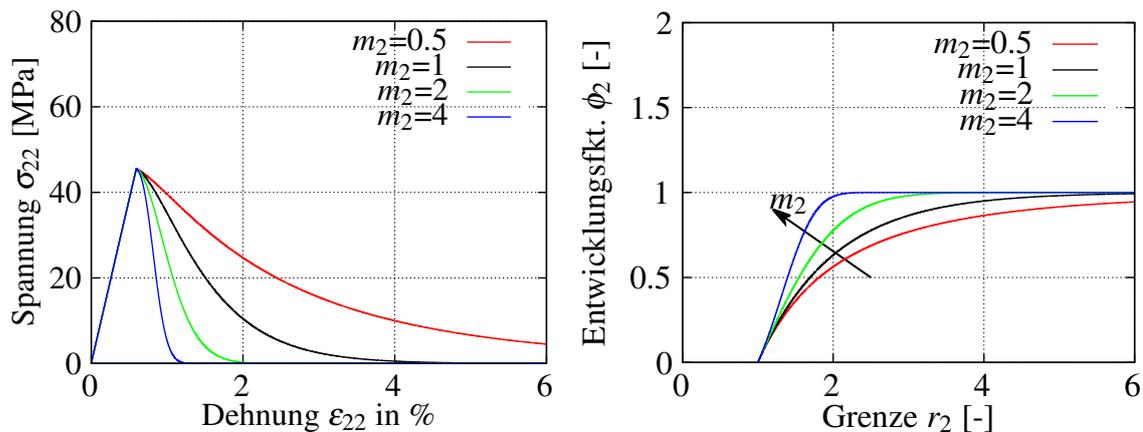


Abbildung 11-8: Einfluss des Modellparameters m_2 auf Spannungs-Dehnungs-Verlauf und auf Verlauf der Entwicklungsfunktion ϕ_2 unter Querkzugbelastung
 Figure 11-8: Influence of parameter m_2 on stress-strain-curve and on course of damage growth function ϕ_2 under transverse loading

werdendem m_2 die Entwicklungsfunktion ϕ_2 schneller gegen den Wert 1 strebt und dadurch der Entfestigungsbereich im Spannungs-Dehnungs-Diagramm geringer ausfällt. Die Modellparameter $m_{(\cdot)}$ sind im Allgemeinen am Entfestigungsverlauf aus dem Versuch zu identifizieren. Für die nachfolgende Modellierung werden die Modellparameter $m_1 = m_2$ zu 1 gewählt. Die Identifikation der Kopplungsparameter $q_{(\cdot)}$ anhand experimenteller Daten erweist sich als deutlich schwieriger, da nach dem Zwischenfaserbruch in einer Einzelschicht eines multidirektionalen Laminats kein direkter Rückschluss auf die Minderung aller Elastizitätsgrößen möglich ist. Für Laminatschichten, die ausschließlich in der Laminatenebene belastet werden, ist es zweckmäßig, nach dem Zwischenfaserbruch die Elastizitätsgrößen E_2 und G_{12} abzumindern. Die im Rahmen des Projektes untersuchten Laminatschichten werden ausschließlich in der Laminatenebene belastet, so dass die Kopplungsparameter wie folgt festgelegt werden:

$$q_{22} = q_{12} = 1 \quad \text{und} \quad q_{33} = q_{23} = q_{13} = 0. \quad (11-38)$$

Durch die reine Belastung in der Laminatenebene kommt es beim Faserbruch zum vollständigen und abruptem Laminatversagen, weshalb an dieser Stelle keine Steifigkeitsdegradation notwendig ist. Damit das Degradationsmodell dennoch für Belastungsszenarien anwendbar ist, bei denen eine Steifigkeitsdegradation nach dem Faserbruch erforderlich ist, kann diese über einen benutzerdefinierten Parameter in der Materialroutine hinzugeschaltet werden.

11.4 Parameteridentifikation und Verifikation / Parameter identification and verification

Das transversal-isotrope Materialmodell mit dem nichtlinearen Schubansatz aus Kapitel 11.1 sowie das Bruchmodell von PUCK aus Kapitel 11.2.1 sind über die Schnittstelle in LS-DYNA [Hal15] als benutzerdefiniertes Materialmodell implementiert worden. Die Charakterisierung und Berechnung des faserverstärkten Kunststoffs erfolgt ausschließlich mit der benutzerdefinierten Materialroutine.

11.4.1 Unidirektionales Laminat / Unidirectional Laminate

Die Elastizitätsparameter $E_1, E_2, \nu_{12}, \nu_{23}$ sowie die Parameter $c_0 - c_4$ für den nichtlinearen Schubansatz aus Kapitel 11.1 werden an den experimentellen Daten des unidirektionalen Laminats (UD-Laminat) aus Kapitel 4 identifiziert³. Am UD-Laminat mit der Faserorientierung von $\varphi = 0^\circ$ wird der E-Modul E_1 und die Querkontraktionszahl ν_{21} identifiziert. Zur Ermittlung des Elastizitätsmoduls $E_2 = E_3$ und der Querkontraktionszahl ν_{23} werden die Versuchsdaten des UD-Laminats quer zur Faser ($\varphi = 90^\circ$) verwendet. Beim off-axis Versuch⁴ liegt im UD-Laminat

³Im UD-Laminat haben alle 13 Einzelschichten die gleiche Faserorientierung

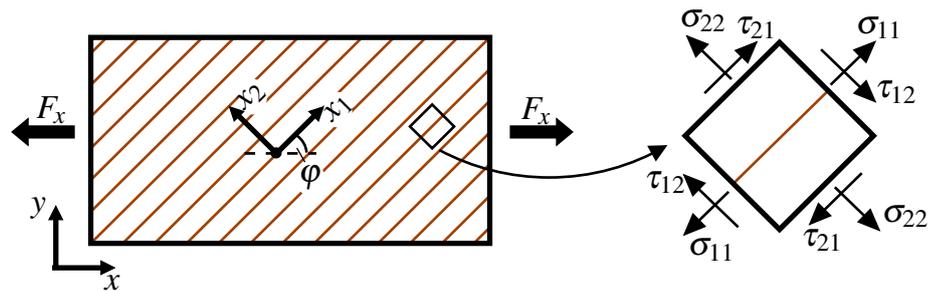


Abbildung 11-9: Mehrachsiger Spannungszustand im materiellen Koordinatensystem (x_1 - x_2 - x_3) beim off-axis Laminat unter Zugbelastung
 Figure 11-9: Multi-axial stress state in material coordinate system (x_1 - x_2 - x_3) in off-axis laminate under tensile loading

unter Zugbelastung eine kombinierte Beanspruchung aus den Spannungen σ_{11} , σ_{22} und τ_{12} vor, siehe Abb. 11-9. Durch die vorherige Identifikation der Elastizitätsmodule E_1 und E_2 sowie der Querkontraktionszahlen ν_{21} und ν_{23} kann an den Versuchsdaten der off-axis Proben mittels inverser Identifikation das nichtlineare axiale Schubverhalten bestimmt werden. Die Identifikation erfolgt mit der Optimierungssoftware LS-OPT [SRB 14] am UD-Laminat mit der Faserorientierung $\varphi = 15^\circ$ und $\varphi = 30^\circ$. In Tabelle 11-2 sind die identifizierten Elastizitätsparameter und die dafür verwendeten Versuche in einer Übersicht zusammengefasst.

Tabelle 11-2: Identifizierte Elastizitätsparameter der UD-Schicht
 Table 11-2: Identified elastic parameters of UD layer

Parameter	Wert	Versuch zur Identifikation
E_1	125000 MPa	UD-Laminat mit Faserwinkel $\varphi = 0^\circ$
ν_{12}	0.3	
E_2	7700 MPa	UD-Laminat mit Faserwinkel $\varphi = 90^\circ$
ν_{23}	0.56	
c_0	40.5	UD-Laminat mit Faserwinkel $\varphi = 15^\circ$ und $\varphi = 30^\circ$ nach Identifikation von E_1, E_2 und ν_{12}
c_1	77.37	
c_2	134.7	
c_3	3.791	

Versagensparameter für das Bruchkriterium von PUCK

Zur Abbildung des intralaminaren Versagens im Laminat müssen die drei Bruchwiderstände R_{\perp}^{+A} , $R_{\perp\perp}^A$ und $R_{\perp\parallel}^A$ sowie die Zugfestigkeit in Faserrichtung R_{\parallel} identifiziert werden. In Kapitel 11.2.1 ist der Zusammenhang zwischen den Bruchwiderständen und den Festigkeitswerten der UD-Schicht erläutert worden, vgl. auch Tabelle 11-1. Am UD-Laminat mit dem Faserwinkel $\varphi = 90^\circ$ wird unter Zugbelastung die Querkzugfestigkeit R_{\perp}^+ und unter Druckbelastung die Querdruckfestigkeit R_{\perp}^- ermittelt. Die Zugfestigkeit R_{\parallel} in Faserrichtung wird am UD-Laminat $\varphi = 0^\circ$ bestimmt. An den off-axis Versuchen $\varphi = 15^\circ$ und $\varphi = 30^\circ$ erfolgt mit der Optimie-

⁴Die Bezeichnung off-axis wird für UD-Laminat mit einem Faserwinkel $0^\circ < \varphi < 90^\circ$ verwendet

rungssoftware LS-OPT [SRB 14] die inverse Identifikation der axialen Schubfestigkeit $R_{\perp\parallel}$. Der Bruchwiderstand gegen Quer/Quer Schubbeanspruchung $R_{\perp\perp}^A$ wird mit der Querdruckfestigkeit $R_{\perp}^- = -156$ MPa und Gl. (11-16) berechnet. Für die Neigungsparameter $p_{(\cdot)}^{(\pm)}$ werden die von PUCK vorgeschlagenen Werte aus Gl. (11-11) verwendet. Die identifizierten Versagensparameter für das Bruchmodell von PUCK sind für die UD-Schicht in Tabelle 11-3 zusammengefasst.

Tabelle 11-3: Versagensparameter der UD-Schicht für Bruchmodell von PUCK
 Table 11-3: Failure parameters of UD layer for fracture model of PUCK

Parameter	R_{\parallel}	R_{\perp}^{+A}	$R_{\perp\perp}^A$	$R_{\perp\parallel}^A$	$p_{\perp\perp}^{(-)} = p_{\perp\perp}^{(+)}$	$p_{\perp\parallel}^{(+)}$	$p_{\perp\parallel}^{(-)}$
Wert	2030 MPa	45 MPa	67 MPa	65 MPa	0.15	0.3	0.2

FE-Modell

Zur Verifikation der identifizierten Elastizitäts- und Versagensparameter wird das in Abb. 11-10 a) und b) dargestellte FE-Modell des UD-Laminats verwendet. Im FE-Modell wird jede der 13 Einzelschichten mit einem Solid-Element über die Dicke diskretisiert. Bei den Zugproben wird der Einfachheit halber nur der Probenbereich zwischen den Aufleimern modelliert. Die Maße der Druckprobe quer zur Faser entsprechen denen der Zugprobe unter $\varphi = 0^\circ$, so dass ein und dasselbe FE-Modell für die Simulation verwendet werden kann. Die Aufleimer der Druckprobe werden aus numerischen Effizienzgründen im FE-Modell nicht berücksichtigt. Die Definition des Faserwinkels erfolgt für die Simulation über die in LS-DYNA vorgesehene Option $AOPT=2$, siehe Keyword Manual [Hal15] Seite 2-74. Dabei wird bzgl. des Strukturkoordinatensystems (x,y,z) die Faserrichtung über den Vektor \vec{a} und die Richtung quer dazu über den Vektor \vec{d} festgelegt. Die Kraft wird in der Simulation über die in der Probenmitte definierte Ebene ausgewertet und mit der Querschnittsfläche A der yz -Ebene zur Berechnung der nominellen Spannung $\sigma_x = F_x/A$ herangezogen. Entsprechend der Versuchsdurchführung wird in der Simu-

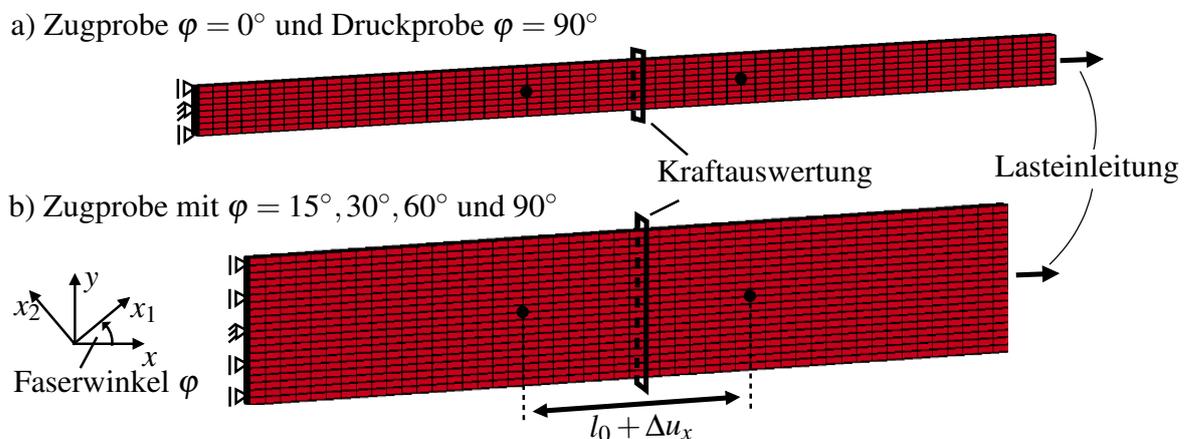


Abbildung 11-10: FE-Modelle des UD-Laminats für unterschiedliche Faserwinkel φ
 Figure 11-10: FE model of UD laminate for different fibre angle φ

lation die Relativverschiebung Δu zwischen zwei an den Messpositionen befindlichen Knoten erfasst und zur Berechnung der nominellen Dehnung $\epsilon_x = \Delta u/l_0$ verwendet, wobei l_0 der Ausgangslänge entspricht. Am linken Rand wird die Verschiebung in Lastangriffsrichtung (x -Achse) unterbunden, wobei beim Knoten in der Mitte zusätzlich der Freiheitsgrad in y - und z -Richtung gesperrt wird, siehe Abb. 11-10. Die Lasteinleitung erfolgt am rechten Probenrand in Form einer Verschiebungsrandbedingung. Die Berechnung erfolgt mit dem implizit statischen FE-Code in LS-DYNA. Beim off-axis Laminat (Faserwinkel $\varphi = 15^\circ, 30^\circ$ und 60°) kommt es aufgrund der Faserorientierung bei einer Zugbelastung zur Schubkoppelung. Die anliegende Belastung führt somit nicht nur zur Längenänderung in Längsrichtung, sondern hat auch eine Schubdeformation zur Folge, vgl. Abb. 11-11. Damit bei den off-axis Laminaten in

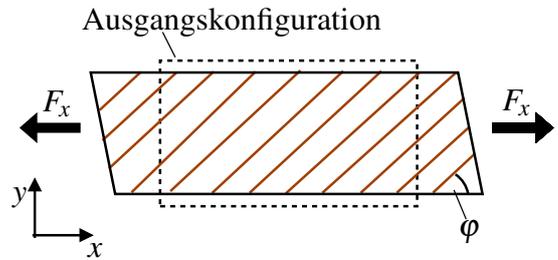


Abbildung 11-11: Kopplung zwischen Zugbelastung und Schubdeformation im off-axis Laminat

Figure 11-11: Coupling of tensile load and shear deformation in off-axis laminate

der Simulation die Schubdeformation am Probenrand auftreten kann, muss eine Rotation um die z -Achse ermöglicht werden. Dafür werden die Elementknoten an den Probenrändern Starrkörpern zugewiesen, siehe Abb. 11-12. Die Anbindung an die Starrkörper hat zur Folge, dass die Querdehnung unterbunden wird und es dadurch an den Probenrändern zum mehrachsigen Spannungszustand und somit zum vorzeitigen Versagen kommt. Nach dem Prinzip von SAINT-VENANT haben die Randeffekte durch die Lagerung keinen Einfluss mehr auf den Spannungszustand, wenn der horizontale Abstand zu den Rändern etwa der Probenbreite entspricht. Dies wird im FE-Modell berücksichtigt, in dem der Bereich an den Probenränder (ca. 25 mm) rein elastisch und ohne Versagenskriterium modelliert wird, siehe Abb. 11-12.

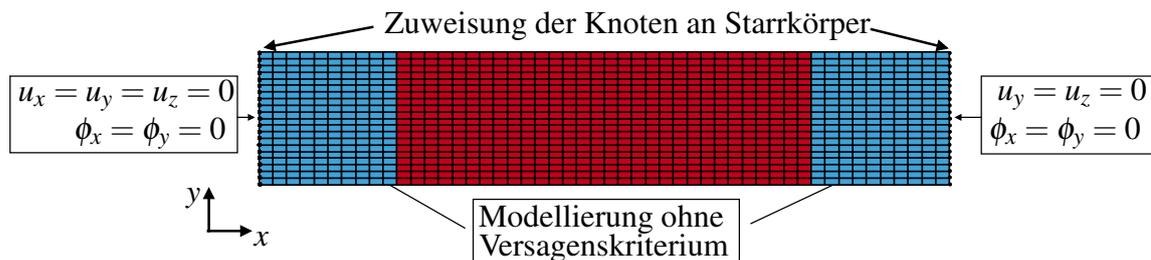


Abbildung 11-12: Modellierung der Randbereiche ohne Versagenskriterium beim off-axis Laminat
 Figure 11-12: Modelling edge area of off-axis laminate without failure criterion

Verifikationsrechnungen

In Abb. 11-13 sind die Simulationsergebnisse der Verifikationsrechnungen für das UD-Laminat im Spannungs-Dehnungs-Diagramm dargestellt. Beim UD-Laminat mit dem Faserwinkel $\varphi = 0^\circ$ und $\varphi = 90^\circ$ wird in der Simulation unter Zugbelastung der lineare Spannungs-Dehnungs-Verlauf aus dem Versuch gut wiedergegeben, vgl. Abb. 11-13. Auch die erzielten Festigkeiten in

der Simulation zeigen eine gute Übereinstimmung mit den Versuchen auf. Das nichtlineare Materialverhalten sowie die Festigkeit wird beim off-axis Laminat mit dem Faserwinkel $\varphi = 15^\circ$ und $\varphi = 30^\circ$ in der Simulation gut abgebildet, siehe Abb. 11-13. Auch das Simulationsergebnis des off-axis Laminats $\varphi = 60^\circ$ stimmt gut mit den Experimenten überein. Beim Druckversuch quer zur Faser, siehe Abb. 11-13, stimmt die Steifigkeit aus der Simulation bis zu einer Dehnung von ca. 1.2 % mit der aus dem Versuch überein. Im Versuch kommt es dann zu einem nichtlinearen Verlauf, der im aktuellen Materialmodell jedoch nicht berücksichtigt wird. Die Festigkeit liegt in der Simulation leicht oberhalb der dargestellten Versuche, was auf die ermittelte Druckfes-

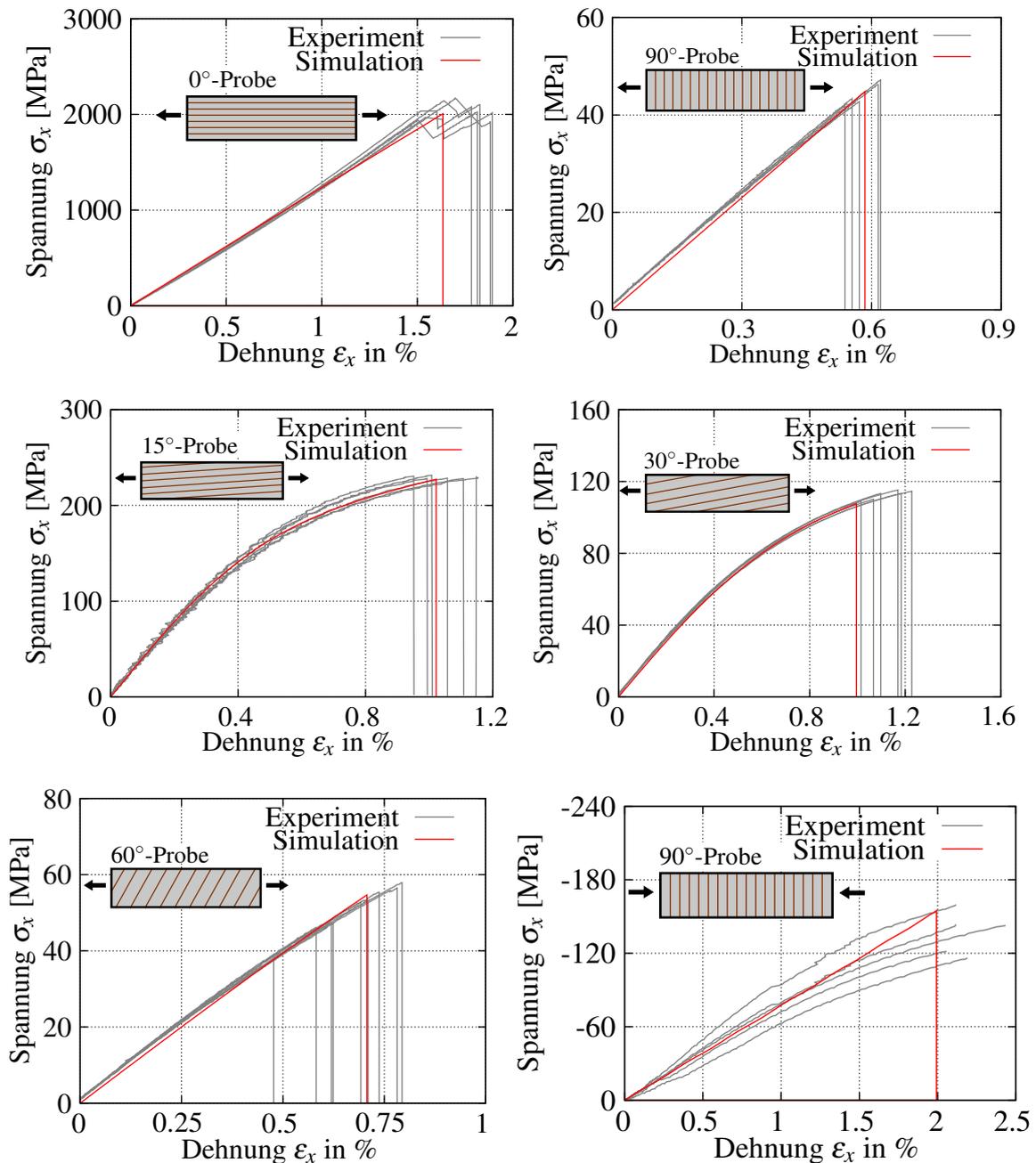


Abbildung 11-13: Verifikationsrechnung für UD-Laminat mit unterschiedlicher Faserorientierung
 Figure 11-13: Verification results of unidirectional laminate with different fibre orientation

tigkeit am Spannungs-Traversenweg-Diagramm in Abb. 4-22 zurückzuführen ist. In Kapitel 4.6 gibt es eine ausführliche Erläuterung weshalb die Druckfestigkeit experimentell am Spannungs-Traversenweg-Diagramm und nicht am Spannungs-Dehnungs-Diagramm ermittelt wird.

11.4.2 Bruchmechanische DCB- und ENF-Probe / Fracture mechanical DCB and ENF specimens

Mit den bruchmechanischen Versuchen an der DCB- und ENF-Probe wird das Delaminationsverhalten des Laminats charakterisiert. Nachfolgend werden die FE-Modelle, die Vorgehensweise zur Parameteridentifikation sowie numerische Studien vorgestellt. Abschließend erfolgt die Verifikation der identifizierten Parameter anhand von FE-Berechnungen.

FE-Modell

In Abb. 11-14 ist das FE-Modell der DCB-Probe dargestellt. Im FE-Modell wird das UD-Laminat über die Dicke mit 6 und über die Breite mit 12 Solid-Elementen der Elementform -2 diskretisiert. Dabei wird die Symmetrieeigenschaft entlang der xz -Ebene ausgenutzt und nur die halbe Probe modelliert. Die Fasern sind in Richtung der x -Achse orientiert. Zur Abbildung der Delamination befinden sich hinter dem Anriss in der Probenmitte Grenzflächenelemente mit einer Dicke von 0.01 mm, siehe Abb. 11-14. Die Elementkantenlänge beträgt hinter dem Anriss in Längsrichtung 0.5 mm. Das Laminatverhalten wird elastisch und ohne Versagen mit dem transversal-isotropen Materialmodell aus Kapitel 11.1 beschrieben. Die Lasteinleitung erfolgt über Bolzen, die als Starrkörper in den Winkeln modelliert werden. Die translatorischen und rotatorischen Freiheitsgrade der Bolzen sind Abb. 11-14 zu entnehmen. Das Materialverhalten der Winkel wird über das linear-elastische Materialmodell mit den Parametern $E = 210000$ MPa und $\nu = 0.3$ beschrieben. Über die im oberen Winkel definierte Ebene erfolgt die Kraftauswertung in der Simulation. Für die Wegauswertung wird die Verschiebung am oberen Bolzen ausgewertet.

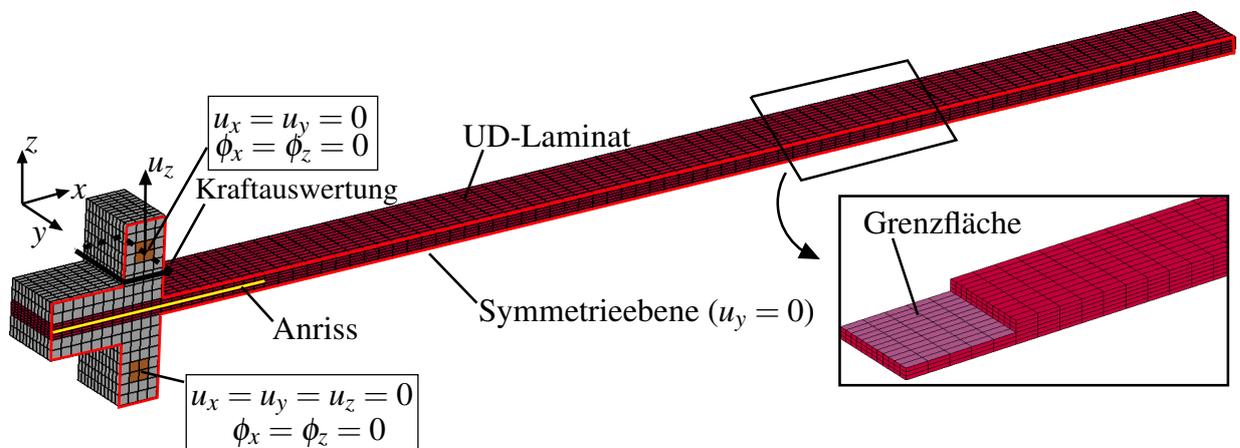


Abbildung 11-14: FE-Modell der DCB-Probe unter Mode-I Belastung
 Figure 11-14: FE-model of DCB specimen under mode-I loading

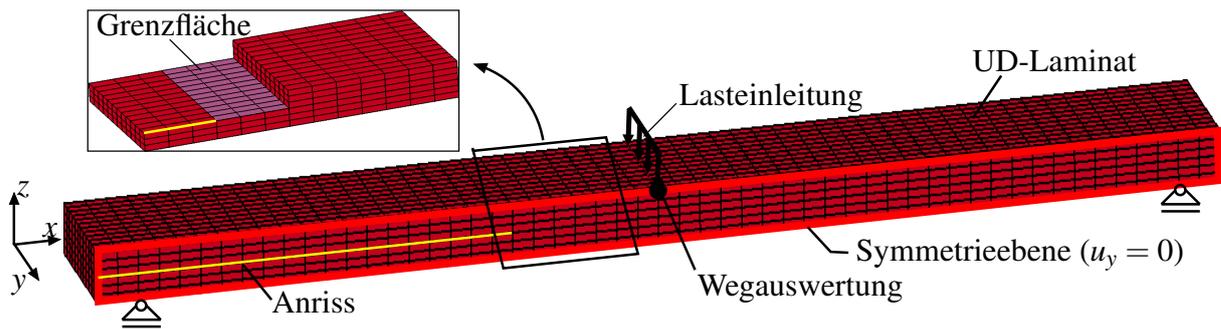


Abbildung 11-15: FE-Modell der ENF-Probe unter Mode-II Belastung
Figure 11-15: FE-model of ENF specimen under mode-II loading

Beim FE-Modell der ENF-Probe wird das UD-Laminat analog zur DCB-Probe mit 6 Solid-Elementen über die Dicke und mit 12 über die Breite diskretisiert, wobei die Elementkantenlänge hinter dem Anriss in Längsrichtung 0.5 mm beträgt. Aufgrund der Symmetrieeigenschaft in der xz -Ebene wird nur die halbe Probe modelliert. Dem UD-Laminat wird das transversal-isotrope Materialmodell mit einer Faserorientierung entlang der x -Achse zugewiesen. Hinter dem Anriss befinden sich in Längsrichtung Grenzflächenelemente (Dicke 0.01 mm) zur Abbildung der Delamination. Die Lasteinleitung erfolgt in der Probenmitte durch die Vorgabe einer Verschiebungsrandbedingung in negative z -Richtung. Am linken und rechten Probenrand, an dem sich im Versuch die Auflager befinden, wird das FE-Modell über die Knoten gelagert, siehe Abb. 11-15. Das Durchdringen der Elemente im Bereich des Anrisses wird durch die Verwendung des Surface-to-Surface Kontakts verhindert. Die Kraft- und Wegauswertung erfolgt an der Lasteinleitungsstelle.

Identifikation der Modellparameter

Zur Abbildung der Delamination mit dem Materialmodell *MAT_COHESIVE_MIXED_MODE aus LS-DYNA, siehe Kapitel 11.2.2, müssen folgende Parameter identifiziert werden:

- Energiefreisetzungsrate \mathcal{G}_{Ic} , \mathcal{G}_{IIc}
- Grenzflächenfestigkeit R_I , R_{II}
- Grenzflächensteifigkeit K_I , K_{II}
- Interaktionsparameter μ

In Kapitel 4.7 und 4.8 ist anhand experimenteller Daten der Wert für die kritische Energiefreisetzungsrate unter Mode-I Belastung $\mathcal{G}_{Ic} = 0.4$ N/mm und unter Mode-II Belastung $\mathcal{G}_{IIc} = 1.15$ N/mm ermittelt worden. Im Schrifttum findet sich keine einheitliches Vorgehen zur Bestimmung der Grenzflächensteifigkeit. Es lässt sich jedoch festhalten, dass die Grenzflächensteifigkeit deutlich größer sein sollte als die Laminatsteifigkeit in Dickenrichtung, damit keine künstliche Nachgiebigkeit in die Modellantwort eingebracht wird. Des Weiteren können aber auch nicht beliebig große Werte für die Grenzflächensteifigkeit angesetzt werden, da es ansonsten zu unerwünschten Oszillationen in der Berechnung kommen kann [DCM01], [TDCC05]. Die numerische Studie zur Grenzflächensteifigkeit an der Kopfzugprobe mit FVK-Coupon in Kapitel

13.2.2 zeigt, dass bei einer Grenzflächensteifigkeit von $K_I = K_{II} = 5e5 \text{ N/mm}^3$ keine wesentliche Nachgiebigkeit mehr in die Modellantwort eingebracht und somit der Wert verwendet wird. Da keine Versuche unter kombinierter Belastung (mixed-mode) vorliegen, wird für den Interaktionsparameter der Wert $\mu = 1$ gewählt. Zur adäquaten Auflösung des Spannungszustandes in der Kohäsivzone muss eine sehr feine Diskretisierung (Elementkantenlänge $< 0.5 \text{ mm}$) verwendet werden. Diese führt jedoch zu einem hohen numerischen Aufwand und eignet sich daher nicht für die Berechnung großer Strukturen. Bei grober Vernetzung wird der Spannungszustand in der Kohäsivzone unzureichend aufgelöst, wodurch es in der Simulation in Abhängigkeit von der Diskretisierung zum unterschiedlichen Delaminationsverhalten kommt. Dem Umstand mit der Netzabhängigkeit kann entgegengewirkt werden, in dem die Festigkeiten der Grenzfläche an die verwendete Diskretisierung angepasst werden. Dieser Vorschlag ist erstmalig in TURON ET AL. [TDCC05] veröffentlicht worden. Die Festigkeit R_I wird bei der DCB-Probe und R_{II} bei der ENF-Probe variiert und derjenige Wert identifiziert, mit dem das Delaminationsverhalten aus dem Versuch wiedergegeben werden kann. Dies erfolgt für FE-Netze mit einer Elementkantenlänge in Längsrichtung des Modells von 0.5, 1 und 2 mm. In der Materialkarte kann die Grenzflächenfestigkeit in Abhängigkeit der charakteristischen Elementlänge $l_e = \sqrt{A_I}$ hinterlegt werden, so dass unabhängig von der Diskretisierung das gleiche Delaminationsverhalten berechnet wird. Der Ausdruck A_I steht für die Mittelfläche des Grenzflächenelements. Der Wert für die Grenzflächenfestigkeit wird zwischen den vorgegebenen charakteristischen Elementabmessungen linear interpoliert. Die identifizierten Modellparameter sind in Tabelle 11-4 in einer Übersicht zusammengefasst.

Tabelle 11-4: Identifizierte Parameter für das Materialmodell *MAT_COHESIVE_MIXED_MODE
 Table 11-4: Identified model parameters for material model *MAT_COHESIVE_MIXED_MODE

G_{Ic}	0.4 N/mm	charak. Elementlänge l_e [mm]	Festigkeit	
G_{IIc}	1.15 N/mm		R_I [MPa]	R_{II} [MPa]
K_I	$5e5 \text{ N/mm}^3$	$\sqrt{0.5 \cdot 1.04} = 0.72$	40	250
K_{II}	$5e5 \text{ N/mm}^3$	$\sqrt{1 \cdot 1.04} = 1.02$	25	150
μ	1	$\sqrt{2 \cdot 1.04} = 1.44$	20	90

Studie zur Anrisslänge und zum Elastizitätsmodul E_2

In der Versuchsnorm der DCB-Probe DIN EN 6033 wird für den Anriss eine Länge von 10-15 mm vorgesehen. Mit der Länge des eingebrachten Teflonbandes von 29 mm ergibt sich für die DCB-Probe gemäß der Norm insgesamt die minimale Anrisslänge von $a_{\min} = 39 \text{ mm}$ und die maximale von $a_{\max} = 44 \text{ mm}$, siehe Abb. 11-16. In der folgenden Studie wird beim FE-Modell der DCB-Probe der Einfluss der Anrisslänge auf die Modellantwort untersucht. Zudem

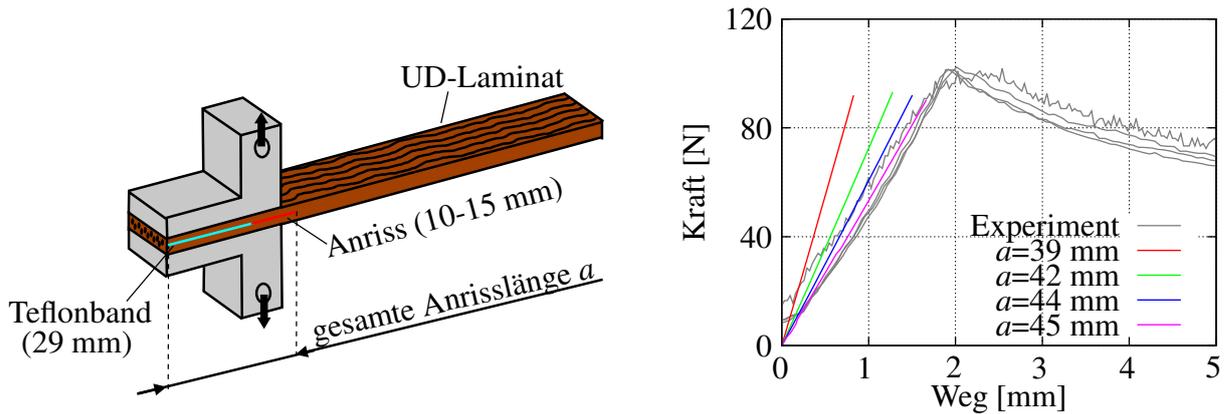


Abbildung 11-16: Einfluss der Anrisslänge a auf die Modellantwort bei der DCB-Probe
 Figure 11-16: Influence of pre-crack length on simulation results of DCB specimen

soll mit der Studie eine geeignete Anrisslänge für das FE-Modell ermittelt werden, da die tatsächlich vorliegende Anrisslänge der einzelnen Proben nicht bekannt ist. Die Simulation erfolgt für Anrisslängen von 39, 42, 44 und 45 mm. Das Materialverhalten in den Grenzflächenelementen wird linear elastisch mit der Steifigkeit $K_I = K_{II} = 5e5 \text{ N/mm}^3$ und ohne Versagen modelliert. In Abb. 11-16 sind die Simulationsergebnisse der DCB-Probe und die experimentellen Verläufe im Kraft-Weg-Diagramm dargestellt. Zu erkennen ist, dass eine Sensitivität bzgl. der Anrisslänge vorliegt und die Modellantwort mit zunehmender Anrisslänge weicher wird. Für die Anrisslänge von 45 mm stimmt die Steigung der Steifigkeit aus der Simulation gut mit der aus dem Versuch überein, so dass für das FE-Modell der DCB-Probe diese Anrisslänge zu Grunde gelegt wird. Für das FE-Modell der ENF-Probe wird der Einfluss der Anrisslänge und der des Elastizitätsmoduls $E_2 = E_3$ auf die Modellantwort untersucht. Die Versuchsnorm DIN EN 6034 sieht für die ENF-Probe eine Anrisslänge von 40 mm vor. Diese konnte bei der ENF-Probe mit einer Toleranz von $\pm 1\text{-}2 \text{ mm}$ eingestellt werden. Für die Simulation wird die Anrisslänge im FE-Modell daher in 2 mm Schritten zwischen 36 und 44 mm variiert. Das Materialverhalten der Grenzfläche wird wie beim FE-Modell der DCB-Probe linear elastisch und ohne Versagen modelliert. Das Simulationsergebnis der ENF-Probe ist links in Abb. 11-17 für die einzelnen Anrisslängen im

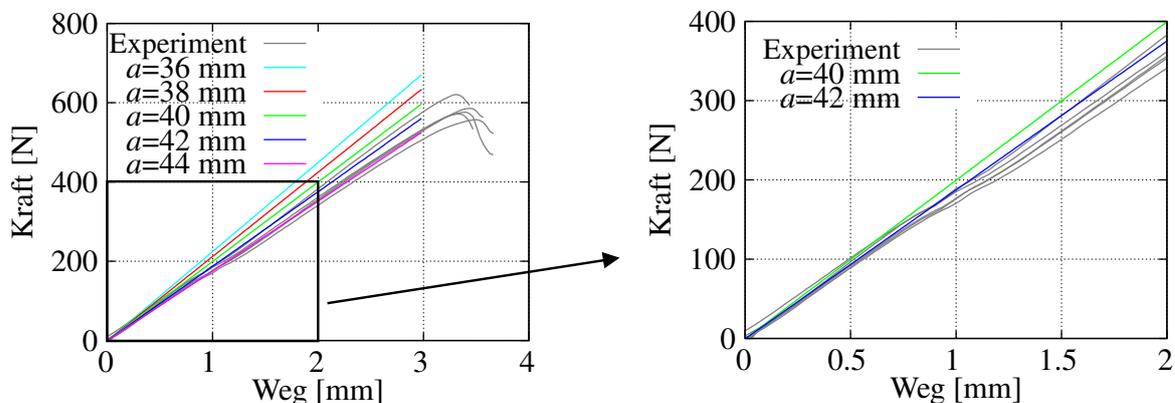


Abbildung 11-17: Studie zum Einfluss der Anrisslänge auf die Modellantwort bei der ENF-Probe
 Figure 11-17: Numerical study to the influence of pre-crack length on numerical result for ENF specimen

Kraft-Weg-Diagramm dargestellt. Ersichtlich ist, dass mit zunehmender Anrisslänge die Steifigkeit im Kraft-Weg-Verlauf abnimmt. Für die Anrisslänge von $a = 36$ mm und $a = 38$ mm ist der Verlauf aus der Simulation steifer und für $a = 44$ mm weicher als im Versuch, so dass diese Werte für die Anrisslänge nicht in Betracht kommen. Das Simulationsergebnis für die Anrisslänge von 40 und 42 mm ist in Abb. 11-17 rechts vergrößert dargestellt. Bis zu einem Weg von etwa 1 mm, bei dem die experimentellen Verläufe einen Bogen aufweisen, stimmt die Steifigkeit aus der Simulation für die Anrisslänge von 42 mm gut mit der Steifigkeit aus dem Versuch überein. Somit wird für das FE-Modell der ENF-Probe die Anrisslänge von 42 mm verwendet. Bei der Parameteridentifikation des UD-Laminats ist der Elastizitätsmodul in Dickenrichtung mit $E_3 = E_2 = 7700$ MPa identifiziert worden. In der nachfolgenden Studie wird dieser Wert bei der ENF-Probe variiert und der Einfluss auf die Modellantwort untersucht. Das Ergebnis der Studie ist rechts in Abb. 11-18 dargestellt. Zu erkennen ist, dass der Elastizitätsmodul E_3 die Modellantwort nicht beeinflusst und somit keine Sensitivität bzgl. des Modellparameters vorliegt.

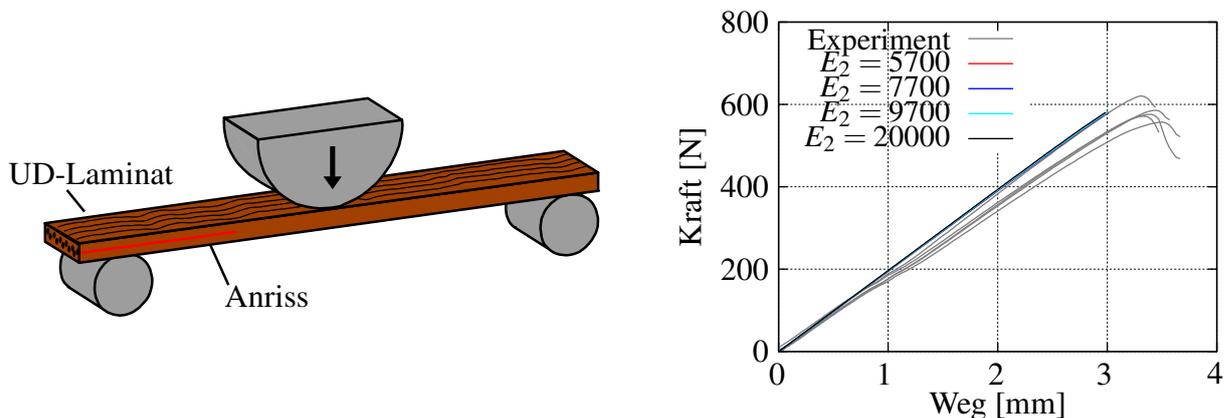


Abbildung 11-18: Studie zum Einfluss des Elastizitätsmoduls E_3 auf Simulationsergebnis der ENF-Probe
Figure 11-18: Study to the influence of Young's modulus E_3 on simulation result of ENF specimen

Verifikationsrechnungen

Bei der Versuchsdurchführung unter quasistatischer Belastung werden bei der DCB-Probe Traversenwege von 30 mm und bei der ENF-Probe von 3,5 mm zurückgelegt. Aufgrund der großen Wege ist es nicht zweckmäßig die Simulation mit dem expliziten FE-Code in LS-DYNA durchzuführen. Daher erfolgt die Simulation der bruchmechanischen Proben ausschließlich mit dem statisch impliziten FE-Code in LS-DYNA.

In Abb. 11-19 sind die Ergebnisse der Verifikationsrechnungen für die DCB-Probe unter Mode-I und für die ENF-Probe unter Mode-II Belastung für unterschiedliche FE-Netze dargestellt. In der Simulation werden Elementkantenlängen in Längsrichtung der Probe von 0,5, 1 und 2 mm verwendet. Als Modellparameter werden für das Materialmodell *MAT_COHESIVE_MIXED_MODE die identifizierten Werte aus Tabelle 11-4 herangezogen. Die Festigkeit der Grenzfläche ist in Anlehnung an TURON ET AL. [TDCC05] in der Materialkarte in Abhängigkeit von

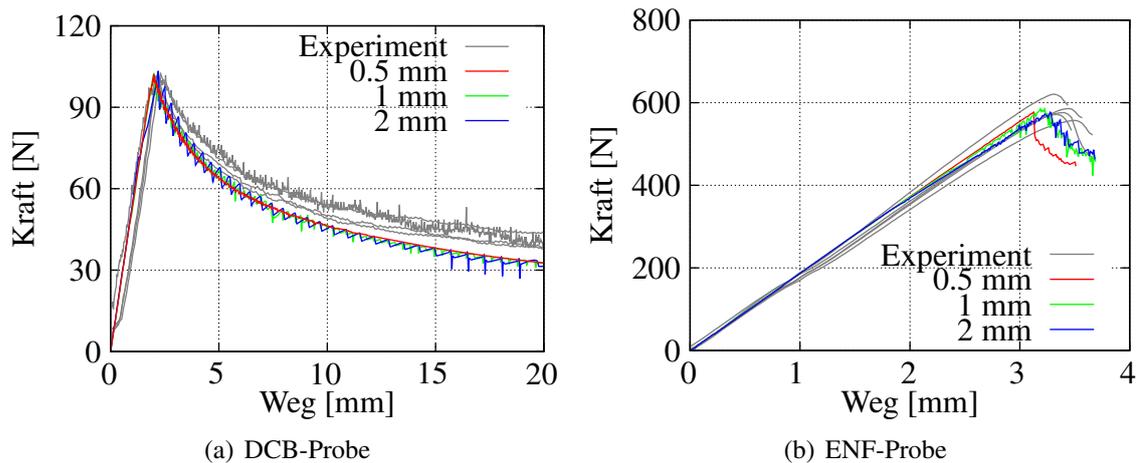


Abbildung 11-19: Simulationsergebnis der bruchmechanischen Versuche für unterschiedliche FE-Netze
Figure 11-19: Verification result for fracture mechanical tests using different discretisations

der Elementkantenlänge in Form einer Tabelle hinterlegt. Die Simulationsergebnisse der DCB-Probe zeigen eine gute Übereinstimmung mit den Versuchen hinsichtlich der Steifigkeit und der erzielten Traglast. Das Einsetzen der Delamination wird in der Simulation unter Mode-I Belastung für die einzelnen Diskretisierungen jeweils gleich berechnet, siehe Abb. 11-19(a). Bei der ENF-Probe unter Mode-II Belastung liegt die in der Simulation erzielte Traglast im Streuband der Versuche, siehe Abb. 11-19(b). Der Beginn des Delaminationsprozesses wird somit für die verwendeten FE-Netze richtig berechnet. Bis zu einem Weg von 1 mm stimmt die Steifigkeit aus der Simulation mit der aus dem Versuch überein. Die experimentellen Verläufe weisen beim Weg von 1 mm einen Bogen auf, wodurch es zur Abweichung zwischen Simulation und Experiment kommt. Mit den Ergebnissen der Verifikationsrechnungen wird gezeigt, dass das Delaminationsverhalten, basierend auf dem Konzept von TURON ET AL. [TDCC05], auch bei grober Vernetzung adäquat wiedergegeben wird.

11.5 Validierung am Mehrschichtverbund / Validation on multi-layer composite

Die Elastizitäts- und Versagensparameter der UD-Einzelschicht sind an Proben mit gleicher Faseranordnung identifiziert worden, siehe Kapitel 11.4.1 sowie Tabelle 11-2 und 11-3. Im Folgenden erfolgt die Validierung der Modellparameter am quasi-isotropen Mehrschichtverbund unter Zugbelastung. Der Mehrschichtverbund besteht aus 13 Einzelschichten mit dem Lagenaufbau $[0^\circ, 90^\circ, +45^\circ, -45^\circ, 0^\circ, 90^\circ, 45^\circ, 90^\circ, 0^\circ, -45^\circ, +45^\circ, 90^\circ, 0^\circ]$. Durch den gezielten Lagenaufbau ist das Materialverhalten des Mehrschichtverbundes bei einer Belastung in der Ebene isotrop. Zur Berücksichtigung der vorhandenen Tragfähigkeit nach einem Zwischenfaserbruch in einer Einzelschicht wird das anisotrope Schädigungsmodell aus Kapitel 11.3.1 verwendet. Die Elemente werden erst aus der Berechnung gelöscht, wenn das Faserbruchkriterium nach Gl. (11-17)

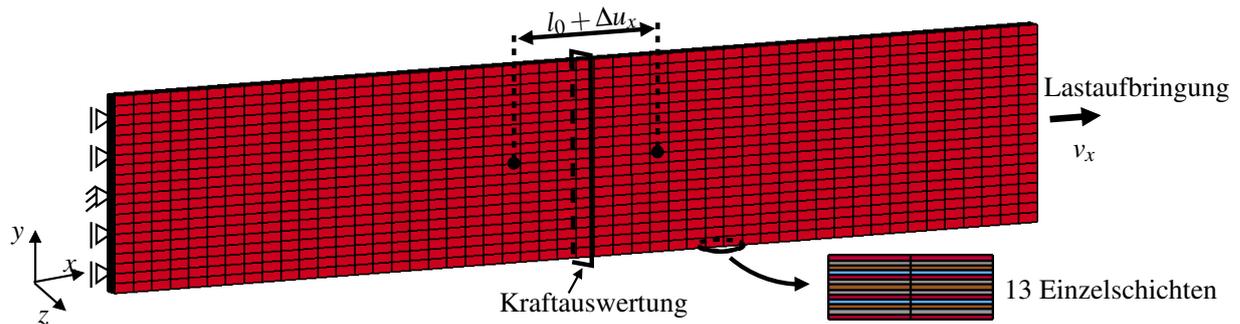


Abbildung 11-20: FE-Modell des quasi-isotropen Mehrschichtverbundes
Figure 11-20: FE model of quasi-isotropic laminate

erfüllt ist. Das FE-Modell der Probe ist in Abb. 11-20 dargestellt. Es wird mit 50 Elementen über die Länge und mit 20 über die Breite diskretisiert. Jede der dreizehn Einzelschichten wird mit einem Solid-Element über die Dicke modelliert. Der linke Probenrand wird in x -Richtung unverschieblich gelagert und am Knoten in der Probenmitte zusätzlich der Freiheitsgrad in y - und z -Richtung gesperrt. Die Prüfgeschwindigkeit $v_x = 0.5 \text{ mm/s}$ wird mit dem Faktor $4e4$ hochgesetzt und am rechten Rand als Randbedingung über Gl. (10-19) vorgegeben. Die Kraftauswertung erfolgt über die Ebene in der Probenmitte und wird mit der Querschnittsfläche A_x zur Berechnung der nominellen Spannung $\sigma_x = F_x/A_x$ herangezogen. Mit der Relativverschiebung Δu_x zwischen den in Abb. 11-20 gekennzeichneten Knoten wird die nominelle Dehnung $\epsilon_x = \Delta u_x/l_0$ berechnet, wobei die Ausgangslänge $l_0 = 20 \text{ mm}$ beträgt. Die Simulation erfolgt mittels explizitem Zeitintegrationsverfahren und der Elementformulierung -2 in LS-DYNA.

Das Ergebnis der Validierungsrechnung vom quasi-isotropen Mehrschichtverbund ist in Rot im nominellen Spannungs-Dehnungs-Diagramm in Abb. 11-21 für den Schädigungsansatz ohne kontinuierliche Entwicklung der Schädigungsvariablen dargestellt, vgl. Kapitel 11.3.2. Bei einer Dehnung von etwa 0.6 % tritt in der Simulation der erste Zwischenfaserbruch in der 90° -Schicht ein. Dieser bewirkt, dass die Schädigungsvariable ω_2 und ω_4 in der Materialroutine für die 90° -Schicht zu Eins gesetzt und dadurch die Steifigkeit der Schicht reduziert wird. Dadurch reagiert der Mehrschichtverbund insgesamt mit einer reduzierten Gesamtsteifigkeit auf die Belastung. Die zuvor von der 90° -Schicht aufgenommene Belastung wird auf die ungeschädigten Einzelschichten verlagert. Bei weiterer Laststeigerung tritt der Zwischenfaserbruch in der $+45^\circ$ -Schicht bei einer Dehnung von 0.7 % ein und in der -45° -Schicht bei 0.9 % Dehnung, vgl. Abb. 11-21. Wie zuvor auch bei der 90° -Schicht wird die Steifigkeit in den $\pm 45^\circ$ -Schichten nach dem Zwischenfaserbruch abgemindert, in dem in der Materialroutine die Schädigungsvariablen ω_2 und ω_4 zu Eins gesetzt werden. Ab einer Dehnung von ca. 1 % besitzen nur noch die 0° -Schichten ihre volle Tragfähigkeit und sind somit hauptsächlich für die Aufnahme der Belastung zuständig. Der Faserbruch tritt in den 0° -Schichten bei der Dehnung von ca. 1.5 % ein, wodurch die Elemente aus der Berechnung gelöscht werden und es zum vollständigen Laminatversagen kommt. Im Versuch wird im Durchschnitt die Traglast von 960 MPa und in der Simulation von 710 MPa erreicht.

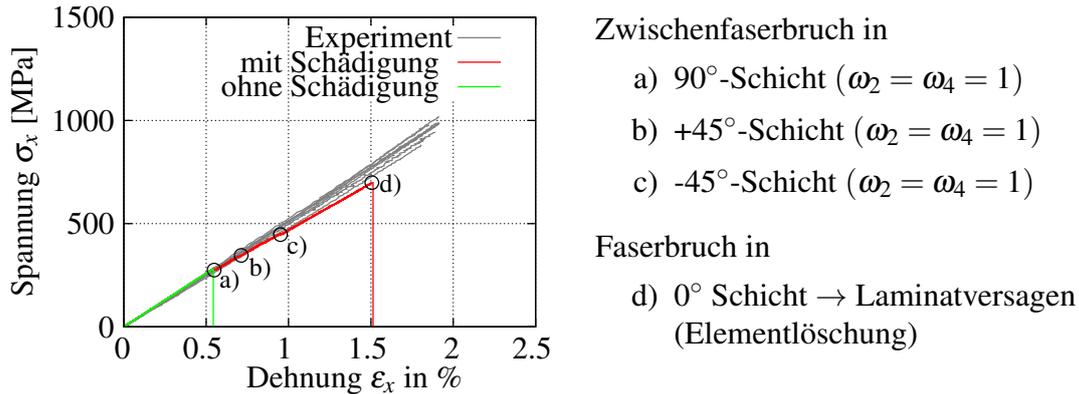


Abbildung 11-21: Simulationsergebnis des quasi-isotropen Mehrschichtverbunds mit und ohne anisotropem Schädigungsmodell
 Figure 11-21: Simulation results of quasi-isotropic laminate with and without anisotropic damage model

Die Ursache für die Abweichung in der Traglast ist ggf. auf das sogenannte *In-Situ* Verhalten der Einzelschichten zurückzuführen. Bei der Modellierung liegt die Annahme zu Grunde, dass die Festigkeit der Einzelschicht unabhängig davon, ob sich die Einzelschicht im UD-Laminat oder im multidirektionalen Mehrschichtverbund befindet, immer den gleichen Wert besitzt. Aus dem Schrifttum [FK82] ist bekannt, dass die Festigkeit einer Einzelschicht im multidirektionalen Mehrschichtverbund bis zu 2.5fach höher sein kann als im UD-Laminat. Dies ist abhängig von der Dicke der Einzelschichten und der Faserorientierung der angrenzenden Schichten [HSK96]. In Abb. 11-21 ist in Grün zusätzlich das Ergebnis für die Simulation ohne anisotropes Schädigungsmodell dargestellt. In der Berechnung werden die Elemente nach dem ersten Zwischenfaserbruch gelöscht, wodurch es zum vollständigen Versagen kommt. Mit dem anisotropen Schädigungsmodell kann somit durch die gezielte Degradation der elastischen Steifigkeiten nach dem Zwischenfaserbruch die Traglast in der Simulation gesteigert werden. In Abb. 11-22(a) ist das Berechnungsergebnis für die Simulation mit kontinuierlicher Entwicklung der Schädigungsvariablen dargestellt (Schädigungsansatz 2). Zu erkennen ist, dass das Berechnungsergebnis für die

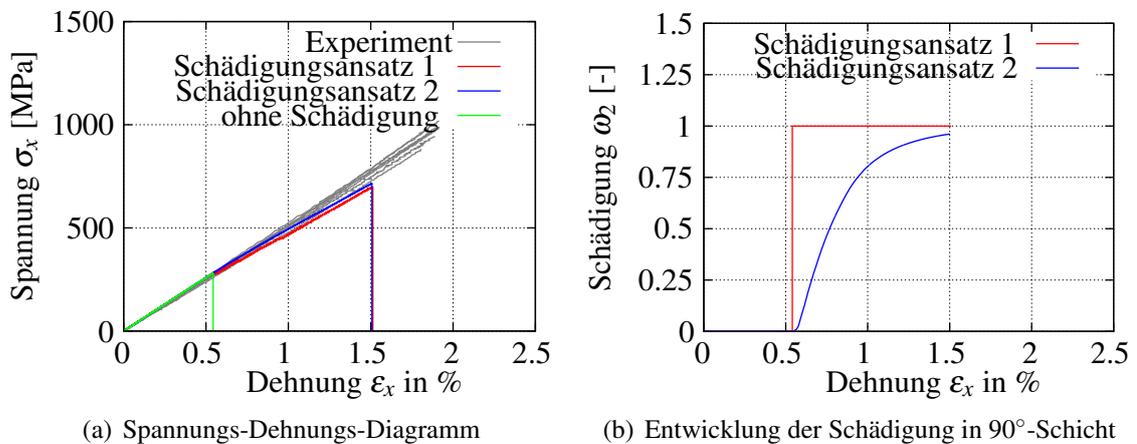


Abbildung 11-22: Darstellung des Berechnungsergebnisses für beide Schädigungsansätze
 Figure 11-22: Depiction of simulation result for both damage approaches

Simulation mit kontinuierlicher Schädigungsentwicklung im Spannungs-Dehnungs-Diagramm einen glatteren Verlauf aufweist (blaue Kurve). Mit beiden Schädigungsansätzen werden für die Traglast jedoch identische Werte erzielt. In Abb. 11-22(b) ist exemplarisch die Entwicklung der Schädigungsvariable ω_2 für beide Schädigungsansätze in der 90° -Schicht dargestellt. Beim ersten Schädigungsansatz wird der Wert der Schädigungsvariable nach dem Zwischenfaserbruch direkt auf den Wert 1 gesetzt und konstant gehalten, wohingegen sich beim zweiten Ansatz die Schädigungsvariable kontinuierlich dem Wert 1 annähert.

11.6 FE-Berechnung des $\pm 45^\circ$ Kreuzlaminats / FE-Analysis of $\pm 45^\circ$ angle-ply laminate

Mit dem $\pm 45^\circ$ Kreuzlaminat kann das axiale Schubverhalten einer UD-Einzelschicht charakterisiert werden. Im Rahmen des Projektes werden die Versuchsdaten des $\pm 45^\circ$ Kreuzlaminats zur Validierung der identifizierten Parameter des axialen Schubansatzes, siehe Kapitel 11.4.1, herangezogen. Das Kreuzlaminat besteht aus 16 Einzelschichten mit dem Aufbau $[(\pm 45)_4]_s$ und einer Einzelschichtdicke von 0.15 mm. Im FE-Modell des Kreuzlaminats wird jede Einzelschicht mit einem Solid-Element (Elementform -2) über die Dicke und mit 50×20 Elementen in der Ebene diskretisiert, siehe Abb. 11-23. Die Prüfgeschwindigkeit $v = 2$ mm/min wird mit dem Faktor $1e4$ hochgesetzt und am rechten Probenrand als Randbedingung mit Gl. (10-19) vorgegeben. Am linken Probenrand wird die Knotenverschiebung in Lastrichtung unterbunden und am Knoten in der Mitte zusätzlich der Freiheitsgrad in y - und z -Richtung gesperrt. Die Simulation erfolgt mit dem expliziten FE-Code in LS-DYNA. Über die definierte Ebene in der Probenmitte wird die Kraft in x -Richtung ausgewertet und mit der Querschnittsfläche A_x zur Berechnung der nominellen Spannung $\sigma_x = F_x/A_x$ verwendet. Die nominelle Längsdehnung $\epsilon_x = \Delta u_x/l_0$ und Querdehnung $\epsilon_y = \Delta u_y/b_0$ berechnet sich jeweils aus der Relativverschiebung Δu_x bzw. Δu_y der in Abb. 11-23 markierten Knoten mit der Ausgangslänge $l_0 = 78$ mm und $b_0 = 25$ mm. Zur Bestimmung des Schubspannung-Gleitungs-Diagramms ($\tau_{12} - \gamma_{12}$) wird aus der nominellen Spannung σ_x die

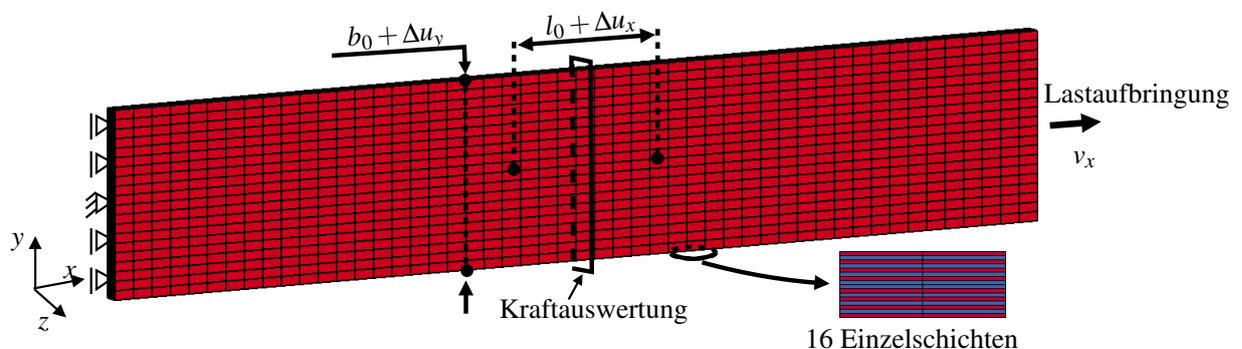


Abbildung 11-23: FE-Modell des $\pm 45^\circ$ Kreuzlaminats
Figure 11-23: FE model of $\pm 45^\circ$ angle-ply laminate

Schubspannung τ_{12} im materiellen Koordinatensystem (x_1, x_2, x_3) der UD-Schicht berechnet, siehe auch [Her97]:

$$\tau_{12}(\pm 45^\circ) = \mp \frac{1}{2} \sigma_x . \quad (11-39)$$

Für die Gleitung γ_{12} gilt die Transformationsvorschrift

$$\gamma_{12} = (\epsilon_x - \epsilon_y) \sin(2\varphi) + \gamma_{xy} \cos(2\varphi) \quad (11-40)$$

und führt mit dem Faserwinkel $\varphi = \pm 45^\circ$ und der Bedingung⁵ $\gamma_{xy} = 0$ zu

$$\gamma_{12}(\pm 45^\circ) = \pm (\epsilon_x - \epsilon_y) . \quad (11-41)$$

Gemäß der Versuchsnorm DIN EN ISO 14129 ist der Versuch nach 5 % Gleitung zu beenden, wenn nicht vorher schon Versagen im Kreuzlaminat eingetreten ist. Die Versuchsdurchführung am $\pm 45^\circ$ Kreuzlaminat erfolgte im Projekt bis zum Totalbruch der Probe, wobei Gleitungen von bis zu 39 % erreicht worden sind, vgl. Abb. 11-24. Die großen Gleitungen wie auch Spannungen sind nicht auf das reine Schubverhalten zurückzuführen, sondern kommen durch die Umorientierung der Fasern zustande. Mit zunehmender Belastung richten sich die Fasern vermehrt in Belastungsrichtung aus und führen im

Spannung-Gleitungs-Diagramm ab einer Gleitung von 5 % zu einem ansteigenden Verlauf, siehe Abb. 11-24. Eine ausführliche experimentelle Untersuchung zur Faserrotation in $\pm 45^\circ$ Kreuzlaminaten findet sich in [SEA 14] wieder. Das Ergebnis der Validierungsrechnung ist als roter Verlauf im Schubspannung-Gleitungs-Diagramm in Abb. 11-24 dargestellt. Bis zur Gleitung von ca. 4 % wird das nichtlineare Schubverhalten aus dem Experiment mit der Simulation gut abgebildet. Damit sind die an den Versuchsdaten der off-axis Proben (15° und 30° Faserwinkel) identifizierten Modellparameter des nichtlinearen Schubansatzes validiert. In der Simulation kommt es bei der Gleitung von 4 % zum Zwischenfaserbruch, wodurch die Schädigungsparameter ω_2 und ω_4 zu eins gesetzt und die entsprechenden Steifigkeiten degradiert werden. Dadurch kann keine Querzugspannung σ_{22} und

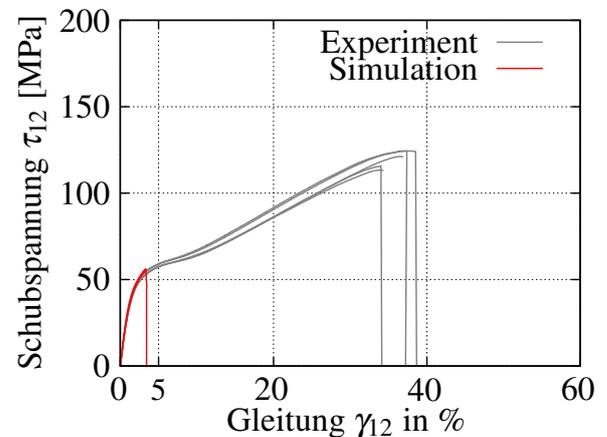


Abbildung 11-24: Simulationsergebnis des $\pm 45^\circ$ Kreuzlaminats

Figure 11-24: Simulation result of $\pm 45^\circ$ angle-ply laminate

⁵Im $\pm 45^\circ$ Kreuzlaminat mit gleicher Schichtdicke gibt es bezüglich der globalen Laminatkoordinaten (x, y, z) keine Kopplung zwischen der Normalbeanspruchung σ_x und der Gleitung γ_{xy} , daher gilt $\gamma_{xy} = 0$.

axiale Schubspannung τ_{12} mehr übertragen werden und es kommt zum abruptem Spannungsabfall in der Simulation. Der zuvor erläuterte Sachverhalt mit der Umorientierung der Fasern kann mit dem aktuellen Berechnungsmodell nicht abgebildet werden und stellt somit den Gegenstand für weitere Forschungsarbeiten dar.

12 Modellierung des Stahlblechs / Modelling of sheet steel

Michael Donhauser, Anton Matzenmiller

Gegenstand des vorliegenden Kapitels ist die Charakterisierung des Stahlblechs HC420LC unter quasistatischer ($v_0 = 10 \text{ mm/min}$) und schlagartiger ($v_1 = 1000 \text{ mm/s}$) Belastung. Das Stahlblech wird bei der dünnen Zugschermprobe und der KS2-Probe mit FVK-Coupon als metallisches Füge­teil verwendet. Zur Beschreibung des Materialverhaltens wird das ratenabhängige, elasto­plastische Materialmodell MAT_PICEWIES_LINEAR_PLASTICITY aus LS-DYNA [Hal15] verwendet. Zu Beginn wird das FE-Modell der einzelnen Prüf­körper vorgestellt und im Anschluss daran die Vorgehensweise zur Identifikation der Modellparameter.

In this chapter the material behaviour of the steel HC420LC is described under quasistatic and impact loading by means of the rate dependent, elasto-plastic material model MAT_PICEWIES_LINEAR_PLASTICITY from LS-DYNA [Hal15]. The sheet steel is used as an adherend for the thin shear specimen and the KS2 specimen. At the beginning the FE-model of the individual specimens is presented and after that the procedure of parameter identification.

12.1 FE-Modell und Randbedingung / FE-model and boundary condition

Im Versuch wird zur Charakterisierung des Materialverhaltens vom Stahl unter quasistatischer und schlagartiger Belastung jeweils eine eigene Probengeometrie verwendet. In Abb. 12-1 ist das FE-Modell für die einzelnen Proben dargestellt. Dabei wird das FE-Modell in Abb. 12-1(a) über die Länge, Breite und Dicke mit $183 \times 15 \times 2$ Solid-Elementen und das in Abb. 12-1(b) mit $72 \times 10 \times 2$ diskretisiert. In beiden Fällen wird die Symmetrieeigenschaft entlang der zx -Ebene ausgenutzt und nur die halbe Probe modelliert. Die Lasteinleitung und Lagerung erfolgt in der Simulation über Starrkörper die sich an den Probenrändern befinden. Der linke und rechte Probenrand ist unverschieblich gelagert, wobei am rechten Probenrand die Verschiebung in Lastangriffsrichtung zugelassen wird. Als Randbedingung wird in der Simulation für den quasistatischen Fall die Soll-Geschwindigkeit aus dem Versuch $v_0 = 10 \text{ mm/min}$ über Gl. (10-18) vorgegeben und für den dynamischen Fall $v_1 = 1 \text{ m/s}$. Dabei wird die Soll-Geschwindigkeit $v_0 = 10 \text{ mm/min}$ in der Simulation mit dem Faktor $\text{fac} = 4e4$ hochgesetzt. Eine ausführliche Beschreibung zur Umsetzung der Randbedingung findet sich in Kapitel 10.2.2 wieder. Über die definierte Ebene im

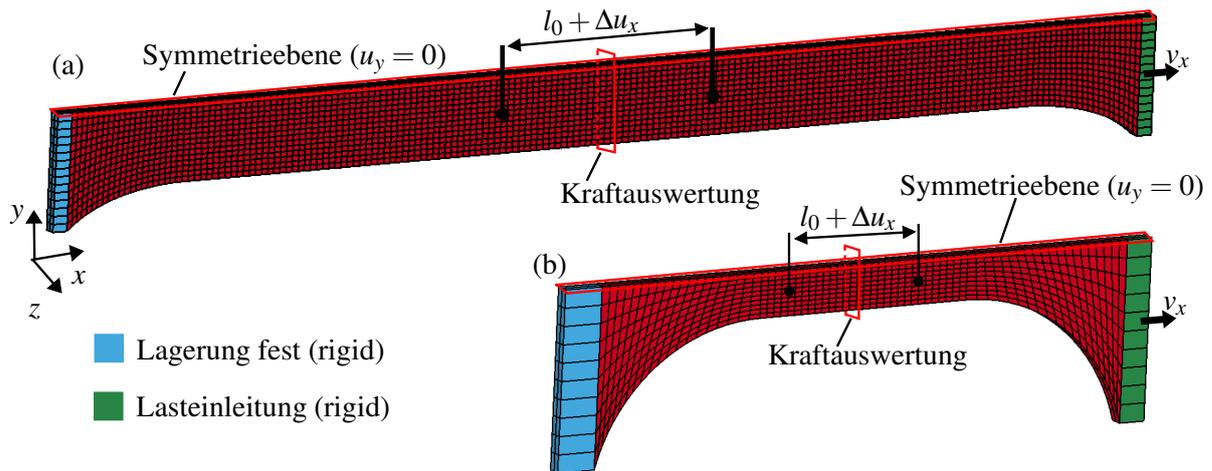


Abbildung 12-1: FE-Modell des Stahlblechs für Probengeometrie unter (a) quasistatischer und (b) schlagartiger Belastung

Figure 12-1: FE-model of sheet metal for sample geometry under (a) quasi-static and (b) impact loading

FE-Modell wird die Kraft F_x in der Simulation ausgewertet und zur Berechnung der nominellen Spannung $\sigma_x = F_x/A_x$ herangezogen, wobei A_x für die Querschnittsfläche der Probe in der zy -Ebene steht. Die nominelle Dehnung $\epsilon_x = \Delta u_x/l_0$ berechnet sich mit der Relativverschiebung Δu_x zwischen den in Abb. 12-1 markierten Knoten und der Ausgangslänge $l_0 = 20$ mm. Die Soll-Dehnrates berechnet sich mit der Prüfgeschwindigkeit v und der Ausgangslänge l_0 über die Beziehung $\dot{\epsilon} = v/l_0$. Die Simulation erfolgt mit dem expliziten FE-Code in LS-DYNA [Hal15].

12.2 Identifikation und Verifikation der Modellparameter / Identification and verification of model parameters

Zur Charakterisierung des Stahls wird das ratenabhängige, elastoplastische Materialmodell MAT_PICEWIES_LINEAR_PLASTICITY aus LS-DYNA verwendet. Als Modellparameter wird der E-Modul $E = 180000$ MPa und die Massendichte $\rho = 7850$ kg/m³ vorgegeben. Im Materialmodell kann die ratenabhängige Plastizität des Stahls berücksichtigt werden, indem die wahre Spannung über der effektiven plastischen Dehnung für die jeweilige Prüfgeschwindigkeit bzw. Dehnrates in tabellarischer Form in der Materialkarte hinterlegt wird. Mit der nominellen Spannung σ und der nominellen Dehnung ϵ aus dem Versuch kann die wahre Spannung über

$$\sigma_{\text{wahr}} = \sigma (1 + \epsilon) \quad (12-1)$$

berechnet werden. Mit der wahren Dehnung (Hencky-Dehnung)

$$\epsilon_{\text{wahr}} = \ln(1 + \epsilon) \quad (12-2)$$

und Gl. (12-1) wird die effektive plastische Dehnung berechnet:

$$\varepsilon_{\text{wahr}}^{\text{pl}} = \varepsilon_{\text{wahr}} - \frac{\sigma_{\text{wahr}}}{E}. \quad (12-3)$$

Der anhand der Versuchsdaten mit Gl. (12-1) und Gl. (12-3) ermittelte wahre Spannungs-Dehnungs-Verlauf wird mit dem Ansatz nach VOCE [Voc48] durch die kontinuierliche Funktion

$$\sigma_{\text{wahr}} = \sigma_{\text{wahr}}^{\text{max}} - (\sigma_{\text{wahr}}^{\text{max}} - \sigma_{\text{wahr}}^0) e^{-c\varepsilon_{\text{wahr}}^{\text{pl}}} \quad (12-4)$$

beschrieben und in tabellarischer Form mit äquidistanten Stützstellen in LS-DYNA für die entsprechende Dehnrates hinterlegt. Dabei steht in Gl. (12-4) die Variable σ_{wahr}^0 für die Fließspannung, c für den an die Versuchsdaten anzupassenden Parameter und $\sigma_{\text{wahr}}^{\text{max}}$ für die maximale Spannung. Der Verlauf der ermittelten Fließkurve ist für die einzelnen Dehnrates in Abb. 12-2 dargestellt, wobei beim Anpassen der Funktionen nur der physikalisch relevante Bereich bis zum Spannungsmaximum $\sigma_{\text{wahr}}^{\text{max}}$ berücksichtigt worden ist.

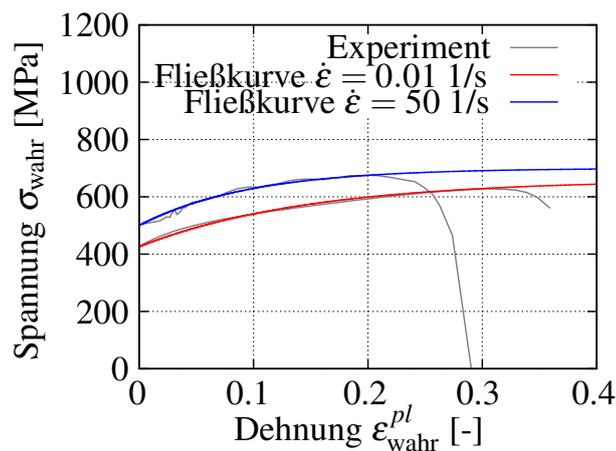


Abbildung 12-2: Fließkurven des Stahls HC420LC
Figure 12-2: Yield curve of steel HC420LC

Verifikationsrechnungen

In der Materialkarte des Stahls muss für die hinterlegte Spannungs-Dehnungs-Beziehung auch die dazugehörige Dehnrates angegeben werden. Für den quasistatischen Fall wird der Wert der Soll-Dehnrates aus dem Versuch verwendet $\dot{\varepsilon}_0 = \dot{\varepsilon}_0^{\text{Sim}} = 0.01 \text{ 1/s}$. Für die schlagartige Belastung muss die Dehnrates für die Simulation invers bestimmt werden, da bei der Versuchsdurchführung keine konstante Soll-Dehnrates von $\dot{\varepsilon}_1 = 50 \text{ 1/s}$ vorlag. Die inverse Identifikation liefert eine Dehnrates von $\dot{\varepsilon}_1^{\text{Sim}} = 30 \text{ 1/s}$ für die Simulation. Das Simulationsergebnis ist unter quasistatischer und schlagartiger Belastung in Abb. 12-3 jeweils im Spannungs-Dehnungs-Diagramm dargestellt. Der berechnete Verlauf aus der Simulation zeigt jeweils eine gute Übereinstimmung mit

den Versuchen hinsichtlich der Steifigkeit, dem Fließbeginn und dem Bruchweg. Die verwendete Materialkarte ist im Anhang B.3 angegeben.

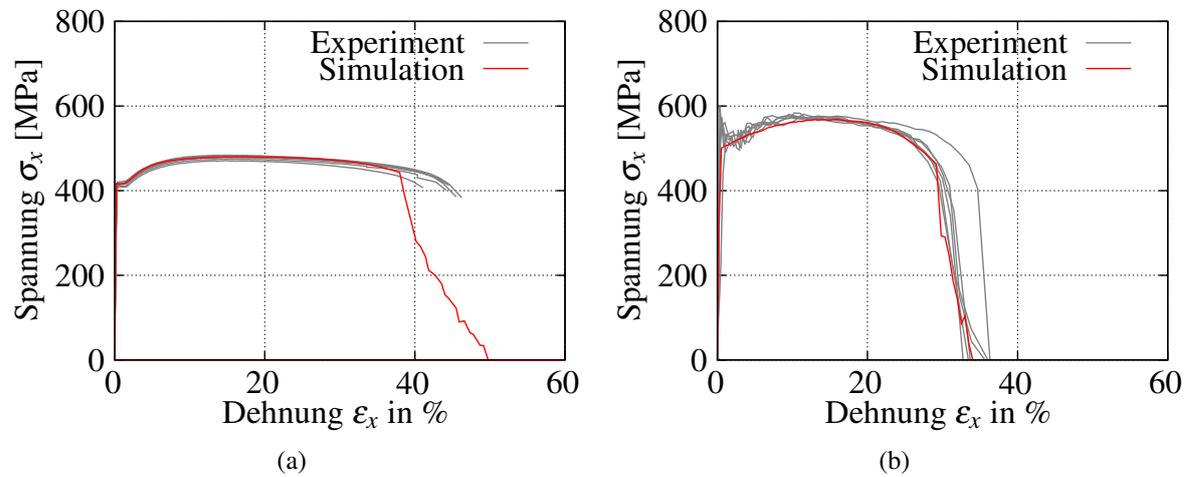


Abbildung 12-3: Verifikationsrechnung des Stahls für (a) quasistatische und (b) schlagartige Belastung
Figure 12-3: Verification result for steel under (a) quasi-static and (b) impact loading

13 FE-Berechnung geklebter Stahl-FVK-Verbindungen / FE-Analysis of adhesive bonded steel-frp-joints

Michael Donhauser, Anton Matzenmiller

Gegenstand des vorliegenden Kapitels ist die FE-Berechnung der Versuche die zur Charakterisierung des Grenzschichtversagens zwischen Klebschicht und FVK vorgesehen sind, siehe Kapitel 7. Im Versuch ist kein Versagen in der Grenzschicht zwischen Klebschicht und FVK eingetreten. Bei den einzelnen Proben kommt es entweder zum Klebschichtversagen oder zum Versagen im FVK. Bei der nachfolgenden Modellierung der Versuche wird daher ein mögliches Grenzschichtversagen zwischen Klebschicht und FVK nicht berücksichtigt. Für die einzelnen Proben werden in LS-DYNA FE-Modelle erstellt und die Simulation mit den zuvor an Grundversuchen identifizierten Modellparametern der einzelnen Werkstoffe durchgeführt. Anschließend wird der Kraft-Weg-Verlauf sowie die eingetreten Versagensform aus der Simulation mit den Ergebnissen aus dem Versuch verglichen. In der Simulation kann es dabei zum inter- und/oder intralaminaren Versagen im FVK sowie zum Versagen in der Klebschicht kommen.

This chapter deals with the FE-analysis of tests which are intended to describe the failure behaviour of the interface between the adhesive layer and the fibre-reinforced polymer, see chapter 7. In the experiments the failure occurs either in the adhesive layer or in the fibre-reinforced polymer but not in the interface between both. Therefore it is not required to take this failure mechanism into account in the modelling part. The FE models are created for the test specimens and numerical simulations are performed using the previously identified model parameters of each material. Afterwards a comparison is made between the numerical and experimental results. In the simulation failure may occur in the adhesive layer or in the fibre-reinforced polymer.

13.1 FE-Modell der Prüfkörper / FE-model of test specimens

Im folgenden Teil wird das FE-Modell der Zugscherprobe, Kopfzugprobe und Schrägzugprobe (30° und 60° Neigung) mit eingeklebtem FVK-Coupon vorgestellt. Alle FE-Modelle werden mit dreidimensionalen Solid-Elementen diskretisiert, wobei die Elementformulierung -2 zu Grun-

de gelegt wird. Ausschließlich zwischen den einzelnen Laminatschichten werden zur Berücksichtigung möglicher Delaminationsprozesse Grenzflächenelemente (Elementformulierung -19) eingesetzt. Die Klebschicht wird wie bei den Klebstoffproben in Kapitel 10.2.1 mit einem Element über die Dicke aufgelöst. Es wird jeweils nur das FE-Modell für eine Klebschichtdicke von $d_k = 0.3$ mm vorgestellt, da sich die Probengeometrie mit Zunahme der Klebschichtdicke nicht ändert, vgl. Kapitel 3.3.4. Das Materialverhalten der massiven Fügeiteile aus Stahl wird bei allen Proben mit dem linear-elastischen Materialmodell MAT_ELASTIC aus LS-DYNA abgebildet, wobei der Elastizitätsmodul von $E = 210000$ MPa und die Querkontraktionszahl $\nu = 0.3$ verwendet werden.

Zugscherprobe mit quasi-isotropem Laminat

In Abb. 13-1 ist das FE-Modell der Zugscherprobe mit eingeklebtem Laminat für eine Überlappungslänge von $\text{ÜL} = 5$ mm dargestellt. Zur besseren Übersicht wird nur die Hälfte des Modells abgebildet. Das FE-Modell besteht aus den beiden Fügeiteilen aus Stahl, die über die Klebschicht und vollflächige Hilfsklebschicht an das quasi-isotrope Laminat angebunden sind, siehe Abb. 13-1. Alle Komponenten sind im FE-Modell über eine direkte Knotenanbindung miteinander verbunden. Die Klebschicht wird mit 5 Elementen über die Länge und mit 14 über die Breite diskretisiert. Jede der dreizehn Einzelschichten im Laminat wird über die Dicke mit einem Element aufgelöst und in der xy -Ebene mit 11×14 . Zwischen den einzelnen Laminatschichten befinden sich Grenzflächenelemente mit einer Dicke von 0.01 mm. Die im Versuch verwendete Schraubverbindung zur Lasteinleitung und Lagerung wird am linken und rechten Probenrand mit Starrkörpern modelliert, wobei der Rotationspunkt der Starrkörper über einen zusätzlich eingeführten Knoten an die Position der Gelenkmittle gelegt wird, siehe hierzu auch Kapitel 10.2.1. In der Simulation wird die Kraft F_x über die in Abb. 13-1 definierte Ebene ausgewertet. Die Wegauswertung erfolgt im Versuch durch das Messen der Relativverschiebung zwischen den

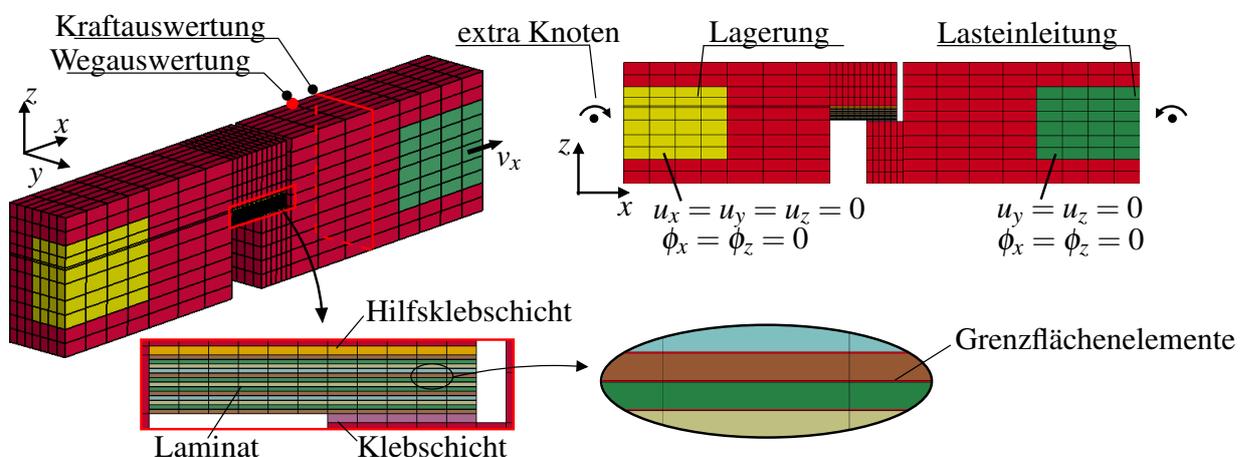


Abbildung 13-1: FE-Modell der geklebten Zugscherprobe mit quasi-isotropem Laminat
Figure 13-1: FE-model of adhesive bonded shear specimen with quasi-isotropic laminate

Stahlfügeteilen. In der Simulation zeigt die Auswertung der Relativverschiebung zwischen den Stahlfügeteilen im Vergleich mit der Auswertung der Verschiebung am einzelnen Knoten vernachlässigbare Abweichungen auf. Daher wird in der Simulation die Verschiebung an dem in Abb. 13-1 markierten Knoten ausgewertet. Die translatorischen und rotatorischen Freiheitsgrade können Abb. 13-1 entnommen werden.

Schrägzugprobe mit quasi-isotropem Laminat

Das FE-Modell der Schrägzugprobe ist in Abb. 13-2 für die Neigung von 30° und 60° dargestellt. Es besteht aus dem quasi-isotropen Laminat, den beiden Fügeteilen aus Stahl, der Hilfsklebschicht und der Klebschicht. Zur besseren Übersicht wird jeweils nur die Hälfte des Modelles dargestellt. Die Klebschicht sowie das Laminat sind gegenüber der Belastungsrichtung um 30° bzw. 60° geneigt, wodurch eine kombinierte Beanspruchung aus Zug und Schub vorliegt. Die Klebschicht wird mit 12 Elementen über die Länge, mit 14 über die Breite und mit einem über die Dicke diskretisiert, siehe Abb. 13-2. Im Laminat wird jede der dreizehn Einzelschichten mit einem Element über die Dicke abgebildet, wobei sich zwischen den einzelnen Laminatschichten Grenzflächenelemente befinden. Durch die Verwendung einer direkten Knotenanbindung zwischen den einzelnen Komponenten ergibt sich die Elementanzahl des Laminats und der Hilfsklebschicht aus der Diskretisierung der Klebschicht. Die Lasteinleitung und Lagerung erfolgt wie bei der Zugscherprobe über Starrkörper mit einem zusätzlichen Knoten als Rotationspunkt. Die translatorischen und rotatorischen Freiheitsgrade entsprechen denen der Zugscherprobe, vgl. Abb. 13-1. In der Simulation wird für die Wegauswertung der in Abb. 13-2 gekennzeichnete Knoten und für die Kraftauswertung die dargestellte Ebene verwendet.

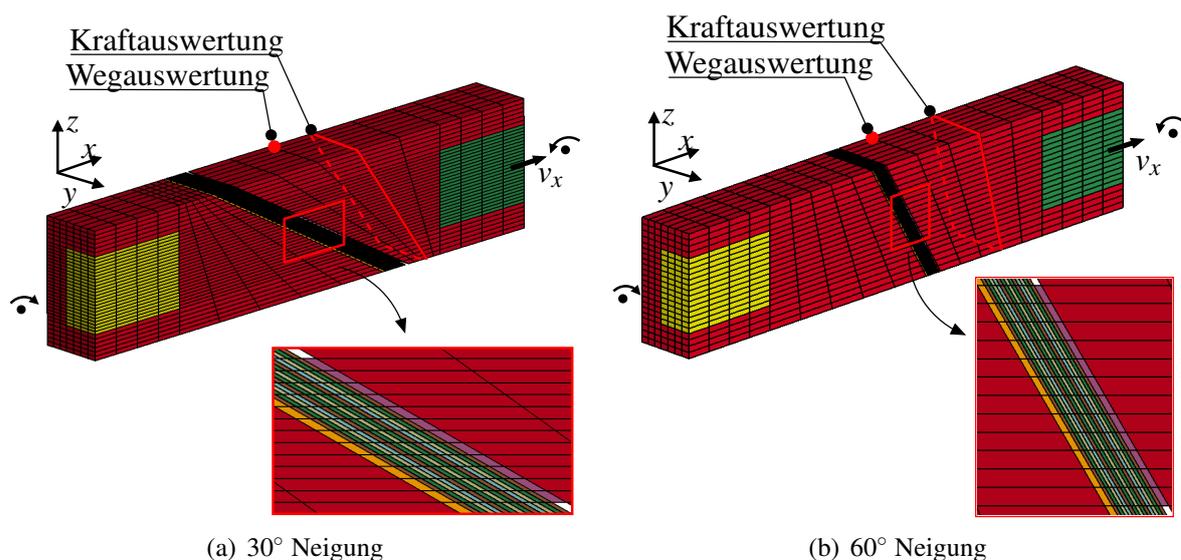


Abbildung 13-2: FE-Modell der Schrägzugprobe mit quasi-isotropem Laminat für zwei Neigungen
 Figure 13-2: FE-model of diagonal pull specimen with quasi-isotropic laminate for different slopes

Kopfzugprobe mit quasi-isotropem Laminat

In Abb. 13-3 ist ein Viertel vom FE-Modell der Kopfzugprobe mit einem Durchmesser von 15 mm dargestellt. Die einzelnen Komponenten des FE-Modells können der Abbildung entnommen werden. Die Klebschicht wird über die Fläche mit 384 Elementen diskretisiert und ist über eine direkte Knotenanbindung mit dem Füge­teil aus Stahl und dem Laminat verbunden. Jede der dreizehn Einzelschichten des Laminats wird mit einem Element über die Dicke diskretisiert. Zwischen den einzelnen Laminatschichten befinden sich Grenz­flächenelemente. Die Lasteinleitung und Lagerung erfolgt über Starrkörper die sich an den Probenrändern befinden. Alle translatorischen und rotatorischen Freiheitsgrade der Starrkörper sind gesperrt, bis auf den translatorischen in z -Richtung an der Lasteinleitungsstelle. Die Kraft- und Wegauswertung erfolgt über die in Abb. 13-3 dargestellte Ebene und den markierten Knoten.

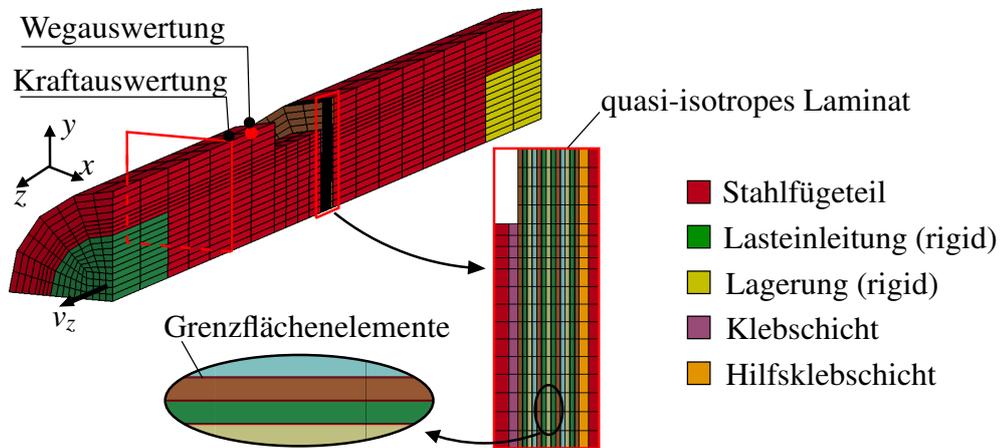


Abbildung 13-3: FE-Modell der geklebten Kopfzugprobe mit quasi-isotropem Laminat
 Figure 13-3: FE-model of adhesive bonded butt-joint specimen with quasi-isotropic laminate

13.2 Simulation der Versuche / Simulation of tests

Bei der Anbindung des quasi-isotropen Laminats an die Klebschicht wird die Orientierung des FVK variiert, siehe Abb. 13-4. Damit soll der Einfluss der Faserorientierung auf das Versagenverhalten untersucht werden. Für die Orientierung des FVK wird folgende Bezeichnung eingeführt:

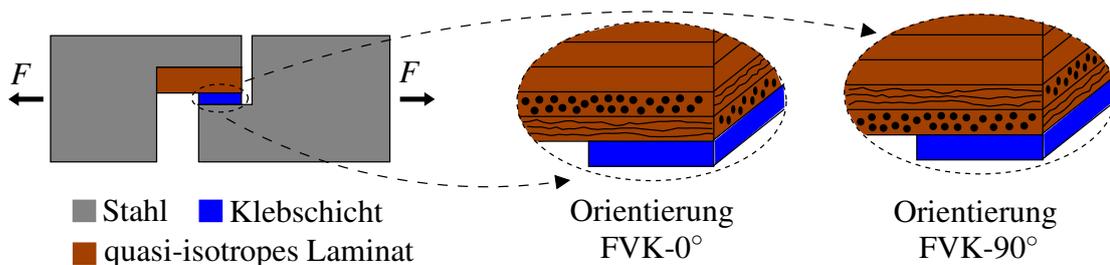


Abbildung 13-4: Variation der Faserorientierung des Laminats bei Anbindung an Klebschicht
 Figure 13-4: Variation of fibre orientation of laminate by bonding with adhesive layer

- FVK-0°: In der obersten Laminatschicht die an die Klebschicht angebunden ist, sind die Fasern in Belastungsrichtung orientiert
- FVK-90°: In der obersten Laminatschicht die an die Klebschicht angebunden ist, liegen die Fasern quer zur Belastungsrichtung

In der Simulation werden folgende Materialmodelle und Parameter verwendet:

- Klebschicht: TAPO-Modell mit Parametersatz aus Tabelle B.2
- Laminatschicht: transversal-isotropes Materialmodell mit nichtlinearem Schubansatz und Versagensmodell von PUCK, Parametersatz Tabelle 11-2 und Tabelle 11-3
- Grenzschichtelemente für Delamination: *MAT_COHESIVE_MIXED_MODE aus LS-DYNA mit Parametersatz aus Tabelle 11-4

13.2.1 Randbedingung für Simulation / Boundary condition for simulation

Die Berechnung mittels explizitem Zeitintegrationsverfahren der Bewegungsgleichungen erfordert in LS-DYNA [Hal15] bei der Abbildung der Versuche unter quasistatischer Belastung aufgrund der langen Prüfzeiten eine Anpassung der Soll-Geschwindigkeit, siehe auch Kapitel 10.2.2. Mit der Soll-Dehnrates bei quasistatischer Belastung $\dot{\epsilon}_0 = 0.002$ 1/s und der Klebschichtdicke d_k kann über den Zusammenhang $v = d_k \cdot \dot{\epsilon}_0$ die jeweilige Soll-Geschwindigkeit berechnet werden. In der Simulation wird diese bei der Klebschichtdicke von $d_k = 0.3, 1$ und 2 mm mit dem Faktor $fac = 6e4, 3e4$ und $2e4$ hochgesetzt und als Randbedingung über Gl. (10-18) vorgegeben. Da bei der Versuchsdurchführung unter schlagartiger Belastung keine konstante Soll-Dehnrates bzw. Soll-Geschwindigkeit vorliegt, muss für die Simulation eine geeignete Randbedingung gefunden werden. In Abb. 13-5 ist für die Kopfzugprobe mit FVK-Coupon und einer Klebschichtdicke von 1 mm exemplarisch der Weg-Zeit- und der Geschwindigkeits-Zeit-Verlauf aus dem Versuch dargestellt. Zu erkennen ist, dass der Geschwindigkeitsverlauf (blau) im Versuch um den Wert von 50 mm/s schwingt. Daher wird dieser Wert der Geschwindigkeit bei der Kopfzugprobe als konstante Randbedingung in der Simulation über Gl. (10-18) vorgegeben. Für alle

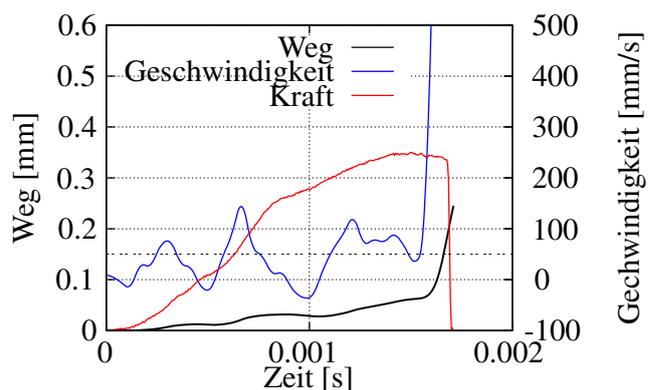


Abbildung 13-5: Zeit-Weg- und Zeit-Geschwindigkeits-Verlauf der Kopfzugprobe mit FVK-Coupon
Figure 13-5: Time-Displacement and Time-Velocity-Curve of butt-joint specimen with quasi-isotropic laminate

anderen Proben erfolgt die Bestimmung der Geschwindigkeitsrandbedingung analog zum geschilderten Vorgehen. In Tabelle 13-1 ist der ermittelte Wert für die Geschwindigkeit, die in der Simulation als konstante Randbedingung vorgegeben wird, für die einzelnen Versuche angegeben.

Tabelle 13-1: Randbedingungen für Simulation geklebter Stahl-FVK-Proben unter schlagartiger Belastung
Table 13-1: Boundary conditions for simulation of adhesive bonded steel-frp-specimens under impact loading

Versuch	Geschwindigkeit v_{Sim} [mm/s]	
	$d_k = 0.3 \text{ mm}$	$d_k = 1 \text{ mm}$
Kopfzugprobe $\varnothing = 15 \text{ mm}$	5	50
Zugscherprobe $\ddot{U}L = 12 \text{ mm}$, FVK-0°	50	-
Zugscherprobe $\ddot{U}L = 12 \text{ mm}$, FVK-90°	50	150
Schrägzugprobe 30°, FVK-0°	22	-
Schrägzugprobe 30°, FVK-90°	20	80
Schrägzugprobe 60°, FVK-0°	20	-
Schrägzugprobe 60°, FVK-90°	10	50

13.2.2 Studie zur Grenzflächensteifigkeit / Study for interface stiffness

Im Vorfeld zu den eigentlichen FE-Berechnungen der einzelnen Proben wird zur Ermittlung einer geeigneten Grenzflächensteifigkeit eine Studie an der geklebten Kopfzugprobe mit FVK-Coupon durchgeführt. Das FE-Modell der Probe ist auf Seite 177 in Abb. 13-3 dargestellt. Den Grenzflächenelementen, die sich zwischen den Laminatschichten befinden, wird das Materialmodell *MAT_COHESIVE_MIXED_MODE aus LS-DYNA zugewiesen, wobei das Versagen durch die Anpassung der entsprechenden Modellparameter ausgeschlossen wird. In Abb. 13-6 ist der Kraft-Weg-Verlauf aus der Simulation für unterschiedliche Werte der Grenzflächensteifigkeit dargestellt. Als Vergleichsgröße dient das Simulationsergebnis der Kopfzugprobe mit eingeklebtem

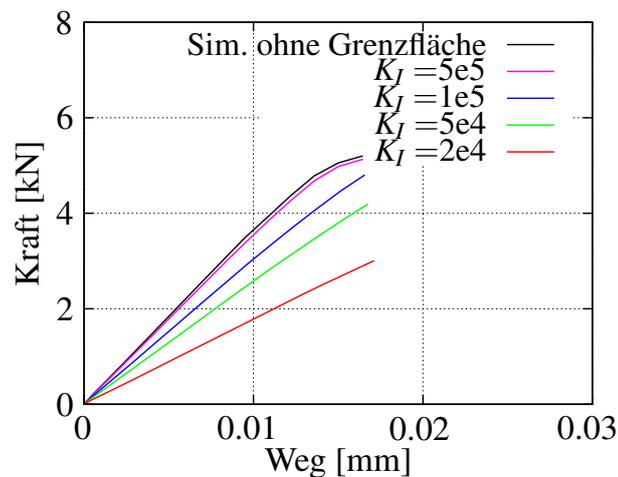


Abbildung 13-6: Simulationsergebnis der Kopfzugprobe mit FVK-Coupon für unterschiedliche Grenzflächensteifigkeiten und für die Berechnung ohne Grenzflächenelemente

Figure 13-6: Simulation result of butt-joint specimen with laminate for different values of interface stiffness and for the calculation without interface elements

FVK-Coupon ohne Grenzflächenelemente, siehe schwarzer Verlauf in Abb. 13-6. Zu erkennen ist, dass bei einem kleinen Wert für die Grenzflächensteifigkeit eine künstliche Nachgiebigkeit in die Modellantwort eingebracht wird. Mit Zunahme der Grenzflächensteifigkeit nähern sich die einzelnen Verläufe immer mehr der schwarzen Kurve an, wobei bei einer Grenzflächensteifigkeit von $K_I = 5e5 \text{ N/mm}^3$ nur noch eine geringe Abweichung zwischen den Verläufen vorhanden ist. In [TDCC05] wird darauf hingewiesen, dass kein beliebig großer Wert für die Grenzflächensteifigkeit verwendet werden soll, da es ansonsten zu Oszillationen in der Berechnung kommen kann. Aus diesem Grund wird die Grenzfläche mit der Steifigkeit von $K_I = 5e5 \text{ N/mm}^3$ modelliert.

13.2.3 Simulationsergebnisse für quasistatische Belastung / Simulation results for quasi-static loading

Im Versuch wird die Versagensform der geklebten Stahl-FVK-Proben vom Laboratorium für Werkstoff- und Fügetechnik (LWF) anhand des Bruchbilds bestimmt, wobei zwischen Klebschichtversagen, FVK Versagen und dem Mischbruch differenziert wird. Beim Mischbruch kommt es zur Rissentstehung in der Klebschicht und anschließend zur Rissausbreitung ins Laminat, wodurch die Probe versagt. Zur besseren Unterscheidung der Versuchs- und Simulationsergebnisse wird der Kraft-Weg-Verlauf aus dem Versuch in grau und der aus der Simulation abhängig von der vorliegenden Versagensform in blau für Klebschichtversagen und in rot für FVK Versagen dargestellt.

Kopfzugprobe mit quasi-isotropem Laminat

Das Simulationsergebnis der Kopfzugprobe mit quasi-isotropem Laminat ist in Abb. 13-7 für unterschiedliche Kopfdurchmesser und Klebschichtdicken für die quasistatische Belastung dargestellt. Bei einer Klebschichtdicke von $d_k = 0.3 \text{ mm}$ und einem Kopfdurchmesser von $\varnothing = 10 \text{ mm}$ liegt zwischen Simulation und Versuch im Kraft-Weg-Diagramm eine gute Übereinstimmung hinsichtlich der Steifigkeit, dem Fließbeginn und dem Bruchweg vor, siehe Abb. 13-7(b). Dagegen wird die Steifigkeit und der Fließbeginn beim Kopfdurchmesser von $\varnothing = 15 \text{ mm}$ unterschätzt und der Bruchweg etwas überschätzt, siehe Abb. 13-7(a). Bei der Klebschichtdicke von 0.3 mm kommt es in der Simulation bei beiden Kopfdurchmessern zum Klebschichtversagen. Im Versuch hingegen ist es bei einigen Proben zum Versagen im FVK und bei anderen wiederum zum Versagen in der Klebschicht gekommen. Der einzelne Kraft-Weg-Verlauf aus dem Versuch kann jedoch nicht der jeweiligen Versagensform zugeordnet werden, da die Information nicht vorhanden ist. Für die Klebschichtdicke von $d_k = 1 \text{ mm}$ wird der Kraft-Weg-Verlauf aus dem Versuch gut mit dem aus der Simulation abgebildet, wobei beim Kopfdurchmesser $\varnothing = 15 \text{ mm}$ der Fließbeginn und beim Durchmesser von $\varnothing = 10 \text{ mm}$ der Bruchweg unterschätzt wird, siehe Abb. 13-7(c) und Abb. 13-7(d). Die Versagensform in der Simulation (Klebschichtversagen) stimmt mit der aus dem Versuch überein. Mit dem Simulationsergebnis für die Klebschichtdi-

cke von $d_k = 2$ mm wird die Steifigkeit, der Fließbeginn sowie der Bruchweg aus dem Versuch im jeweiligen Kraft-Weg-Diagramm insgesamt adäquat wiedergegeben, vgl. Abb. 13-7(e) und Abb. 13-7(f). In der Simulation kommt es bei beiden Kopfdurchmessern in der obersten Laminat-

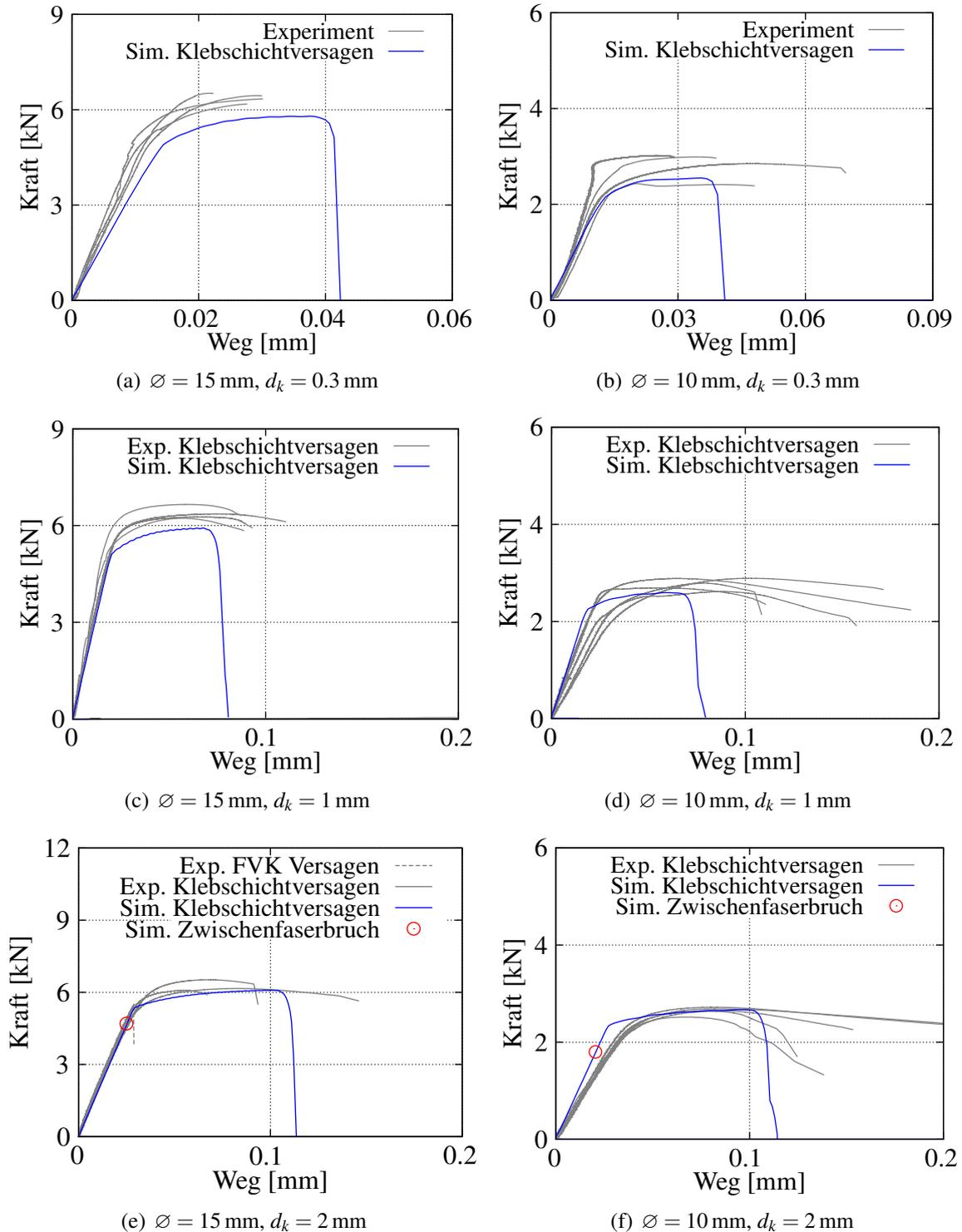


Abbildung 13-7: Simulationsergebnis der geklebten Kopfzugprobe mit quasi-isotropem Laminat für unterschiedliche Kopfdurchmesser und Klebschichtdicken bei quasistatischer Belastung

Figure 13-7: Simulation results of adhesive bonded butt-joint specimen with quasi-isotropic laminate for different diameters and adhesive thickness under quasi-static loading

schicht, die an die Klebschicht angebunden ist, zum Zwischenfaserbruch. Durch das hinterlegte Schädigungsmodell im Laminat wird nach dem Zwischenfaserbruch die Steifigkeit der Laminatschicht reduziert. Dadurch kann die Belastung weiter gesteigert werden und führt am Ende in der Simulation zum Versagen in der Klebschicht. Im Versuch tritt bei einem Durchmesser von $\varnothing = 15$ mm einmal Versagen im FVK ein, ansonsten liegt ausschließlich Versagen in der Klebschicht vor, vgl. Abb. 13-7(e)-(f).

Schrägzugprobe 30° mit quasi-isotropem Laminat

In Abb. 13-8 ist das Simulationsergebnis für die Schrägzugprobe mit 30° Neigung und eingeklebtem FVK-Coupon im jeweiligen Kraft-Weg-Diagramm dargestellt. Zu erkennen ist, dass in jedem Kraft-Weg-Diagramm zwischen dem Verlauf aus dem Versuch und dem aus der Simulation eine gute Übereinstimmung bezüglich der Steifigkeit, dem Fließbeginn und dem Bruchweg vorliegt. Bei der Klebschichtdicke von $d_k = 0.3$ mm und der FVK Orientierung von 0° liegt sowohl im Versuch als auch in der Simulation Versagen in der Klebschicht vor. Bei der FVK

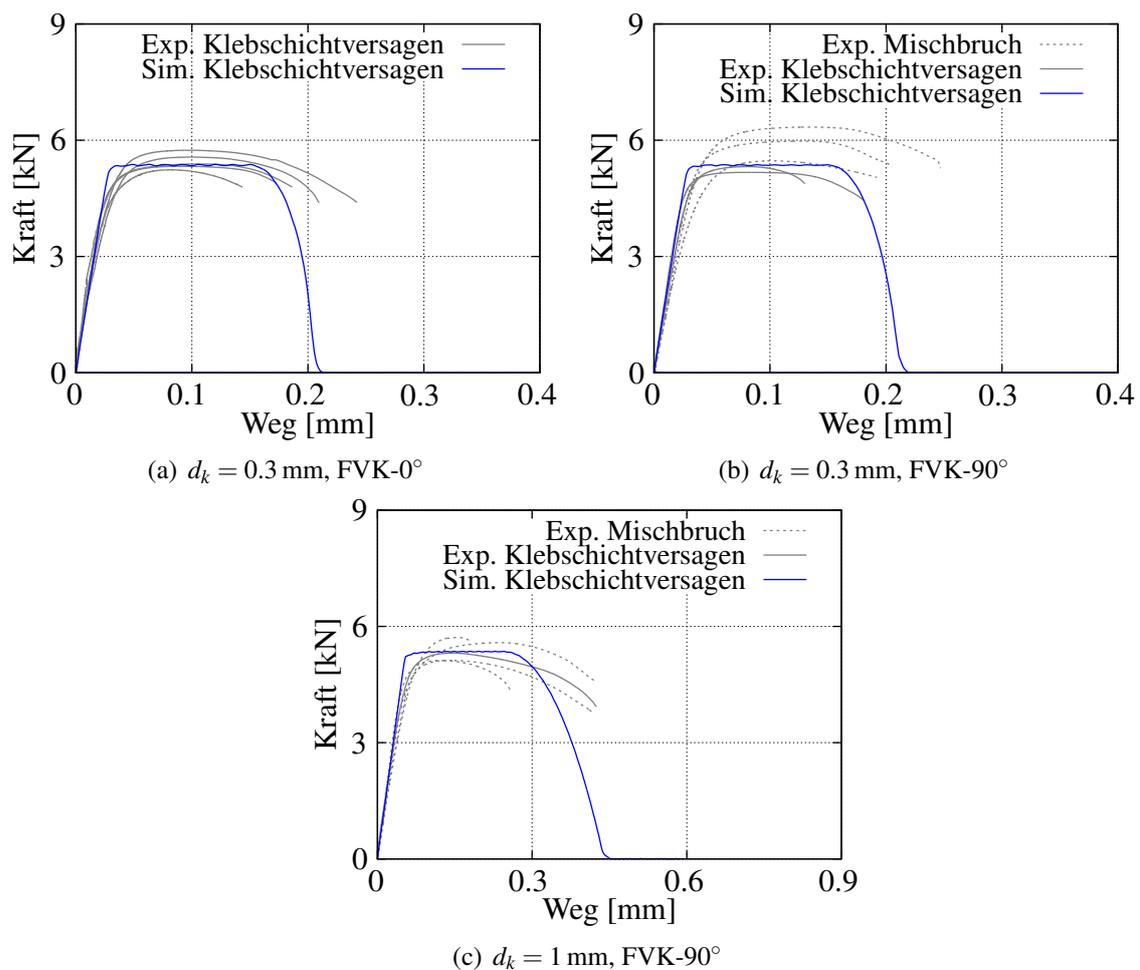


Abbildung 13-8: Simulationsergebnis der geklebten Schrägzugprobe 30° mit quasi-isotropem Laminat für unterschiedliche Klebschichtdicken und Laminatorientierungen bei quasistatischer Belastung
Figure 13-8: Simulation results of adhesive bonded diagonal pull specimen (30°) with quasi-isotropic laminate for different adhesive thickness and laminate orientations under quasi-static loading

Orientierung von 90° tritt im Versuch bei der Klebschichtdicke von 0.3 mm zweimal Versagen in der Klebschicht ein und dreimal kommt es zum Mischbruch, siehe Abb. 13-8(b). Bei der Klebschichtdicke von 1 mm hingegen tritt im Versuch einmal Klebschichtversagen und viermal der Mischbruch ein, vgl. Abb. 13-8(c). Die Versuche weisen somit eine Streuung in der Versagensform auf. Obwohl im Versuch unterschiedliche Versagensformen vorliegen, ist zwischen den einzelnen Kraft-Weg-Verläufen kein starker Unterschied zu erkennen. In der Simulation kommt es jeweils zum Versagen in der Klebschicht.

Schrägzugprobe 60° mit quasi-isotropem Laminat

Für die Schrägzugprobe mit 60° Neigung und eingeklebtem FVK-Coupon ist das Simulationsergebnis für unterschiedliche Klebschichtdicken und Laminatorientierungen in Abb. 13-9 dargestellt. Bei der Klebschichtdicke von 0.3 mm und der 0° -Orientierung des Laminats wird die Steifigkeit und der Fließbeginn aus dem Versuch mit dem Kraft-Weg-Verlauf aus der Simulation gut abgebildet, wobei der Bruchweg unterschätzt wird, siehe Abb. 13-9(a). Im Versuch versagt

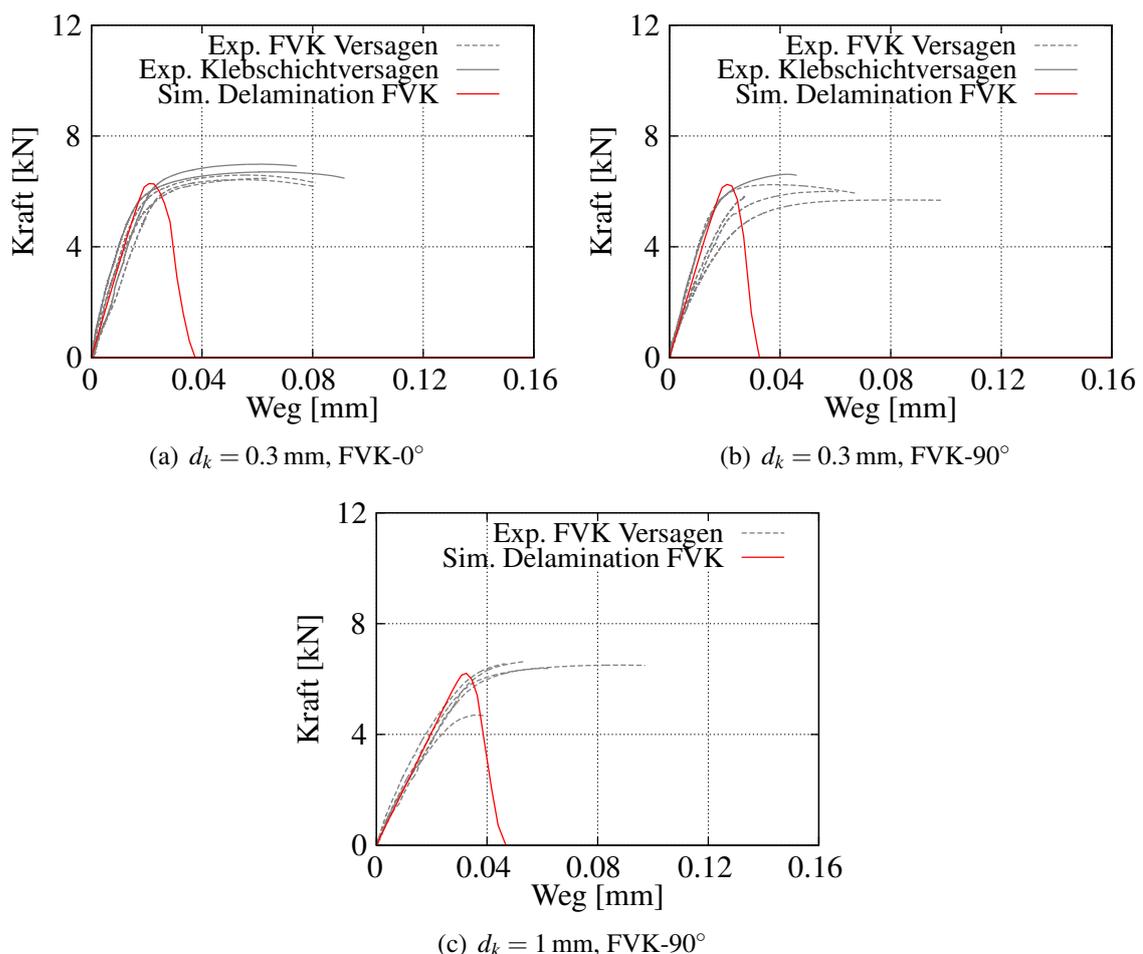


Abbildung 13-9: Simulationsergebnis der geklebten 60° Schrägzugprobe mit quasi-isotropem Laminat für unterschiedliche Klebschichtdicken und Laminatorientierungen bei quasistatischer Belastung
Figure 13-9: Simulation results of adhesive bonded 60° diagonal pull specimen with quasi-isotropic laminate for different adhesive thickness and laminate orientations under quasistatic loading

bei zwei Proben die Klebschicht und bei dreien das Laminat. Dabei unterscheiden sich die ermittelten Kraft-Weg-Kurven trotz des unterschiedlichen Versagens nicht stark voneinander, vgl. Abb. 13-9(a). In der Simulation hingegen kommt es zum Grenzschichtversagen d. h. zur Delamination zwischen den einzelnen Laminatschichten. Bei der FVK Orientierung von 90° werden in der Simulation unabhängig von der Klebschichtdicke die Steifigkeit und die Traglast aus dem jeweiligen Versuch gut wiedergegeben, siehe Abb. 13-9(b) und Abb. 13-9(c). Der Bruchweg wird bei der Klebschichtdicke von 1 mm gut abgebildet und bei 0.3 mm Klebschichtdicke unterschätzt. Die Versagensform stimmt bei der FVK Orientierung von 90° in der Simulation für beide Klebschichtdicken mit der aus dem Versuch überein. Im Versuch tritt lediglich bei der Probe mit der Klebschichtdicke von 0.3 mm einmal Versagen in der Klebschicht ein, vgl. Abb. 13-9(b).

Zugscherprobe mit quasi-isotropem Laminat und Überlappungslänge von 5 mm

In Abb. 13-10 und Abb. 13-11 ist das Simulationsergebnis der Zugscherprobe mit FVK-Coupon für die jeweilige Klebschichtdicke und Laminatorientierung dargestellt. Mit dem Kraft-Weg-Verlauf aus der Simulation wird bei der Laminatorientierung von 0° für jede Klebschichtdicke die Steifigkeit und der Fließbeginn aus dem Versuch gut abgebildet. Der Bruchweg wird in Abb. 13-10(a) für die Klebschichtdicke von 0.3 mm gut wiedergegeben und bei 1 und 2 mm Klebschichtdicke unterschätzt, siehe Abb. 13-11(a) und Abb. 13-11(c). Im Versuch kommt es bei der FVK Orientierung von 0° immer zum Versagen in der Klebschicht und zwar unabhängig von der Klebschichtdicke. In der Simulation liegt bei 0.3 und 1 mm Klebschichtdicke ebenfalls Klebschichtversagen vor und bei 2 mm interlaminares Versagen im FVK (Delamination). Die Steifigkeit, die Traglast und der Bruchweg aus dem Versuch mit einer Klebschichtdicke von 0.3 und 1 mm wird bei der FVK Orientierung von 90° mit dem Simulationsergebnis jeweils gut

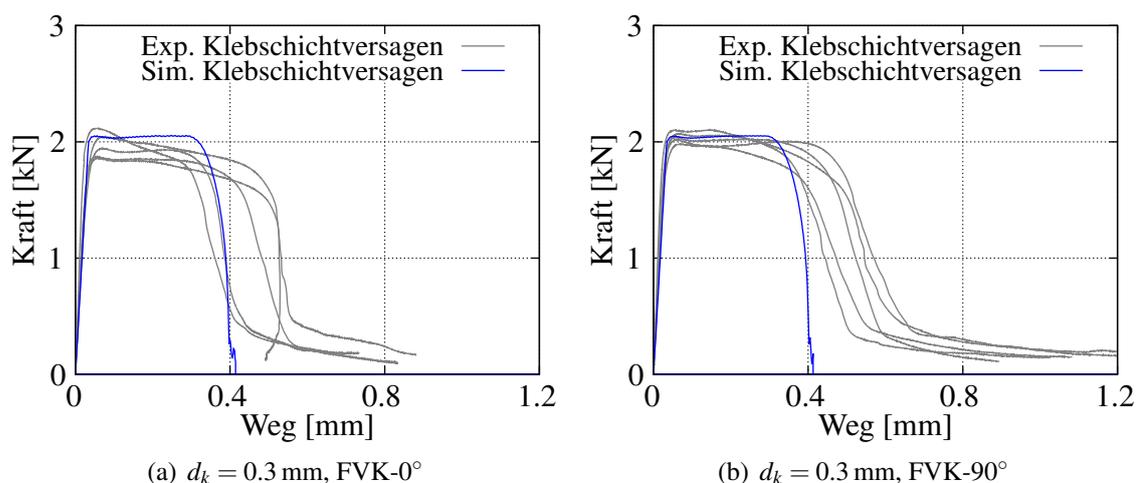


Abbildung 13-10: Simulationsergebnis der Zugscherprobe ($\dot{U}L = 5 \text{ mm}$) mit quasi-isotropem Laminat für Klebschichtdicke von 0.3 mm und unterschiedlicher Laminatorientierung unter quasistatischer Belastung
 Figure 13-10: Simulation result of adhesive bonded shear specimen ($OL = 5 \text{ mm}$) with quasi-isotropic laminate under quasi-static loading for different specimen configurations

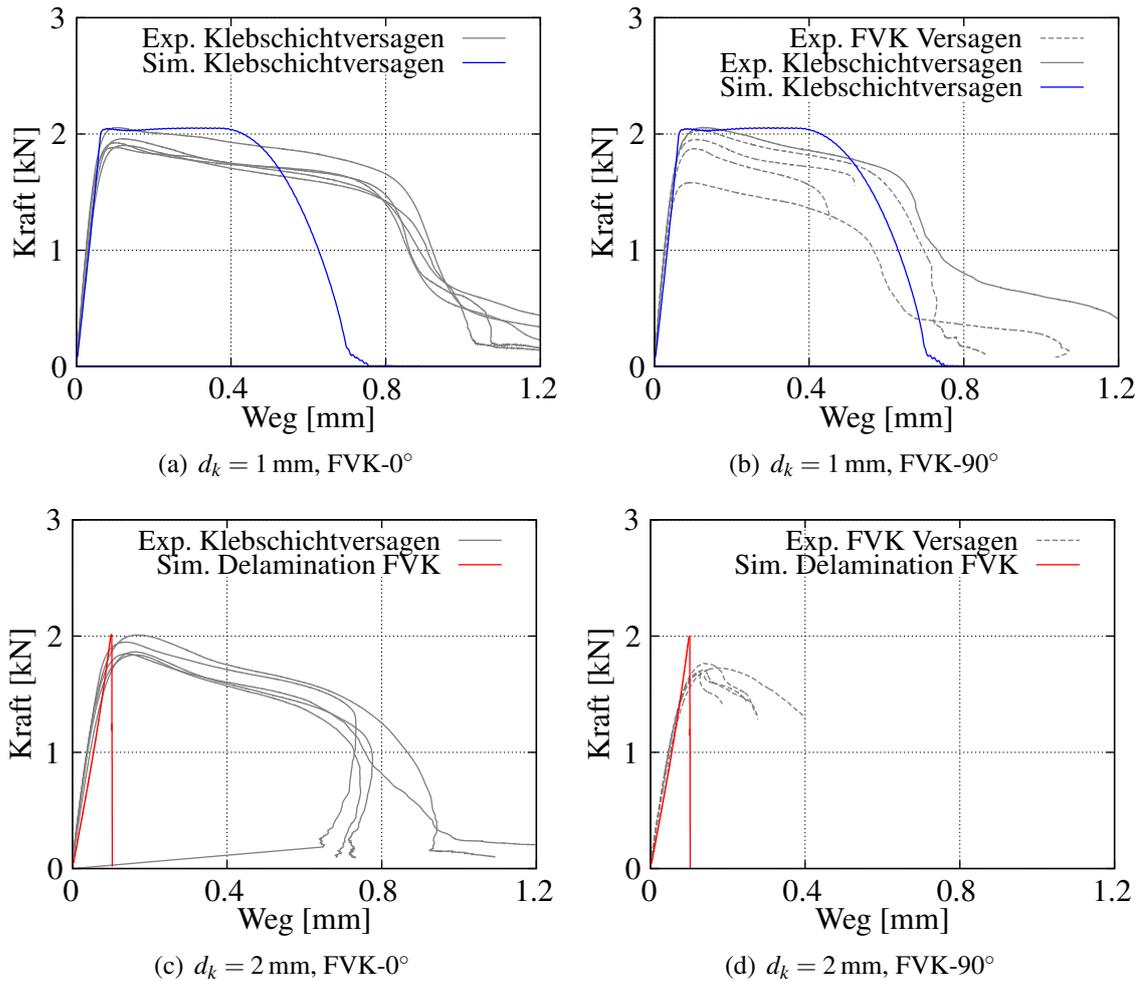


Abbildung 13-11: Simulationsergebnis der Zugscherprobe ($\dot{U}L = 5 \text{ mm}$) mit quasi-isotropem Laminat für zwei Klebschichtdicken und zwei Laminatorientierungen unter quasistatischer Belastung
 Figure 13-11: Simulation result of adhesive bonded shear specimen ($OL = 5 \text{ mm}$) with quasi-isotropic laminate under quasi-static loading for two adhesive layers and two laminate orientations

abgebildet, siehe Abb. 13-10(b) und Abb. 13-11(b). Für die Klebschichtdicke von 2 mm wird die Traglast etwas überschätzt und der Bruchweg hingegen unterschätzt, vgl. Abb. 13-11(d). Für die FVK Orientierung von 90° ändert sich im Versuch mit zunehmender Klebschichtdicke die Versagensform vom Klebschichtversagen hin zum FVK Versagen. Diese Änderung in der Versagensform ist auch in der Simulation zu erkennen, wobei sich die Versagensform unabhängig von der FVK Orientierung mit zunehmender Klebschichtdicke ändert.

Zugscherprobe mit quasi-isotropem Laminat und Überlappungslänge von 12 mm

Für die Zugscherprobe mit quasi-isotropem Laminat und der Überlappungslänge von 12 mm sind die Simulationsergebnisse für die einzelnen Probenkonfigurationen in Abb. 13-12 dargestellt. Das Simulationsergebnis der Probe mit einer Klebschichtdicke von 0.3 sowie 1 mm und einer FVK Orientierung von 0° zeigt jeweils eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Kraft-Weg-Verläufen auf, siehe Abb. 13-12(a) und Abb. 13-12(c). Bei einer Klebschichtdicke

von 2 mm wird die Steifigkeit sowie die Traglast in der Simulation gut abgebildet, wohingegen der Bruchweg unterschätzt wird, vgl. Abb. 13-12(e). Im Versuch liegt bei der FVK Orientierung von 0° unabhängig von der Klebschichtdicke immer reines Klebschichtversagen vor und in der

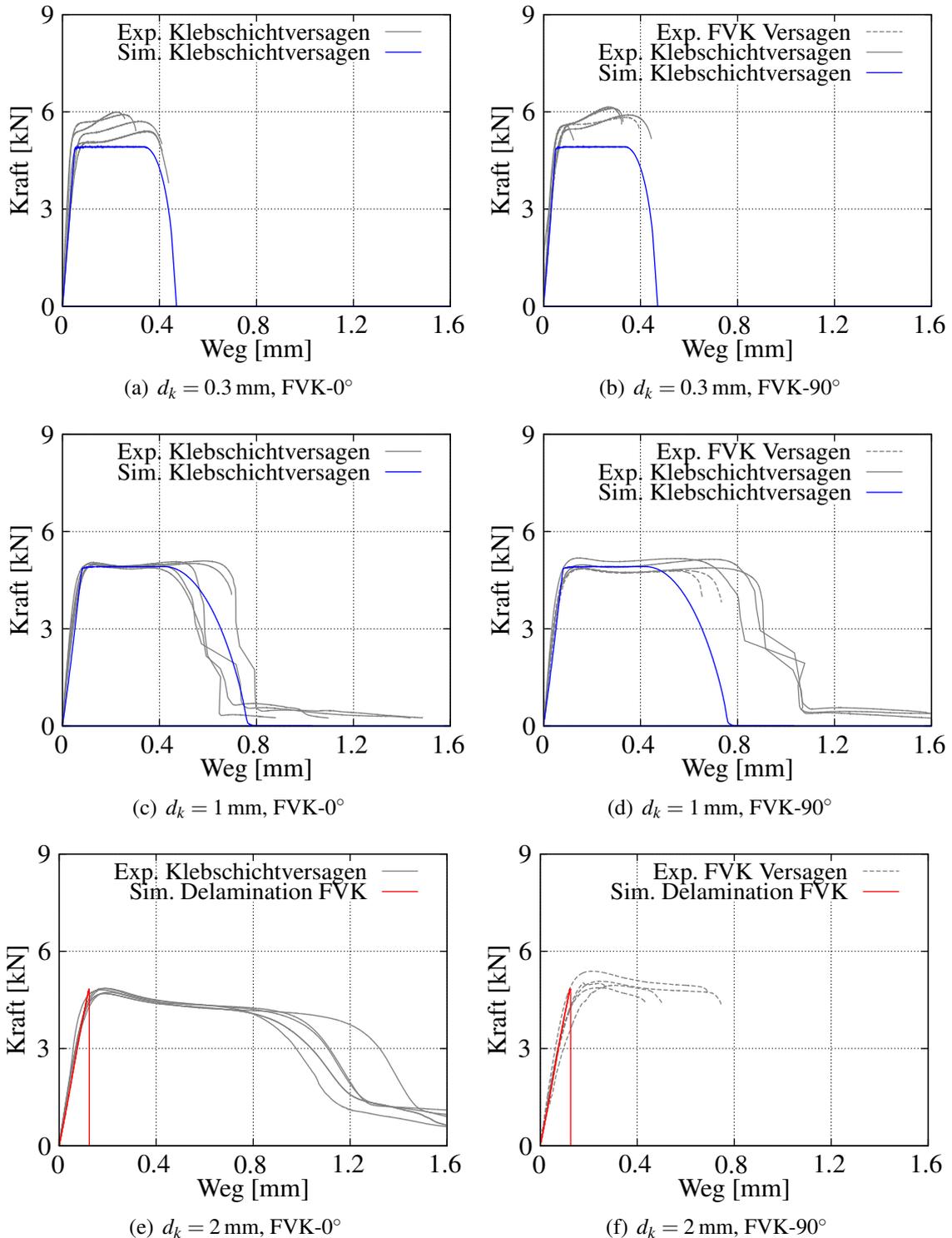


Abbildung 13-12: Simulationsergebnis der Zugscherprobe ($\ddot{U}L = 12$ mm) mit quasi-isotropem Laminat für drei Klebschichtdicken und zwei Laminatorientierungen unter quasistatischer Belastung

Figure 13-12: Simulation result of adhesive bonded shear specimen ($OL = 12$ mm) with quasi-isotropic laminate under quasi-static loading for different specimen configurations

Simulation nur bei einer Klebschichtdicke von 0.3 und 1 mm. Bei 2 mm Klebschichtdicke kommt es hingegen in der Simulation zur Delamination im FVK. In Abb. 13-12(b) und Abb. 13-12(d) stimmt der berechnete Kraft-Weg-Verlauf aus der Simulation insgesamt gut mit denen aus dem Versuch überein. Dabei wird bei der Klebschichtdicke von 0.3 mm die Traglast ein wenig zu niedrig berechnet und bei 1 mm Klebschichtdicke der Bruchweg. Für die Klebschicht mit einer Dicke von 2 mm wird die Steifigkeit sowie die Traglast in der Simulation richtig wiedergegeben, wohingegen der Bruchweg unterschätzt wird, vgl. Abb. 13-12(f). Im Versuch ändert sich bei der FVK Orientierung von 90° die Versagensform mit der Klebschichtdicke. Zu erkennen ist, dass mit zunehmender Klebschichtdicke vermehrt Versagen im FVK eintritt und bei 2 mm Klebschichtdicke nur noch Versagen im FVK vorliegt. Auch in der Simulation ändert sich mit zunehmender Klebschichtdicke die Versagensform vom Klebschichtversagen hin zum Versagen im FVK.

Zugscherprobe mit quasi-isotropem Laminat und Überlappungslänge von 20 mm

Der berechnete Kraft-Weg-Verlauf aus der Simulation ist für die Zugscherprobe mit eingeklebtem Laminat und der Überlappungslänge von 20 mm für die jeweilige Probenkonfiguration in Abb. 13-13 und Abb. 13-14 dargestellt. Der Kraft-Weg-Verlauf aus dem Versuch an der Probe mit einer FVK Orientierung von 0° und einer Klebschichtdicke von 0.3 sowie 1 mm wird mit dem Verlauf aus der Simulation hinsichtlich der Steifigkeit, dem Fließbeginn und dem Bruchweg gut wiedergegeben, siehe Abb. 13-13(a) und Abb. 13-14(a). Die in Abb. 13-13(a) vorliegende Verfestigung kann in der Simulation nicht abgebildet werden, da aufgrund der experimentellen Verläufe der Klebstoffproben bei der Modellierung in Kapitel 10.2.3 der ideal-plastische Ansatz zu Grunde gelegt worden ist. Für die Klebschichtdicke von 2 mm wird die Steifigkeit und

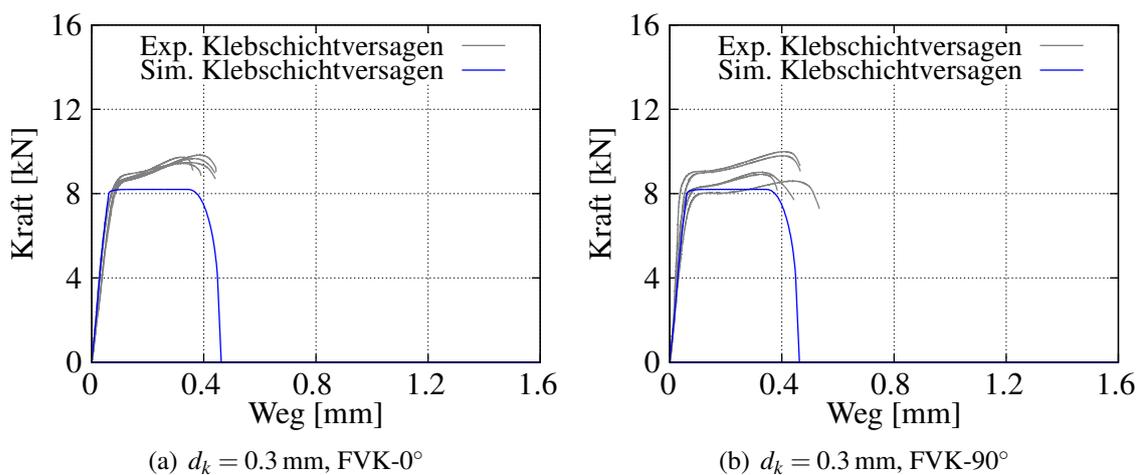


Abbildung 13-13: Simulationsergebnis der Zugscherprobe ($\text{ÜL} = 20$ mm) mit quasi-isotropem Laminat für Klebschichtdicke von 0.3 mm und zwei Laminatorientierungen unter quasistatischer Belastung
 Figure 13-13: Simulation result of adhesive bonded shear specimen ($\text{OL} = 20$ mm) with quasi-isotropic laminate under quasi-static loading for different specimen configurations

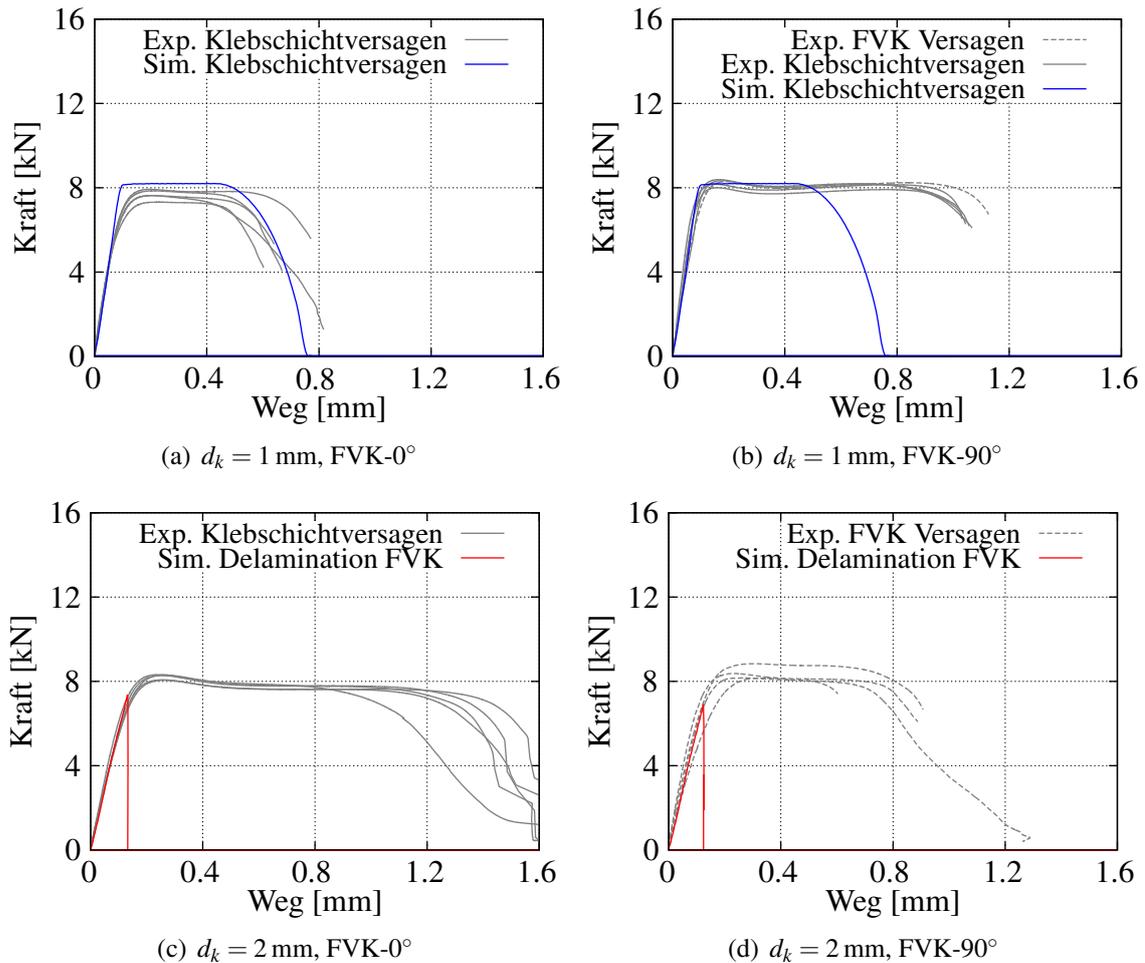


Abbildung 13-14: Simulationsergebnis der Zugscherprobe ($\dot{U}L = 20 \text{ mm}$) mit quasi-isotropem Laminat für zwei Klebschichtdicken und zwei Laminatorientierungen unter quasistatischer Belastung

Figure 13-14: Simulation result of adhesive bonded shear specimen ($OL = 20 \text{ mm}$) with quasi-isotropic laminate under quasi-static loading for different laminate orientations and adhesive layers

Traglast aus dem Versuch mit dem Simulationsergebnis bei einer FVK Orientierung von 0° gut abgebildet, wohingegen der Bruchweg unterschätzt wird, vgl. Abb. 13-14(c). Im Versuch liegt bei der FVK Orientierung von 0° immer reines Klebschichtversagen vor und zwar unabhängig von der Klebschichtdicke. Dahingegen kommt es in der Simulation nur bei der Klebschichtdicke von 0.3 sowie 1 mm zum Versagen in der Klebschicht. Bei 2 mm Klebschichtdicke versagt in der Simulation der FVK durch Delamination, siehe. Abb. 13-14(c). Der Kraft-Weg-Verlauf aus dem Versuch an der Zugscherprobe mit 90° FVK-Coupon und einer Klebschichtdicke von 0.3 mm kann mit dem berechneten Verlauf aus der Simulation gut abgebildet werden, siehe Abb. 13-13(b). Auch bei der Klebschichtdicke von 1 mm und der Laminatorientierung von 90° liegt eine gute Übereinstimmung zwischen dem Kraft-Weg-Verlauf aus dem Versuch und dem aus der Simulation vor, wobei der Bruchweg in der Simulation unterschätzt wird, vgl. Abb. 13-14(b). Für die Klebschichtdicke von 2 mm stimmt die Steifigkeit zwischen Simulation und Experiment im Kraft-Weg-Diagramm in Abb. 13-14(d) überein, wobei der Fließbeginn in der Simulation un-

terhalb der Versuchsdaten liegt. Mit zunehmender Klebschichtdicke ändert sich das Versagensverhalten der Zugscherprobe mit quasi-isotropem Laminat bei der FVK Orientierung von 90° . Für die Klebschichtdicke von 0.3 mm liegt im Versuch reines Klebschichtversagen vor. Bei 2 mm Klebschichtdicke tritt hingegen Versagen nur im FVK ein und bei 1 mm Klebschichtdicke sowohl in der Klebschicht als auch im FVK. In der Simulation liegt bei 0.3 und 1 mm Klebschichtdicke Versagen in der Klebschicht vor. Bei 2 mm Klebschichtdicke kommt es in der Simulation zum interlaminaren Versagen im Laminat in Form der Delamination.

Zusammenstellung der Versagensform aus dem Versuch und der Simulation

In Tabelle 13-2 und 13-3 ist jeweils in einer Übersicht die im Versuch und in der Simulation eingetretene Versagensform für die einzelnen Proben dargestellt. Im Versuch sind jeweils fünf Proben getestet worden, wobei nicht immer die gleiche Versagensform eingetreten ist. Diese Streuung wird in der Tabelle berücksichtigt, in dem die Häufigkeit der eingetretenen Versagensform mit angegeben wird. Bei allen Proben, außer der Kopfzugprobe, ist die Faserorientierung des Laminats (FVK- 0° und -90°) variiert worden, siehe Abb. 13-4.

Bei der Kopfzugprobe mit einem Durchmesser von 15 mm und der Klebschichtdicke von 0.3 mm kommt es im Versuch dreimal zum Versagen im FVK und zweimal zum Versagen in der Klebschicht. Ansonsten liegt bei der Kopfzugprobe, außer bei zwei Ausreißern, jeweils Versagen in der Klebschicht vor. In der Simulation tritt das Versagen ausschließlich in der Klebschicht ein. Somit stimmt bei der Kopfzugprobe die Versagensform aus der Simulation zum größten Teil mit der aus dem Versuch überein. Bei den Versuchen unter kombinierter Belastung ist zu erken-

Tabelle 13-2: Zusammenfassung der eingetreten Versagensform aus Experiment und Simulation unter quasi-statischer Belastung unterteilt in FVK Versagen, Klebschichtversagen (Kleb) und Mischbruch (Misch)
Table 13-2: Overview of occurred failure mechanism in experiment and simulation under quasi-static loading divided in frp failure, adhesive failure and mixed failure

			$d_k = 0.3\text{mm}$			$d_k = 1\text{mm}$			$d_k = 2\text{mm}$		
			Versagen			Versagen			Versagen		
			FVK	Kleb	Misch	FVK	Kleb	Misch	FVK	Kleb	Misch
KZP $\varnothing 10\text{ mm}$	-	Exp	1×	4×	-	-	5×	-	-	5×	-
		Sim	-	1×	-	-	1×	-	-	1×	-
KZP $\varnothing 15\text{ mm}$	-	Exp	3×	2×	-	-	5×	-	1×	4×	-
		Sim	-	1×	-	-	1×	-	-	1×	-
Schrägzug 30°	0°	Exp	-	5×	-	-	-	-	-	-	-
		Sim	-	1×	-	-	-	-	-	-	-
	90°	Exp	-	2×	3×	1×	-	4×	-	-	-
		Sim	-	1×	-	-	1×	-	-	-	-
Schrägzug 60°	0°	Exp	3×	2×	-	-	-	-	-	-	-
		Sim	1×	-	-	-	-	-	-	-	-
	90°	Exp	4×	1×	-	5×	-	-	-	-	-
		Sim	1×	-	-	1×	-	-	-	-	-

nen, dass bei einem größeren Schubanteil (Schrägzugprobe 30°) in der Belastung das Versagen in der Klebschicht eintritt und bei einem größeren Zuganteil (Schrägzugprobe 60°) im Laminat, vgl. Tabelle 13-2. Dies ist auch beim Versagen in der Simulation zu beobachten. Insgesamt stimmt für beide Schrägzugproben die Versagensform aus dem Versuch mit der aus der Simulation überein. Bei der Zugscherprobe kommt es im Versuch unabhängig von der Überlappungslänge und der Klebschichtdicke bei der FVK Orientierung von 0° jeweils zum Klebschichtversagen. Für das Laminat mit der Orientierung von 90° ändert sich im Versuch bei der Zugscherprobe mit zunehmender Klebschichtdicke hingegen die Versagensform und zwar unabhängig von der Überlappungslänge. Bei der Klebschichtdicke von 0.3 und 1 mm tritt im Versuch noch vermehrt Klebschichtversagen ein, wohingegen bei 2 mm Klebschichtdicke nur noch Versagen im FVK vorliegt. In der Simulation ändert sich bei der Zugscherprobe mit zunehmender Klebschichtdicke ebenfalls die Versagensform vom Klebschichtversagen hin zum FVK Versagen. Dabei erfolgt die Änderung unabhängig von der Orientierung des Laminats. Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass bei der Zugscherprobe die am häufigsten eingetretene Versagensform auch in der Simulation vorliegt, außer bei der Laminatorientierung von 0° und der Klebschichtdicke von 2 mm.

Tabelle 13-3: Versagensform aus Experiment und Simulation für die Zugscherprobe unter quasistatischer Belastung unterteilt in FVK Versagen, Klebschichtversagen (Kleb) und Mischbruch (Misch)

Table 13-3: Overview of occurred failure mechanism in experiment and simulation for shear specimen under quasi-static loading divided in frp failure, adhesive failure and mixed failure

			$d_k = 0.3\text{mm}$			$d_k = 1\text{mm}$			$d_k = 2\text{mm}$		
			Versagen			Versagen			Versagen		
			FVK	Kleb	Misch	FVK	Kleb	Misch	FVK	Kleb	Misch
ZSP 5 mm	0°	Exp	-	5×	-	-	5×	-	-	5×	-
		Sim	-	1×	-	-	1×	-	1×	-	-
	90°	Exp	-	5×	-	4×	1×	-	5×	-	-
		Sim	-	1×	-	-	1×	-	1×	-	-
ZSP 12 mm	0°	Exp	-	5×	-	-	5×	-	-	5×	-
		Sim	-	1×	-	-	1×	-	1×	-	-
	90°	Exp	1×	4×	-	2×	4×	-	5×	-	-
		Sim	-	1×	-	-	1×	-	1×	-	-
ZSP 20 mm	0°	Exp	-	5×	-	-	5×	-	-	5×	-
		Sim	-	1×	-	-	1×	-	1×	-	-
	90°	Exp	-	5×	-	1×	4×	-	5×	-	-
		Sim	-	1×	-	-	1×	-	1×	-	-

13.2.4 Simulationsergebnisse für schlagartige Belastung / Simulation results for impact loading

Im vorliegenden Kapitel werden die Versuchs- und Simulationsergebnisse unter schlagartiger Belastung für folgende Proben mit eingeklebtem Laminat vorgestellt:

- Kopfbzugprobe: $\varnothing = 15$ mm, Klebschichtdicke $d_k = 0.3$ und 1 mm
- Zugscherprobe: Überlappungslänge 12 mm, $d_k = 0.3$ und 1 mm, FVK-0° und -90°
- Schrägbzugprobe 30° Neigung: $d_k = 0.3$ und 1 mm, FVK-0° und -90°
- Schrägbzugprobe 60° Neigung: $d_k = 0.3$ und 1 mm, FVK-0° und -90°

Als Randbedingung wird in der Simulation für die einzelnen Proben die Geschwindigkeit aus Tabelle 13-1 vorgegeben.

Kopfbzugprobe mit quasi-isotropem Laminat

Das Simulationsergebnis der Kopfbzugprobe ist mit den experimentellen Kraft-Weg-Verläufen für die jeweilige Klebschichtdicke in Abb. 13-15 dargestellt. Für die Klebschichtdicke von 0.3 mm wird nur der repräsentative Verlauf bis zum Kraftmaximum dargestellt, da im Versuch nach dem Erreichen des Kraftmaximums messtechnisch nur noch einzelnen Datenpunkte erfasst werden konnten. Mit dem jeweiligen Kraft-Weg-Verlauf aus der Simulation wird die Steifigkeit aus dem Versuch gut wiedergegeben. Die Traglast wird für beide Klebschichtdicken, im Vergleich mit den Werten aus dem Versuch, zu gering berechnet, siehe Abb. 13-15(a) und Abb. 13-15(b). Der Bruchweg wird bei der Klebschichtdicke von 0.3 mm getroffen, wohingegen er bei 1 mm Klebschichtdicke deutlich unterschätzt wird. Für beide Klebschichten tritt im Versuch sowohl Versagen im FVK als auch in der Klebschicht ein. In der Simulation kommt es zum inter- und intralaminaren Versagen im FVK. Vorerst tritt der Zwischenfaserbruch ein und anschließend die Delamination, vgl. Abb. 13-15(a) und Abb. 13-15(b).

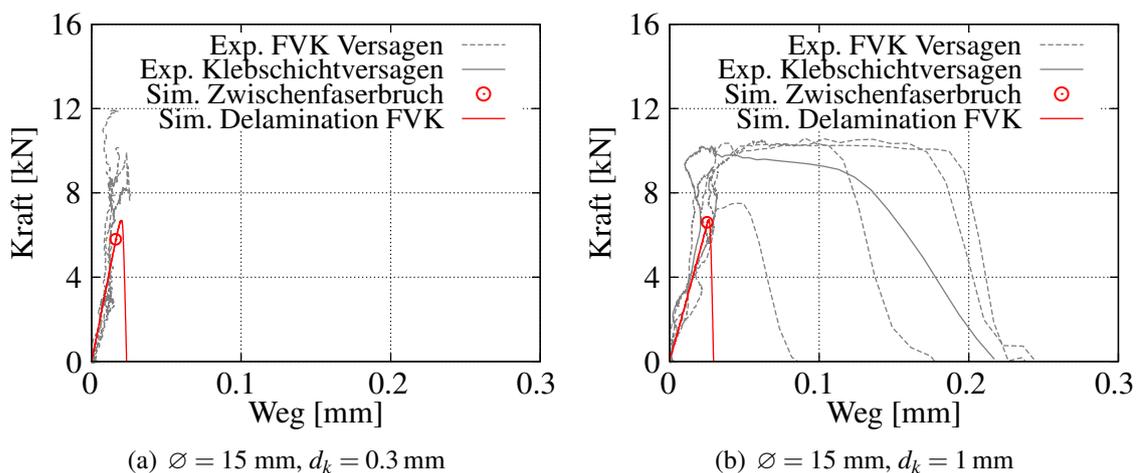


Abbildung 13-15: Simulationsergebnis der Kopfbzugprobe mit eingeklebtem FVK-Coupon für zwei Klebschichtdicken unter schlagartiger Belastung

Figure 13-15: Simulation result of adhesive bonded butt-joint specimen with laminate under impact loading for adhesive with different thickness

Zugscherprobe mit quasi-isotropem Laminat

Für die Zugscherprobe mit quasi-isotropem Laminat ist das Ergebnis aus der Simulation im

Kraft-Weg-Diagramm in Abb. 13-16 für unterschiedliche Probenkonfigurationen dargestellt. Zu erkennen ist, dass der Bruchweg in allen Simulationen unzureichend wiedergegeben wird. Bei der Laminatorientierung von 0° und der Klebschichtdicke von 0.3 mm zeigt der Simulationsverlauf hinsichtlich der Steifigkeit und der Traglast eine zufriedenstellende Übereinstimmung mit den experimentellen Verläufen auf, siehe Abb. 13-16(a). Dabei liegt im Versuch reines Klebschichtversagen vor, wohingegen es in der Simulation zur Delamination im FVK kommt. Bei der Zugscherprobe mit der Klebschichtdicke von $d_k = 0.3$ mm und der FVK Orientierung von 90° wird die Steifigkeit und die Traglast aus dem Versuch mit dem Kraft-Weg-Verlauf aus der Simulation gut abgebildet, vgl. Abb. 13-16(b). In der Simulation kommt es bei der Kraft von 6 kN zum Zwischenfaserbruch im FVK. Durch das im Laminat hinterlegte Schädigungsmodell kann die Belastung weiter gesteigert werden, so dass es bei der Kraft von etwa 10 kN zur Delamination zwischen den einzelnen Laminatschichten und damit zum vollständigen Versagen kommt, vgl. Abb. 13-16(b). Im Experiment liegt Versagen im FVK sowie in der Klebschicht vor. Dabei ist

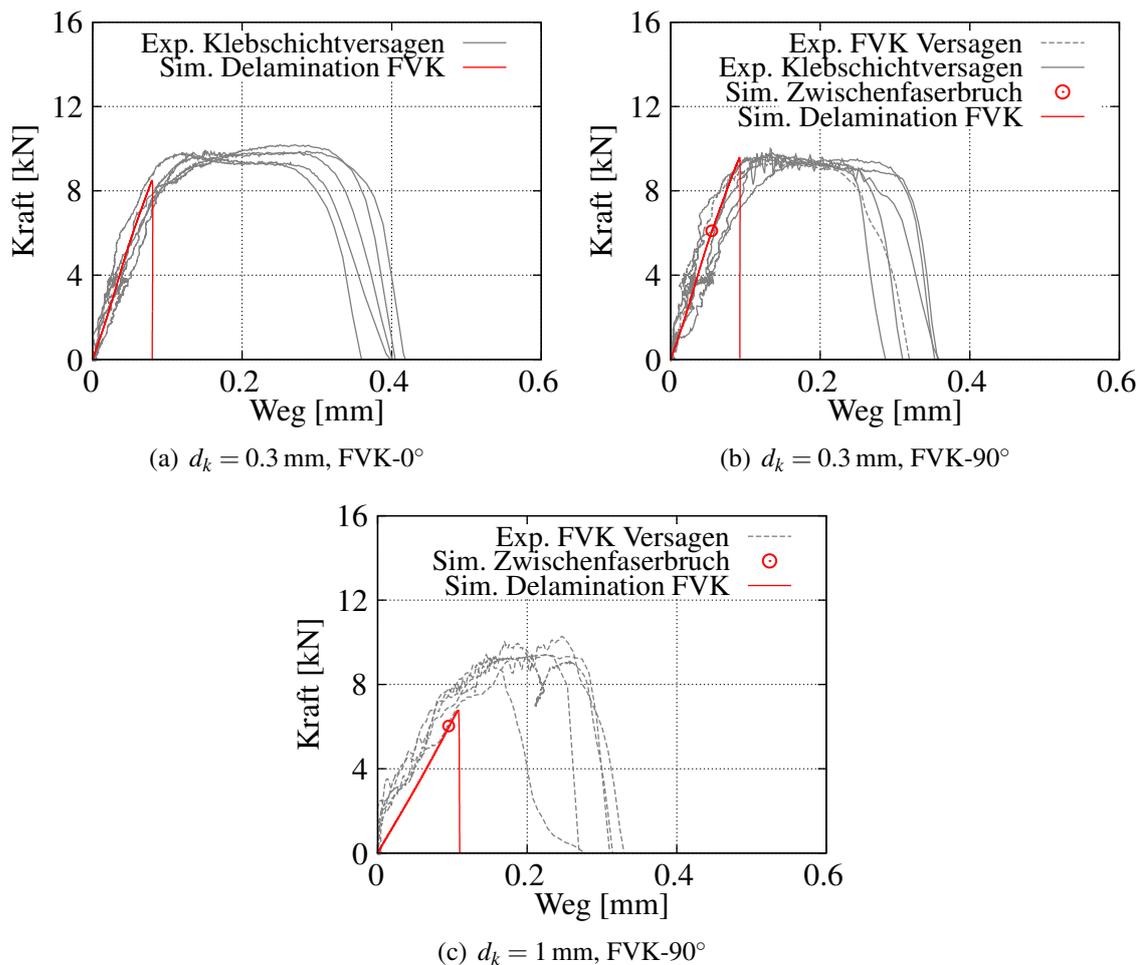


Abbildung 13-16: Simulationsergebnis der Zugscherprobe ($\dot{U}L = 12$ mm) mit quasi-isotropem Laminat für zwei Klebschichtdicken und zwei Laminatorientierungen unter schlagartiger Belastung
 Figure 13-16: Simulation result of adhesive bonded shear specimen ($OL = 12$ mm) with quasi-isotropic laminate under impact loading for different specimen configurations

trotz der unterschiedlichen Versagensform kein Unterschied zwischen den einzelnen Kraft-Weg-Kurven zu erkennen. Bei der FVK Orientierung von 90° wird bei der Klebschichtdicke von 1 mm die Traglast in der Simulation unterschätzt. Die Steifigkeit stimmt in der Simulation mit der aus dem Versuch überein, wobei die Verläufe aus dem Versuch ein Offset aufweisen, siehe Abb. 13-16(c). Sowohl im Experiment als auch in der Simulation kommt es für die Klebschichtdicke von 1 mm zum Versagen im FVK. Dabei tritt in der Simulation erst der Zwischenfaserbruch ein und anschließend die Delamination.

Schrägzugprobe 30° mit quasi-isotropem Laminat

Für die Schrägzugprobe mit 30° Neigung und eingeklebtem FVK-Coupon ist das Simulationsergebnis im jeweiligen Kraft-Weg-Diagramm in Abb. 13-17 und Abb. 13-18 dargestellt. Bei der Klebschichtdicke von 0.3 mm liegt unabhängig von der FVK Orientierung zwischen der Simulation und dem Experiment nur eine Übereinstimmung hinsichtlich der Steifigkeit vor. Dabei wird mit dem entsprechenden Kraft-Weg-Verlauf aus der Simulation die Traglast unterschätzt und der Bruchweg unzureichend abgebildet, vgl. Abb. 13-17(a) und Abb. 13-17(b). Im Versuch liegt bei der FVK Orientierung von 0° ausschließlich Versagen in der Klebschicht vor, wohingegen es bei der FVK Orientierung von 90° zum Mischbruch, FVK Versagen und Klebschichtversagen kommt. In der Simulation kommt es bei der Laminatorientierung von 0° zum Zwischenfaserbruch und anschließend zur sofortigen Delamination, vgl. Abb. 13-17(a). Auch bei der FVK Orientierung von 90° kommt es bei der Klebschichtdicke von 0.3 mm zum Zwischenfaserbruch im Laminat und nach weiterer Laststeigerung zur Delamination. Bei der Klebschichtdicke von 1 mm und der FVK Orientierung von 90° zeigt der Kraft-Weg-Verlauf aus der Simulation eine gute Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Verläufen auf. Die Steifigkeit sowie die

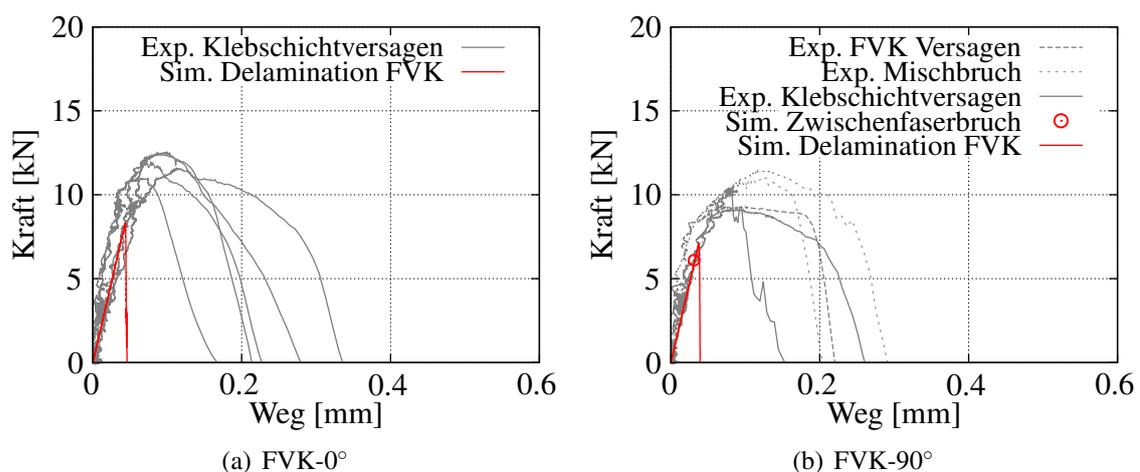


Abbildung 13-17: Simulationsergebnis der Schrägzugprobe unter 30° Neigung mit quasi-isotropem Laminat für Klebschichtdicke von 0.3 mm und zwei Laminatorientierungen bei schlagartiger Belastung
 Figure 13-17: Simulation result of adhesive bonded 30° diagonal pull specimen with quasi-isotropic laminate under impact loading for two laminate orientations and adhesive layer with thickness of 0.3 mm

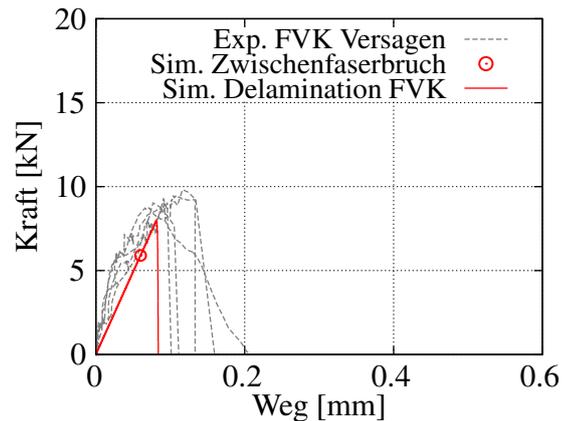


Abbildung 13-18: Simulationsergebnis der Schrägzugprobe unter 30° Neigung mit quasi-isotropem Laminat für Klebschichtdicke von 1 mm und Laminatorientierung von 90° bei schlagartiger Belastung
 Figure 13-18: Simulation result of adhesive bonded 30° diagonal pull specimen with quasi-isotropic laminate under impact loading for adhesive layer with thickness of 1 mm and laminate orientation of 90°

Traglast werden gut abgebildet und der Bruchweg ein wenig unterschätzt, siehe Abb. 13-18(a). Die Versagensform in der Simulation stimmt mit der aus dem Experiment überein. Es liegt jeweils Versagen im FVK vor.

Schrägzugprobe 60° mit quasi-isotropem Laminat

In Abb. 13-19 und Abb. 13-20 ist das Versuchs- und Simulationsergebnis der Schrägzugprobe mit 60° Neigung und eingeklebtem Laminat für unterschiedliche Probenkonfigurationen dargestellt. Mit dem berechneten Verlauf aus der Simulation werden die experimentellen Kraft-Weg-Verläufe nur hinsichtlich der Steifigkeit zufriedenstellend abgebildet. Die Traglast sowie auch der Bruchweg werden bei allen Simulationen unterschätzt. Im Versuch und auch in der Simulation kommt es unabhängig von der FVK Orientierung zum Versagen im FVK, so dass hinsichtlich der Versagensform eine Übereinstimmung vorliegt.

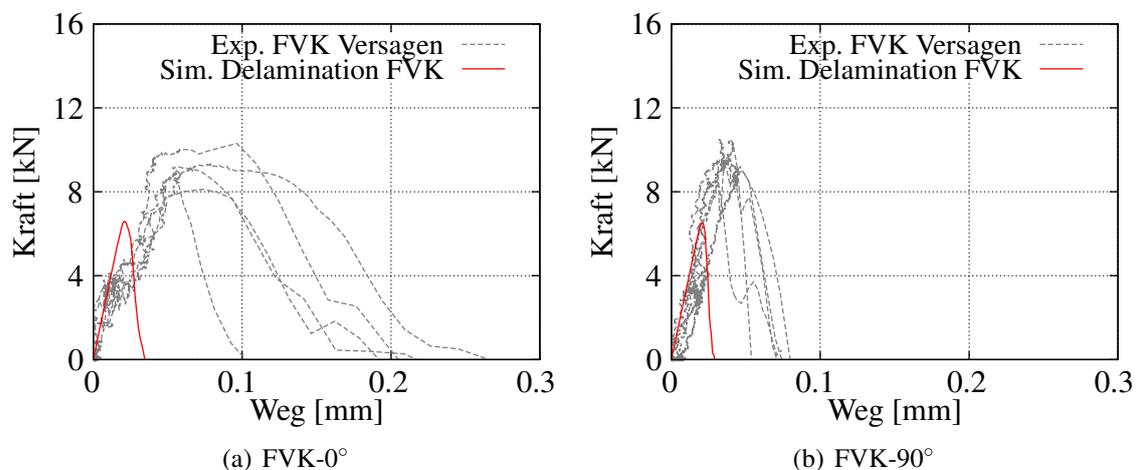


Abbildung 13-19: Simulationsergebnis der Schrägzugprobe 60° mit quasi-isotropem Laminat für Klebschichtdicke von 0.3 mm und zwei Laminatorientierungen bei schlagartiger Belastung
 Figure 13-19: Simulation result of adhesive bonded 60° diagonal pull specimen with quasi-isotropic laminate under impact loading for two laminate orientations and adhesive layer with thickness of 0.3 mm

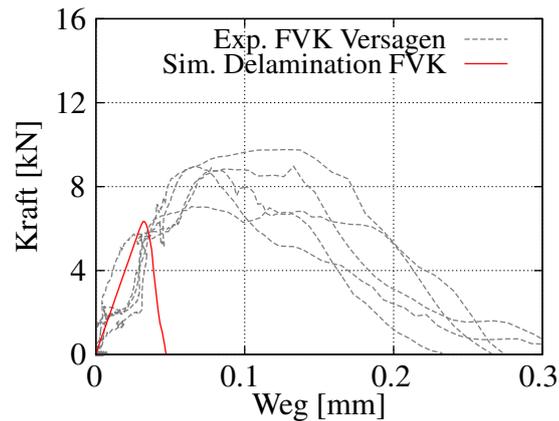


Abbildung 13-20: Simulationsergebnis der Schrägzugprobe 60° mit quasi-isotropem Laminat für Klebschichtdicke von 1 mm und Laminatorientierung von 90° bei schlagartiger Belastung

Figure 13-20: Simulation result of adhesive bonded 60° diagonal pull specimen with quasi-isotropic laminate under impact loading for adhesive layer with thickness of 1 mm and laminate orientation of 90°

Zusammenstellung der Versagensform aus Versuch und Simulation

In Tabelle 13-4 ist die eingetretene Versagensform aus dem Versuch und die aus der Simulation in einer Übersicht dargestellt. Im Versuch sind jeweils fünf Proben geprüft worden, wobei nicht immer das gleiche Versagen eingetreten ist. Daher wird bei den Versuchen die Häufigkeit der eingetretenen Versagensform mit angegeben. Zu erkennen ist, dass bei allen Proben mit einer Klebschichtdicke von 1 mm und der Laminatorientierung von 90° die Versagensform aus der Simulation mit der aus dem Versuch übereinstimmt. Für die Kopfzugprobe und die Schrägzugprobe 60° liegt bei der Klebschichtdicke von 0.3 mm zwischen Versuch und Simulation ebenfalls eine gute Übereinstimmung hinsichtlich des Versagens vor. In der Simulation wird das Versagen für die Zugscherprobe und Schrägzugprobe 30° mit der Laminatorientierung von 0° und der Klebschichtdicke von 0.3 mm falsch berechnet. Im Versuch liegt Klebschichtversagen vor und in der Simulation kommt es zum Versagen im FVK. Für die FVK Orientierung von 90° liegt in der Simulation bei den zuvor genannten Proben Versagen im FVK vor, wohingegen es im Versuch nur einmal zum Versagen im FVK kommt.

Tabelle 13-4: Übersicht zur eingetretenen Versagensform aus dem Versuch und der Simulation für schlagartige Belastung unterteilt in FVK Versagen, Klebschichtversagen und Mischbruch

Table 13-4: Overview of occurred failure mechanism in experiment and simulation under impact loading divided in frp failure, adhesive failure and mixed failure

			$d_k = 0.3\text{mm}$			$d_k = 1\text{mm}$		
			Versagen			Versagen		
			FVK	Kleb.	Misch.	FVK	Kleb.	Misch.
KZP $\varnothing 15\text{ mm}$	-	Exp	4×	1×	-	4×	1×	-
		Sim	1×	-	-	1×	-	-
ZSP 12 mm	0°	Exp	-	5×	-	-	-	-
		Sim	1×	-	-	-	-	-
	90°	Exp	1×	4×	-	5×	-	-
		Sim	1×	-	-	1×	-	-
Schrägzug 30°	0°	Exp	-	5×	-	-	-	-
		Sim	1×	-	-	-	-	-
	90°	Exp	1×	2×	2×	5×	-	-
		Sim	1×	-	-	1×	-	-
Schrägzug 60°	0°	Exp	5×	-	-	-	-	-
		Sim	1×	-	-	-	-	-
	90°	Exp	5×	-	-	5×	-	-
		Sim	1×	-	-	1×	-	-

14 Modellvalidierung / Model validation

Michael Donhauser, Anton Matzenmiller

Gegenstand des vorliegenden Kapitels ist die Validierung der im Rahmen des Projekts entwickelten Berechnungsmethode für geklebte Stahl-FVK-Verbindungen. Als Validierungsprobe wird die dünne Zugescherprobe mit quasi-isotropem Laminat unter quasistatischer und schlagartiger Belastung herangezogen. Der Kraft-Verschiebungs-Verlauf und die eingetretene Versagensform aus der Simulation werden mit den Ergebnissen aus dem Versuch verglichen und bewertet.

The objective of this chapter is the validation of the developed calculation method for adhesive bonded joints between steel and fibre-reinforced-polymers. The thin shear specimen with the quasi-isotropic laminate is used for the validation. A comparison is carried out between the numerical predicted force-displacement curves and the experimental data. Furthermore, the occurred failure mechanism is assessed.

14.1 FE-Modell des Prüfkörpers / FE-model of test specimen

Das FE-Modell der dünnen Zugscherprobe mit quasi-isotropem Laminat ist in Abb. 14-1 für die Klebschichtdicke von 0.3 mm dargestellt. Es besteht aus dem Stahlblech, das über die Klebschicht mit dem quasi-isotropem Laminat verbunden ist. Im FE-Modell erfolgt die Anbindung der einzelnen Komponenten über eine direkte Knotenanbindung. Das Stahlblech wird mit 6 Elementen über die Dicke und mit 77×12 Elementen in der xy -Ebene diskretisiert. Für die Klebschicht wird ein Element über die Dicke und 15×12 in der xy -Ebene verwendet. Beim Laminat wird jeder der dreizehn Einzelschichten mit einem Element über die Dicke diskretisiert und in der Ebene mit 77×12 Elementen abgebildet. Zwischen den einzelnen Laminatschichten befinden sich zur Abbildung des interlaminaren Versagens Grenzflächenelemente mit einer Dicke von 0.01 mm. Das FE-Modell wird mit einer Länge von 106 mm modelliert, wobei dieser Wert der freien Einspannlänge der Probe entspricht. Die Lagerung und Lasteinleitung erfolgt am linken und rechten Probenrand über Starrkörper. Dabei sind alle rotatorischen und translatorischen Freiheitsgrade bis auf u_x an der Lasteinleitungsstelle gesperrt. Für die Kraftauswertung wird die im Stahlblech definierte Ebene verwendet. Entsprechend der Versuchsdurchführung wird in der Simulation die Relativverschiebung Δu_x zwischen dem Stahlblech und dem quasi-isotropem La-

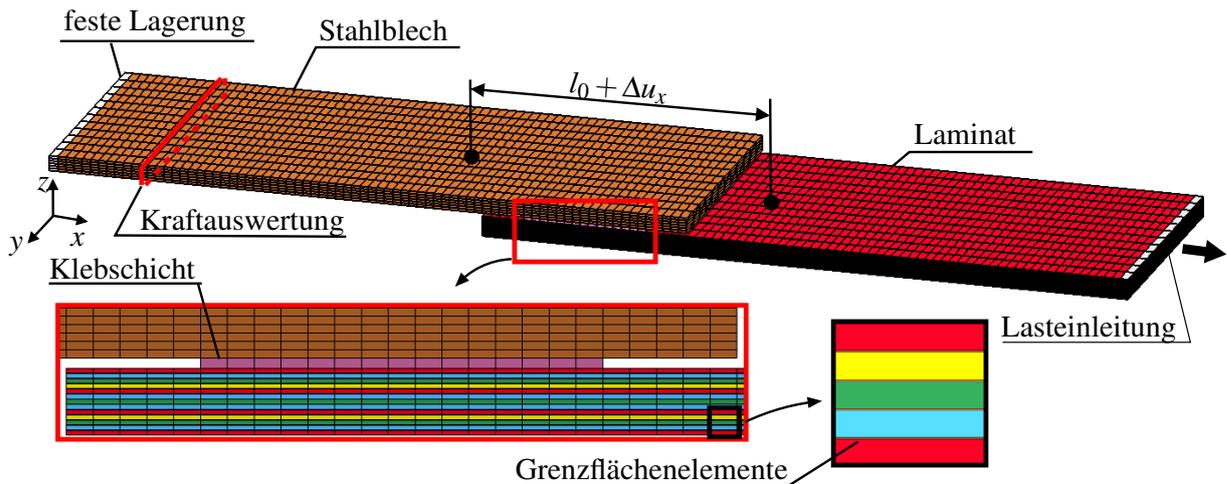


Abbildung 14-1: FE-Modell der dünnen Zugscherprobe mit quasi-isotropem Laminat für eine Klebschichtdicke von 0.3 mm

Figure 14-1: FE-model of thin shear specimen with quasi-isotropic laminate for adhesive thickness of 0.3 mm

minat ausgewertet, siehe Abb. 14-1. Als Randbedingung wird in der Simulation am rechten Probenrand die Geschwindigkeit vorgegeben. Die Simulation erfolgt mit dem expliziten FE-Code in LS-DYNA und der Solid-Elementformulierung -2.

14.2 Validierungsrechnung der dünnen Zugscherprobe mit quasi-isotropem Laminat / Validation calculation of thin shear specimen with quasi-isotropic laminate

Bei der Anbindung des quasi-isotropen Laminats an die Klebschicht wird die Faserorientierung variiert und damit deren Einfluss auf das Versagen untersucht. Bei der FVK Orientierung von 0° sind die Fasern der obersten UD-Schicht in Belastungsrichtung orientiert und bei der 90° Orientierung quer zur Belastungsrichtung, siehe Abb. 14-2.

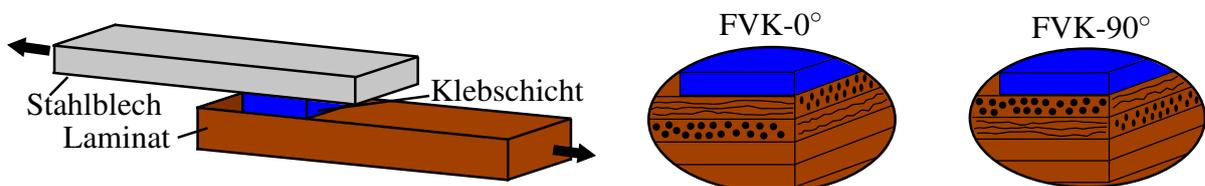


Abbildung 14-2: Variation der Orientierung des quasi-isotropen Laminats bei der dünnen Zugscherprobe
Figure 14-2: Different orientations of quasi-isotropic laminate for thin shear specimen

In der Simulation werden folgende Materialmodelle und Parameter verwendet:

- Klebschicht: TAPO-Modell mit Parametersatz aus Tabelle B.2
- Laminatschicht: transversal-isotropes Materialmodell mit nichtlinearem Schubansatz und Versagensmodell von PUCK, Parametersatz Tabelle 11-2 und Tabelle 11-3

- Grenzschichtelemente für Delamination: *MAT_COHESIVE_MIXED_MODE aus LS-DYNA mit Parametersatz aus Tabelle 11-4
- Stahlblech: Elasto-plastisches Materialmodell mit Ratenabhängigkeit aus Kapitel 12

Darstellung der Ergebnisse

Im Versuch wird die Versagensform vom LWF anhand des Bruchbilds bestimmt, wobei zwischen Klebschichtversagen, FVK Versagen und dem Mischbruch differenziert wird. Beim Mischbruch der dünnen Zugscherprobe kommt es zum Klebschichtversagen und zum Versagen der obersten Laminatschicht. Zur besseren Unterscheidung zwischen Versuch und Simulation wird der Kraft-Weg-Verlauf aus dem Versuch in grau und der aus der Simulation abhängig von der vorliegenden Versagensform in blau für Klebschichtversagen und in rot für FVK Versagen dargestellt.

14.2.1 Quasistatisch-zügige Belastung / Quasi-static loading

Bei der dünnen Zugscherprobe mit quasi-isotropem Laminat ist im Versuch unter quasistatisch-zügiger Belastung für alle Klebschichtdicken (0,3, 1 und 2 mm) die Soll-Geschwindigkeit von $v_0 = 1$ mm/min verwendet worden. In der Simulation wird die Geschwindigkeit mit dem Faktor $fac = 4000$ hochgesetzt und als Randbedingung über Gl. (10-18) vorgegeben. Genauere Details zur Umsetzung der Randbedingung können Kapitel 10.2.2 entnommen werden.

Das Ergebnis der Validierungsrechnung ist für die Klebschichtdicke von 0,3 mm in Abb. 14-3 im Kraft-Verschiebungs-Diagramm für die jeweilige Laminatorientierung dargestellt. Zu erkennen ist, dass zwischen dem berechneten Kraft-Verschiebungs-Verlauf aus der Simulation und denen aus dem Versuch eine gute Übereinstimmung vorliegt. Für die FVK Orientierung von 0° wird die Steifigkeit, der Fließbeginn und der Bruchweg in der Simulation gut abgebildet, vgl.

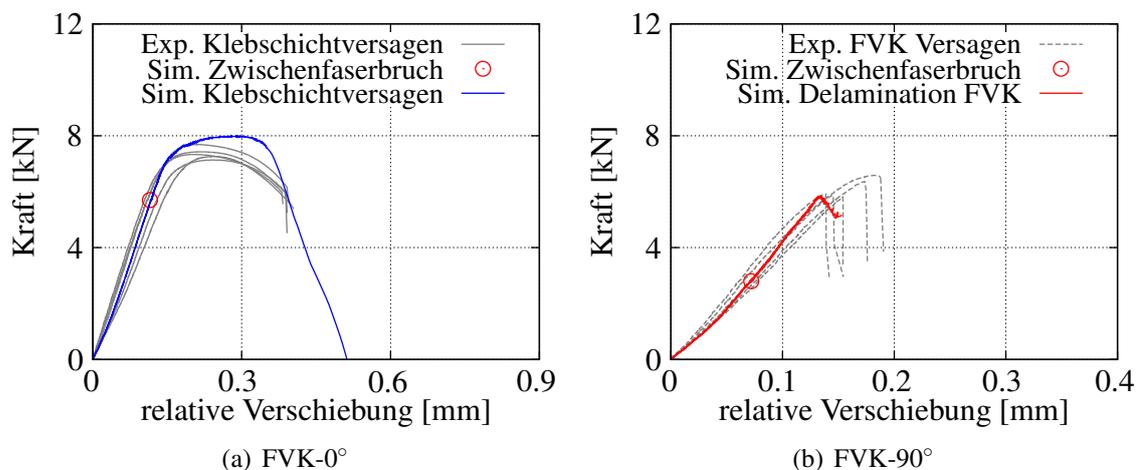


Abbildung 14-3: Validierungsrechnung der dünnen Zugscherprobe mit Laminat unter quasistatisch-zügiger Belastung für Klebschichtdicke von 0,3 mm und unterschiedliche Laminatorientierungen
 Figure 14-3: Validation result of thin shear specimen with quasi-isotropic laminate under quasi-static loading for adhesive thickness of 0,3 mm and different laminate orientations

Abb. 14-6(a). In der Simulation kommt es bei der Kraft von 5.7 kN zu einem Zwischenfaserbruch im Laminat. Durch das hinterlegte anisotrope Schädigungsmodell werden die Elemente der „gerissenen“ UD-Schicht nicht aus der Berechnung gelöscht, sondern die entsprechenden Steifigkeiten degradiert, siehe hierzu auch Kapitel 11.3.1. Die weitere Zunahme der Belastung führt dann in der Simulation zum Klebschichtversagen, das auch im Versuch vorliegt. Der Kraft-Verschiebungs-Verlauf aus der Simulation mit einer FVK Orientierung von 90° zeigt hinsichtlich der Steifigkeit, der Traglast sowie dem Bruchweg eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Verläufen auf, siehe Abb. 14-6(b). Im Versuch tritt bei der FVK Orientierung von 90° unabhängig von der Klebschichtdicke immer interlaminares Versagen zwischen der 1. und 2. Laminatschicht ein. Die Bezeichnung 1. Laminatschicht bezieht sich dabei auf die oberste Lage, die direkt an die Klebschicht angebunden ist. In der Simulation wird das gleiche Versagensverhalten berechnet. Bei der Kraft von 2.8 kN kommt es zum ersten Zwischenfaserbruch in der obersten Lage (90° -Schicht) und bei weiterer Laststeigerung im späteren Verlauf zur Delamination zwischen der ersten und zweiten Laminatschicht, siehe Abb. 14-4.

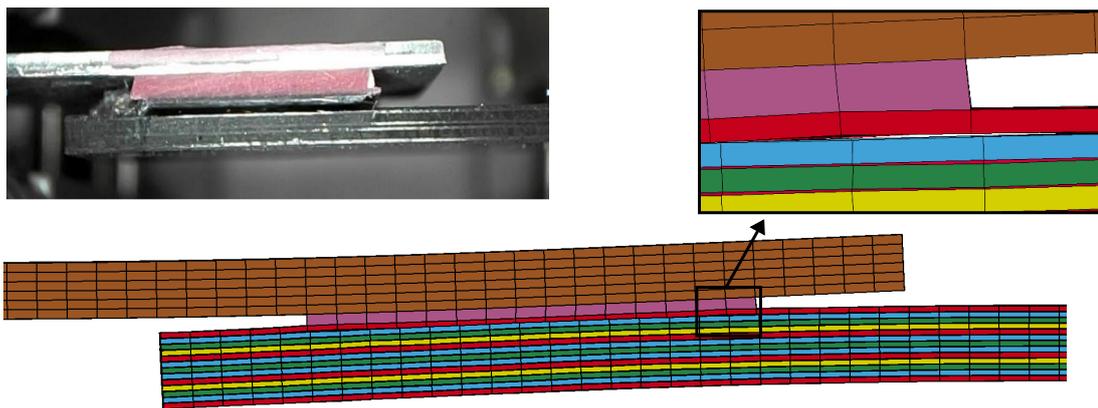


Abbildung 14-4: Darstellung der eingetretenen Delamination zwischen der 1. und 2. Laminatschicht bei einer FVK Orientierung von 90° im Versuch und in der Simulation

Figure 14-4: Depiction of occurred delamination process between first and second laminate layer with a fibre orientation of 90° for experiment and simulation

Das Ergebnis der Validierungsrechnung ist in Abb. 14-5 für die Klebschichtdicke von 1 und 2 mm sowie für die jeweilige Laminatorientierung dargestellt. Das Simulationsergebnis für die Klebschichtdicke von 1 mm und der FVK Orientierung von 0° zeigt im Vergleich mit den experimentellen Verläufen ein steiferes Verhalten auf, siehe Abb. 14-6(c). Die Traglast sowie der Bruchweg werden unterschätzt und die Versagensform falsch berechnet. Im Versuch kommt es zum Klebschichtversagen und in der Simulation bei 4.6 kN zum Zwischenfaserbruch und anschließend zur Delamination, siehe Abb. 14-6(c). Der berechnete Kraft-Verschiebungs-Verlauf aus der Simulation für eine Klebschichtdicke von 1 mm und der FVK Orientierung von 90° zeigt hinsichtlich der Steifigkeit eine Übereinstimmung mit den experimentellen Verläufen auf, vgl. Abb. 14-6(d). Dabei wird die Traglast und der Bruchweg ein wenig unterschätzt. Die Ver-

sagensform hingegen wird richtig berechnet. Sowohl im Versuch als auch in der Simulation kommt es zur Delamination zwischen der 1. und 2. Laminatschicht. Bei der Klebschichtdicke von 2 mm und der FVK Orientierung von 0° wird die Steifigkeit und Traglast aus dem Versuch mit dem Kraft-Verschiebungs-Verlauf aus der Simulation gut abgebildet, wobei der Bruchweg unterschätzt wird, siehe Abb. 14-6(e). Im Versuch kommt es zum Mischbruch und in der Simulation zum Versagen im FVK durch die Delamination. Der experimentelle Kraft-Verschiebungs-Verlauf wird mit dem Verlauf aus der Simulation für die Klebschichtdicke von 2 mm und dem FVK- 90° gut hinsichtlich der Steifigkeit, der Traglast und dem Bruchweg wiedergegeben, siehe Abb. 14-6(f). Auch die Versagensform aus dem Versuch und der Simulation stimmen überein. Es kommt jeweils zur Delamination zwischen der 1. und 2. Laminatschicht.

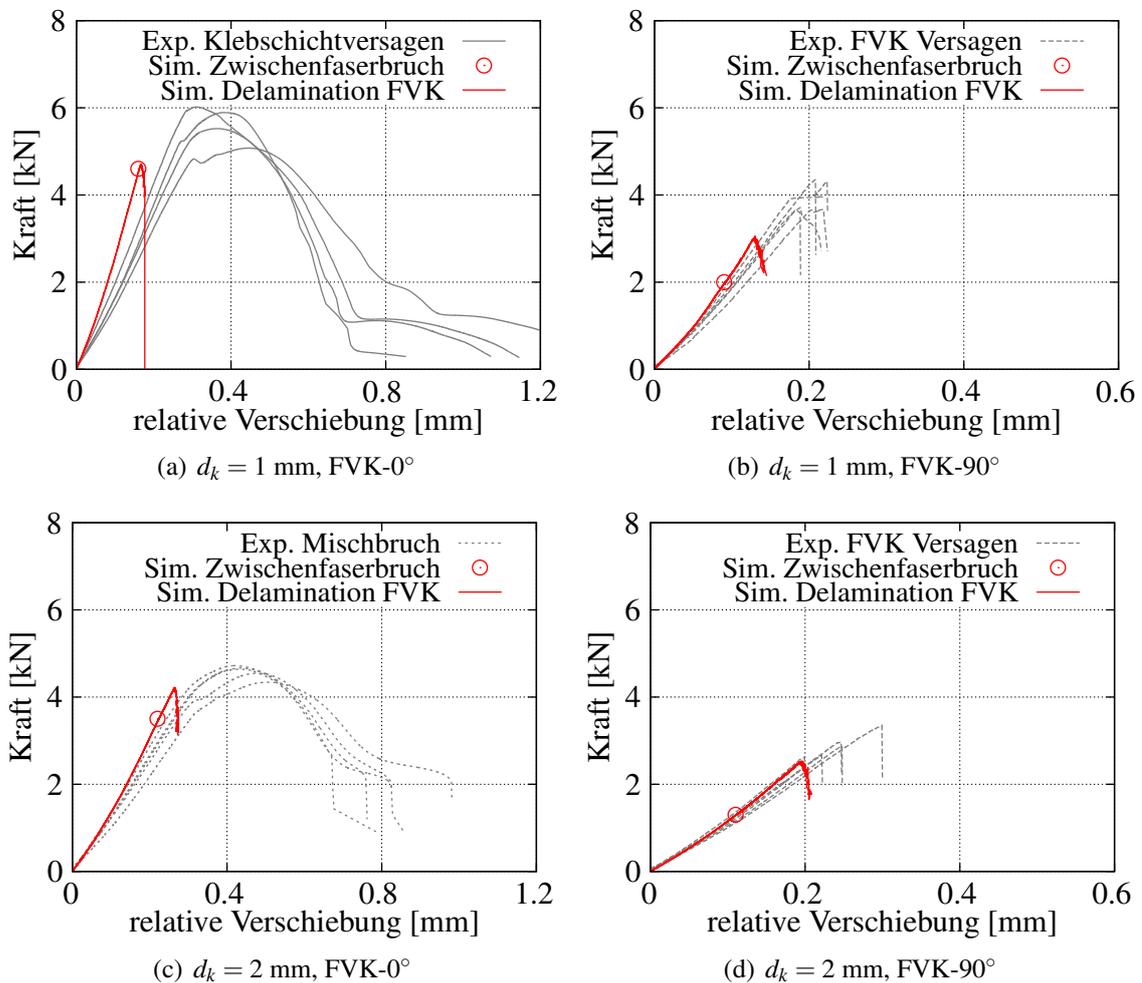


Abbildung 14-5: Validierungsrechnung der dünnen Zugscherprobe mit Laminat unter quasistatisch-zügiger Belastung für zwei Klebschichtdicken und zwei Laminatorientierungen
 Figure 14-5: Validation result of thin shear specimen with quasi-isotropic laminate under quasi-static loading for different adhesive layers and laminate orientations

14.2.2 Schlagartige Belastung / Impact loading

Für die Abbildung der Versuche unter schlagartiger Belastung müssen für die Simulation geeignete Randbedingung in Form von Geschwindigkeiten gefunden werden, da im Versuch keine konstante Soll-Geschwindigkeit vorliegt. Die Ermittlung der Geschwindigkeit erfolgt in Analogie zum beschriebenen Vorgehen in Kapitel 13.2.1 und wird daher an dieser Stelle nicht nochmals erläutert. In Tabelle 14-1 ist die in der Simulation über Gl. (10-18) als Randbedingung vorgegebene Geschwindigkeit für die jeweilige Probenkonfiguration angegeben. Die freie Einspannlänge der Probe beträgt bei der Versuchsdurchführung unter schlagartiger Belastung 116 mm, so dass die Länge im FE-Modell dahingehend angepasst wird.

Tabelle 14-1: Randbedingungen für die Simulation der dünnen Zugscherprobe mit Laminat unter schlagartiger Belastung

Table 14-1: Boundary conditions for simulation of thin shear specimen with laminate under impact loading

Versuch	Geschwindigkeit v_{Sim} [mm/s]		
	$d_k = 0.3 \text{ mm}$	$d_k = 1 \text{ mm}$	$d_k = 2 \text{ mm}$
dünne Zugscherprobe mit FVK-0°	200	300	800
dünne Zugscherprobe mit FVK-90°	150	300	600

Das Ergebnis der Validierungsrechnung unter schlagartiger Belastung ist in Abb. 14-6 für unterschiedliche Klebschichtdicken und Laminatorientierung dargestellt. Der Kraft-Verschiebungs-Verlauf aus der Simulation stimmt hinsichtlich der Steifigkeit bei einer Klebschichtdicke von 0.3 mm unabhängig von der Laminatorientierung mit den experimentellen Verläufen überein, siehe Abb. 14-6(a) und Abb. 14-6(b). Die Traglast und der Bruchweg hingegen werden in beiden Fällen unterschätzt. In der Simulation kommt es jeweils zum Zwischenfaserbruch im Laminat und anschließend zur Delamination. Im Versuch liegt bei der FVK Orientierung von 0° Klebschichtversagen vor und bei der 90° Orientierung Versagen im Laminat. Somit wird in der Simulation nur für den letztgenannten Fall die Versagensform richtig berechnet. Für die Klebschichtdicke von 1 mm wird der Kraft-Verschiebungs-Verlauf aus dem Versuch mit dem aus der Simulation insgesamt unzureichend wiedergegeben, siehe Abb. 14-6(c) und Abb. 14-6(d). Die Traglast und der Bruchweg wird in der Simulation jeweils unterschätzt. In der Simulation kommt es für die FVK Orientierung von 0° bei 4.6 kN zum Zwischenfaserbruch im Laminat und für die 90° Orientierung bei 2 kN. Nach weiterer Laststeigerung setzt in beiden Fällen der Delaminationsprozess ein. Im Versuch liegt beim FVK-0° der Mischbruch vor und beim FVK-90° Versagen im Laminat. Bei der Klebschichtdicke von 2 mm und der FVK Orientierung von 0° weist die Kraft-Verschiebungs-Kurve aus der Simulation qualitativ den gleichen Verlauf auf wie die experimentellen Kurven, siehe Abb. 14-6(e). Die Traglast wird dabei zufriedenstellend wiedergegeben, wohingegen der Bruchweg stark unterschätzt wird. Auch bei der FVK Orientierung von 90° liegt die Traglast aus der Simulation nur minimal unterhalb der experimentellen, vgl.

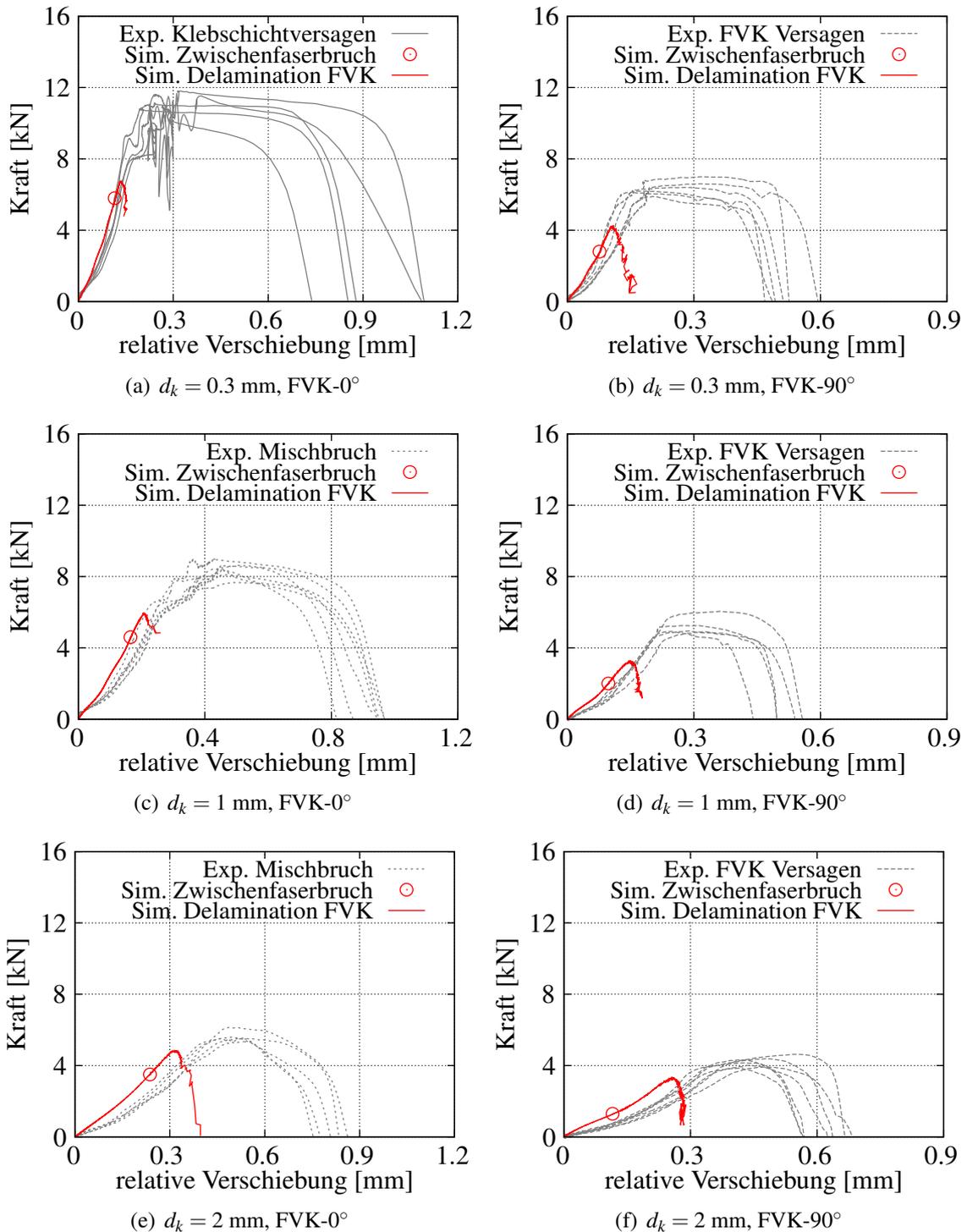


Abbildung 14-6: Validierungsrechnung der dünnen Zugscherprobe mit quasi-isotropem Laminat unter schlagartiger Belastung für unterschiedliche Klebschichtdicken und Laminatorientierungen
 Figure 14-6: Validation results of thin shear specimen with quasi-isotropic laminate under impact loading for adhesive layer with different thickness and two laminate orientations

Abb. 14-6(f). Der Bruchweg hingegen wird deutlich unterschätzt. In Bezug auf die Versagensform liegt beim FVK-90° zwischen Versuch und Simulation eine Übereinstimmung vor. Es tritt jeweils Versagen im FVK ein, wobei es in der Simulation bei 1.3 kN zum Zwischenfaserbruch kommt und bei weiterer Lastzunahme im späteren Verlauf zur Delamination. Auch bei der FVK

Orientierung von 0° kommt es in der Simulation zum Zwischenfaserbruch (3.5 kN) und anschließend zur Delamination, wobei im Versuch der Mischbruch vorliegt d. h. Versagen im Laminat und der Klebschicht.

15 Untersuchung zum Versagensverhalten an technologischer Probe / Analysis of failure behaviour on technological specimen

Michael Donhauser, Anton Matzenmiller

Gegenstand des vorliegenden Kapitels ist die Modellierung und FE-Berechnung der geklebten KS2-Probe mit quasi-isotropem Laminat. Die Probe ist im Rahmen des Projektes entwickelt und erstmalig für unterschiedliche Belastungswinkel und Klebschichtdicken geprüft worden. Nachfolgend wird in einem ersten Schritt das jeweilige Simulationsergebnis mit dem Spannungs-Verschiebungsverlauf aus dem Versuch verglichen und hinsichtlich der eingetretenen Versagensform bewertet.

The objective of this chapter is the modelling and the finite element analysis of the adhesive bonded KS2-specimen with quasi-isotropic laminate. The sample geometry has been developed in this project and is experimental examined for the first time. The numerical obtained stress-strain-curves and the occurred failure mechanism are compared with the test results.

15.1 FE-Modell / FE-model

Das FE-Modell der KS2-Probe mit quasi-isotropem Laminat ist in Abb. 15-1 dargestellt. Es besteht aus zwei u-förmigen Stahlblechen, die über die Klebschicht und Hilfsklebschicht mit dem Laminat verbunden sind. Alle Komponenten sind im FE-Modell über eine direkte Knotenbindung miteinander verbunden. Das Stahlblech wird mit 4 Elementen über die Dicke diskretisiert. Die zu untersuchende Klebschicht besitzt im Vergleich zur Hilfsklebschicht eine reduzierte Klebfläche und keine Fugenfüllung. Die Klebschicht wird im FE-Modell über die Länge, Breite und Dicke mit $20 \times 20 \times 1$ Elementen diskretisiert. Die Hilfsklebschicht wird vollflächig mit einer Fugenfüllung von 90 % modelliert, wobei ein Element über die Dicke verwendet wird. Für das quasi-isotrope Laminat wird jede der dreizehn Einzelschichten mit einem Element über die Dicke und mit 38×50 Elementen in der xy -Ebene abgebildet. Zwischen den einzelnen Laminatschichten befinden sich Grenzflächenelemente zur Abbildung einer möglichen Delamination. Die Lagerung und Lasteinleitung erfolgt im Versuch über Schraubverbindungen, die sich im obe-

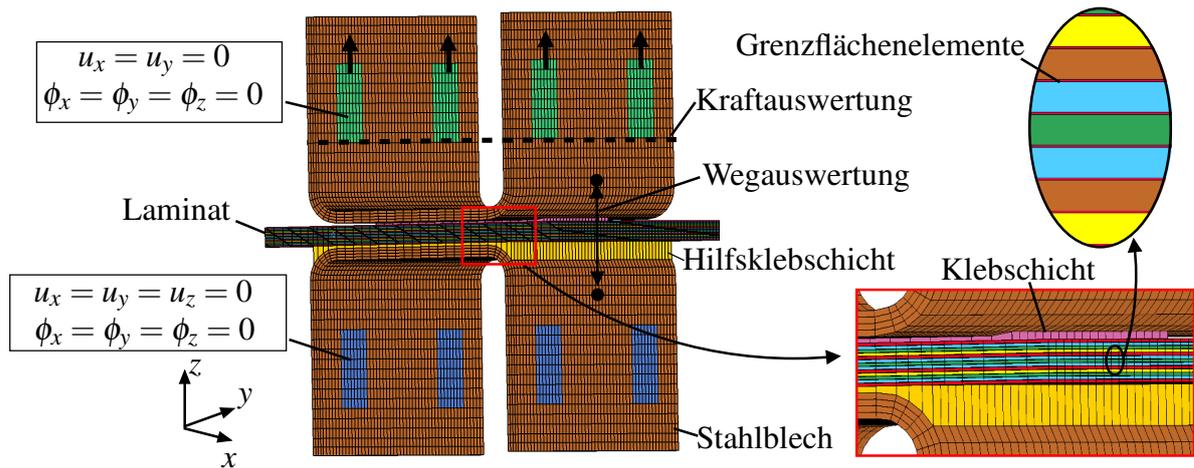


Abbildung 15-1: FE-Modell der geklebten KS2-Probe mit quasi-isotropem Laminat
 Figure 15-1: FE-model of adhesive bonded KS2-specimen with quasi-isotropic laminate

ren und unteren Stahlblech befinden. Im FE-Modell werden die Schraubverbindungen mit Starrkörpern modelliert, wobei die in Abb. 15-1 angegebenen Freiheitsgrade verwendet werden. Die Kraftauswertung erfolgt über die definierte Ebene im Stahlblech und wird zur Berechnung der nominellen Spannung $\sigma = F_z/A$ herangezogen. Dabei entspricht A der Fläche der Klebschicht mit einem Wert von 400 mm^2 . Für die Wegauswertung wird die relative Verschiebung zwischen den eingezeichneten Knoten ausgewertet. Als Randbedingung wird in der Simulation die Geschwindigkeit vorgegeben. Die Simulation erfolgt mit dem explizitem FE-Code in LS-DYNA.

15.2 Simulationsergebnis / Simulation results

Bei der Anbindung des quasi-isotropen Laminats an die Klebschicht wird die Orientierung des FVK variiert. Damit soll der Einfluss der Faserorientierung auf das Versagensverhalten untersucht werden. Für die FVK Orientierung von 0° zeigen die Fasern der obersten UD-Schicht bei einer reinen Schubbelastung in Belastungsrichtung und bei der 90° Orientierung liegen diese quer zur Belastungsrichtung, siehe Abb. 15-2. Die Darstellung der Simulations- und Versuchsergebnisse erfolgt wie bei der dünnen Zugscherprobe mit eingeklebtem Laminat, siehe Kapitel 14.2 auf Seite 199.

Materialmodelle und -parameter

In der Simulation werden folgende Materialmodelle und Parameter verwendet:

- Klebschicht: TAPO-Modell mit Parametersatz aus Tabelle B.2
- Laminatschicht: transversal-isotropes Materialmodell mit nichtlinearem Schubansatz und Versagensmodell von PUCK, Parametersatz Tabelle 11-2 und Tabelle 11-3

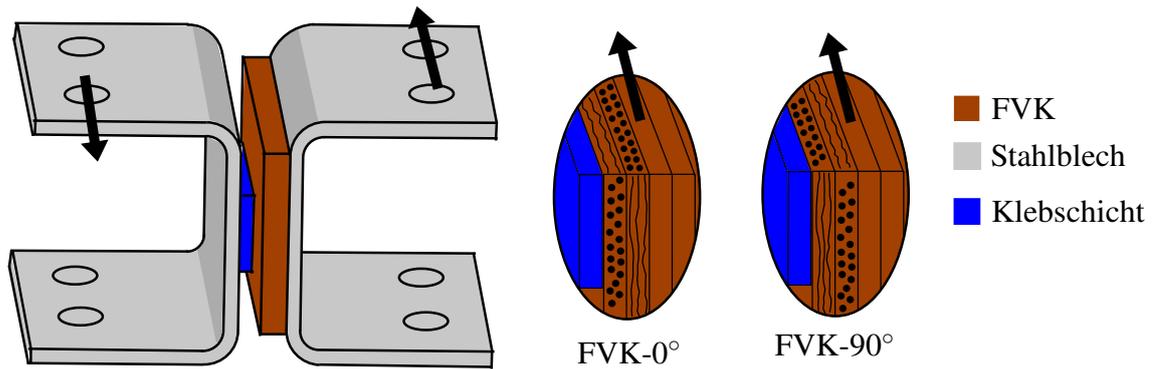


Abbildung 15-2: KS2-Probe unter Schubbelastung für unterschiedliche Laminatorientierungen
 Figure 15-2: KS2-specimen under shear loading for different laminate orientations

- Grenzschichtelemente für Delamination: *MAT_COHESIVE_MIXED_MODE aus LS-DYNA mit Parametersatz aus Tabelle 11-4
- Stahlblech: Elasto-plastisches Materialmodell mit Ratenabhängigkeit aus Kapitel 12

15.2.1 Quasistatisch-zügige Belastung / Quasi-static loading

Die Prüfgeschwindigkeit bei der KS2-Probe mit Laminat beträgt unter quasistatisch-zügiger Belastung 1 mm/min. In der Simulation wird die Prüfgeschwindigkeit mit dem Faktor $fac=5000$ hochgesetzt und als Randbedingung über Gl. (10-18) vorgegeben. Eine detaillierte Beschreibung zur Umsetzung der Geschwindigkeitsrandbedingung befindet sich in Kapitel 10.2.2.

Klebschichtdicke 0.3 mm

Das Simulationsergebnis der KS2-Probe mit dem quasi-isotropen Laminat ist für die Klebschichtdicke von 0.3 mm und den Belastungswinkel von 0° (reiner Schub) in Abb. 15-3 für die jeweilige Laminatorientierung dargestellt. Zu erkennen ist, dass der Spannungs-Verschiebungs-Verlauf aus der Simulation nicht mit denen aus dem Versuch übereinstimmt. Die experimentellen Spannungs-Verschiebungs-Verläufe der KS2-Probe weisen im Vergleich zu denen der Klebstoffproben in Kapitel 10.2.3 unter Schubbelastung ein deutlich geringeres Spannungsniveau auf, vgl. mit Abb. 10-10(c)-(d). Für die quasistatische Belastung liegt das Spannungsmaximum (Schubfließspannung) der Klebstoffprobe bei etwa 20 MPa und für die schlagartige bei knapp 40 MPa. Bei der KS2-Probe mit Laminat hingegen liegt das Spannungsmaximum bei knapp 15 MPa. Eine mögliche Ursache dafür kann das komplexe Versagensverhalten der Verbundprobe sowie die Interaktion der einzelnen Komponenten sein, die in weiteren experimentellen Untersuchungen noch genauer zu ergründen sind. Die Prüfgeschwindigkeit der KS2-Probe beträgt 1 mm/min und liegt somit zwischen der quasistatischen (0.036 mm/min) und schlagartigen (16.67 mm/min) der Klebstoffproben. Aufgrund der ratenabhängigen Modellantwort der Klebschicht sollte bei dieser Belastungsgeschwindigkeit der Wert der Schubfließspannung in der Simulation zwischen 20.5 und 40 MPa liegen. Der Spannungs-Verschiebungs-Verlauf aus der Simulation zeigt

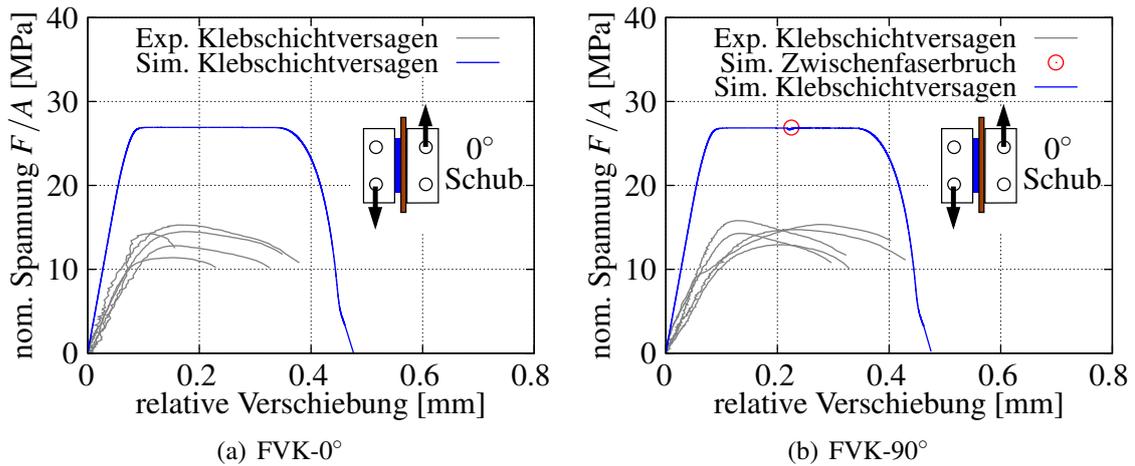


Abbildung 15-3: Simulationsergebnis der KS2-Probe mit quasi-isotropem Laminat und einer Klebschichtdicke von 0.3 mm unter quasistatisch-zügiger Schubbelastung für zwei Laminatorientierungen
 Figure 15-3: Simulation result of KS2-specimen with quasi-isotropic laminate and adhesive thickness of 0.3 mm under quasi-static loading for two laminate orientations

in Abb. 15-3 somit hinsichtlich der Fließspannung ein plausibles Ergebnis. Im Versuch und in der Simulation kommt es jeweils zum Versagen in der Klebschicht, wobei in der Simulation bei der FVK Orientierung von 90° zusätzlich noch der Zwischenfaserbruch im Laminat eintritt, siehe Abb. 15-3(b). Durch das hinterlegte Schädigungsmodell im Laminat werden die Elemente nicht aus der Berechnung gelöscht, sondern nach dem Zwischenfaserbruch nur die entsprechenden Steifigkeiten der einzelnen Laminatschichten degradiert. In Abb. 15-4 ist das Simulationsergebnis der KS2-Probe für unterschiedliche Belastungswinkel und Laminatorientierungen im jeweiligen Spannungs-Verschiebungs-Diagramm dargestellt. Die Versuchsergebnisse zeigen an dieser Stelle ebenfalls ein geringeres Spannungsniveau auf als die Ergebnisse der Klebstoffproben. Für den Belastungswinkel von 30° sowie 60° wird bei beiden Laminatorientierungen mit dem Simulationsergebnis jeweils die Traglast aus dem Versuch überschätzt und der Bruchweg hingegen unterschätzt, siehe Abb. 15-4(a)-(b) und Abb. 15-4(c)-(d). Der Spannungs-Verschiebungs-Verlauf aus der Simulation zeigt bei der reinen Zugbelastung (Belastungswinkel 90°) hinsichtlich der Traglast eine Übereinstimmung mit den Versuchen auf, wohingegen der Bruchweg zu gering abgebildet wird, siehe Abb. 15-4(e). Im Versuch kommt es für die einzelnen Belastungswinkel jeweils zum Klebschichtversagen, wohingegen in der Simulation die Delamination im FVK eintritt. Für die FVK Orientierung von 90° kommt es bei der Belastung unter 60° vor der Delamination noch zum Zwischenfaserbruch im Laminat, vgl. Abb. 15-4(d). An den Spannungs-Verschiebungs-Verläufen aus der Simulation ist zu erkennen, dass mit größer werdendem Zuganteil in der Belastung die maximal übertragbare Spannung geringer wird und der Delaminationsprozess früher einsetzt.

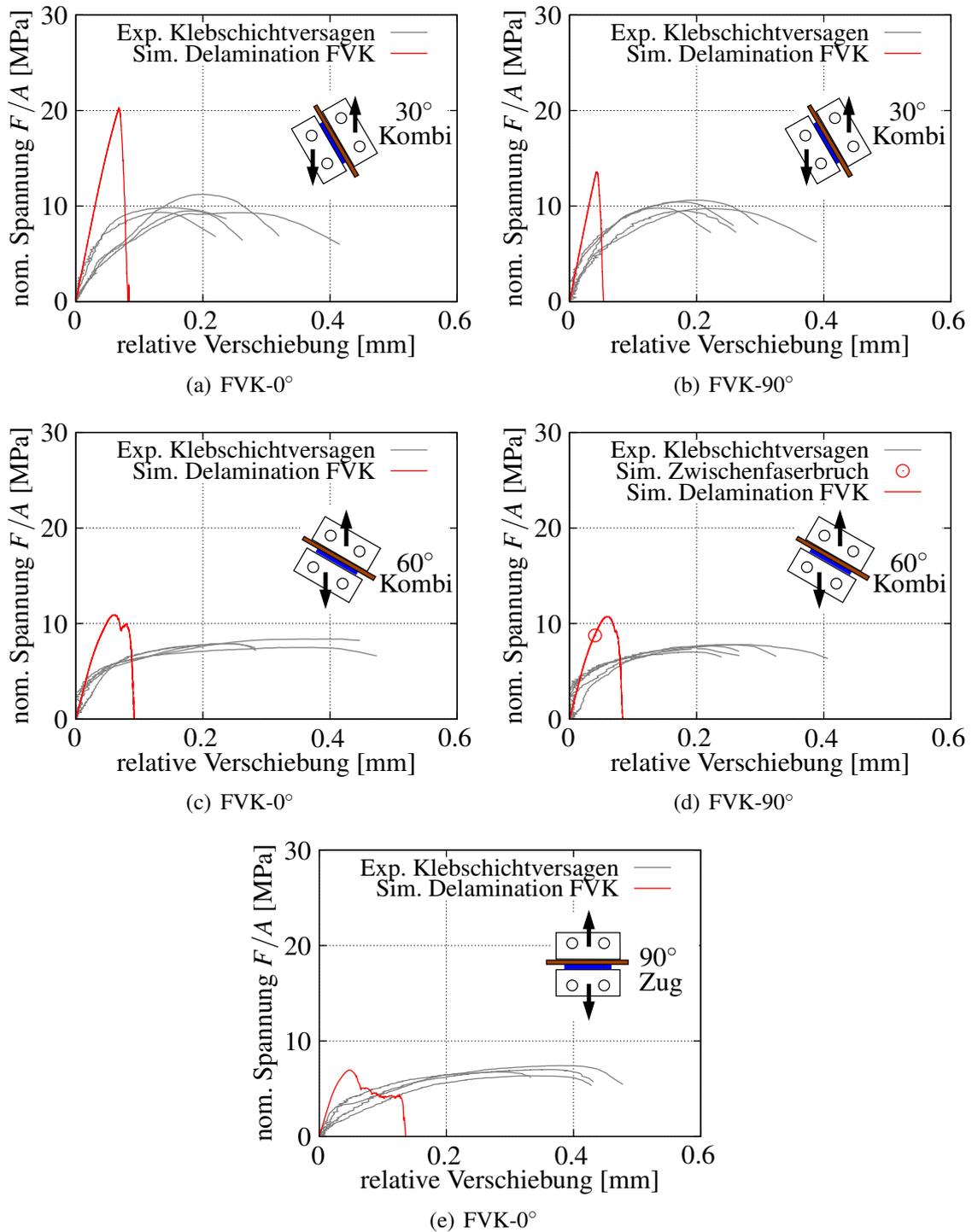


Abbildung 15-4: Simulationsergebnis der KS2-Probe mit Laminat und einer Klebschichtdicke von 0.3 mm unter quasistatisch-zügiger Belastung für unterschiedliche Belastungswinkel und Laminatorientierungen
 Figure 15-4: Simulation result of KS2-specimen with laminate and adhesive thickness of 0.3 mm under quasi-static loading for different specimen configurations

Klebschichtdicke 1 mm

In Abb. 15-5 und Abb. 15-6 ist das Simulationsergebnis der KS2-Probe mit eingeklebtem Laminat und einer Klebschichtdicke von 1 mm für alle Belastungswinkel und die beiden Laminatorientierungen dargestellt. Unter Schubbelastung (Belastungswinkel 0°) stimmt bei beiden

Laminatorientierungen der Spannungs-Verschiebungs-Verlauf aus der Simulation mit demjenigen aus dem Versuch hinsichtlich der Steifigkeit und dem Bruchweg überein, siehe Abb. 15-5(a)-(b). In der Simulation wird die Traglast bzw. der Fließbeginn überschätzt, was jedoch auf das niedrige Spannungsniveau der Versuchsergebnisse zurückzuführen ist. Auf Seite 207 findet sich bei der Diskussion der Ergebnisse für eine Klebschichtdicke von 0.3 mm eine Erläuterung dazu. Sowohl im Versuch als auch in der Simulation tritt unabhängig von der Laminatorientierung Versagen in der Klebschicht ein, wobei es in der Simulation bei der FVK Orientierung von 90° zusätzlich noch zum Zwischenfaserbruch im Laminate kommt. Bei der Belastung unter dem Winkel von 30° wird mit dem Simulationsergebnis die Traglast aus dem Versuch überschätzt und der Bruchweg hingegen unterschätzt, siehe Abb. 15-5(c)-(d). Bei beiden Laminatorientierungen tritt im Versuch Klebschichtversagen ein und in der Simulation Versagen im FVK in Form der Delamination. Auch mit dem Simulationsergebnis unter 60° und 90° Belastung werden die Spannungs-Verschiebungs-Verläufe aus dem jeweiligen Versuch nur hinsichtlich der Traglast

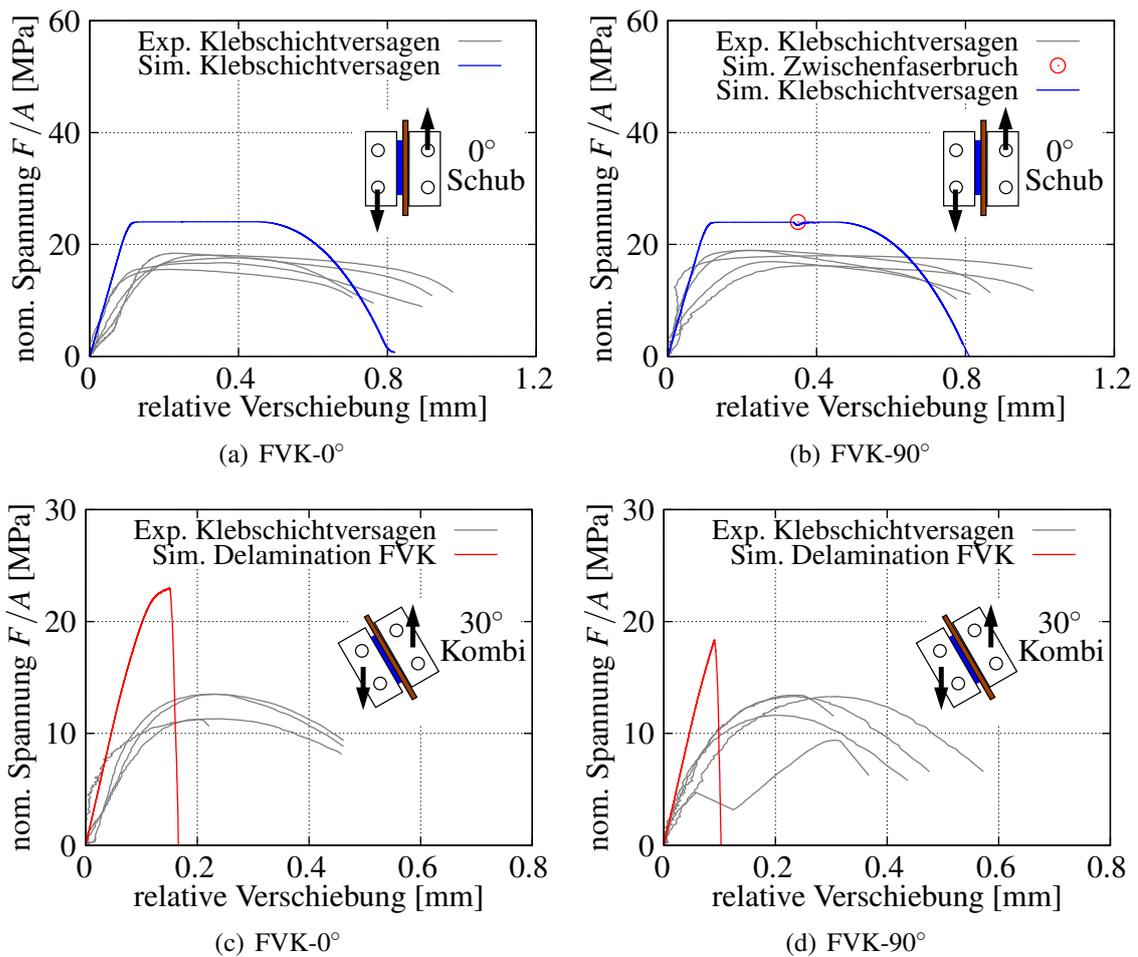


Abbildung 15-5: Simulationsergebnis der KS2-Probe mit Laminate unter quasistatisch-zügiger Belastung für Klebschichtdicke von 1 mm, Belastungswinkel von 0° und 30° sowie für zwei Laminatorientierungen
 Figure 15-5: Simulation results of KS2-specimen with laminate under quasi-static loading for adhesive thickness of 1 mm, shear and combined load as well as two laminate orientations

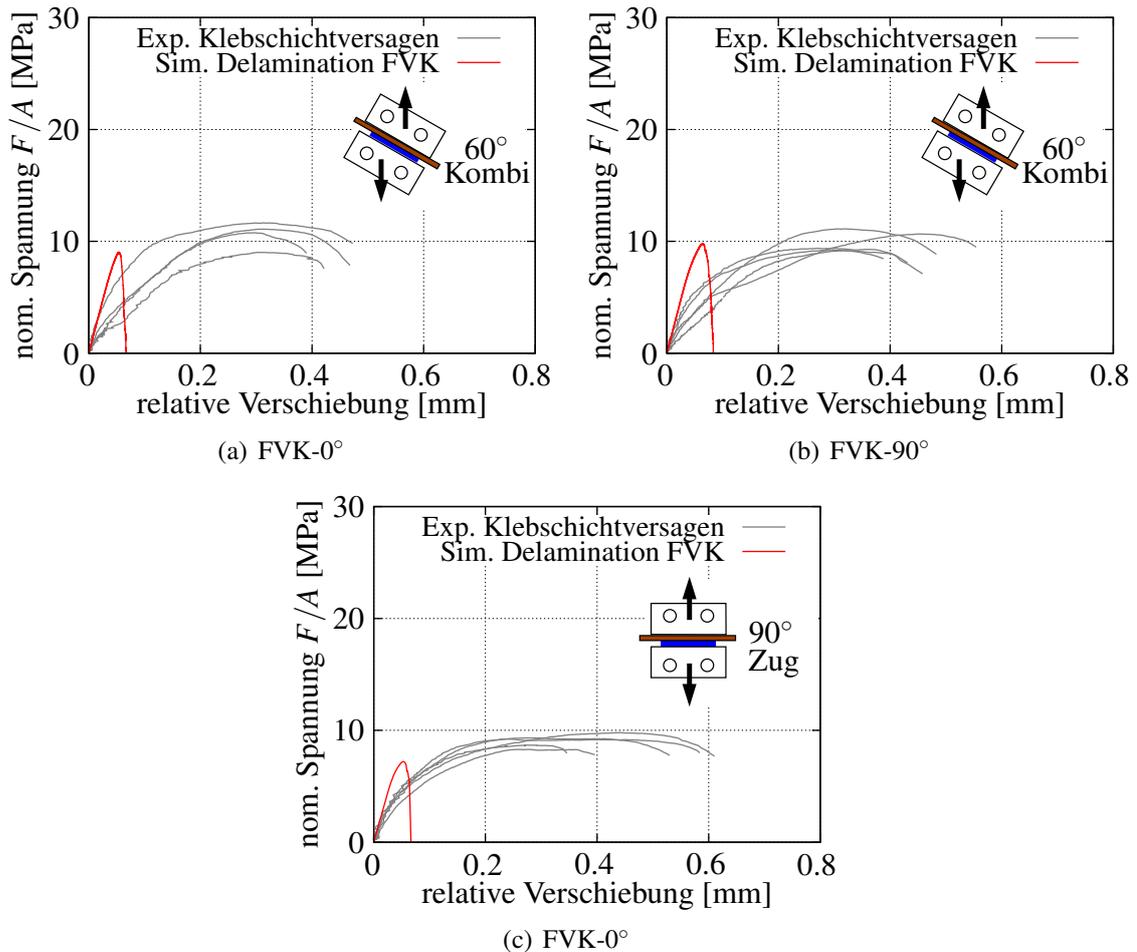


Abbildung 15-6: Simulationsergebnis der KS2-Probe mit Laminat unter quasistatisch-zügiger Belastung für Klebschichtdicke von 1 mm, Belastungswinkel von 60° und 90° sowie für zwei Laminatorientierungen
 Figure 15-6: Simulation results of KS2-specimen with laminate under quasi-static loading for adhesive thickness of 1 mm, combined and tensile load as well as two laminate orientations

zufriedenstellend abgebildet, siehe Abb. 15-6(a)-(b)-(c). Der Bruchweg und die Versagensform werden jedoch für die einzelnen Belastungsfälle falsch wiedergegeben.

15.2.2 Schlagartige Belastung / Impact loading

Die Lagerung der KS2-Probe mit eingeklebtem Laminat unterscheidet sich bei schlagartiger und quasistatischer Prüfung. Für den erst genannten Fall wird durch eine kardanische Lagerung die Rotation der Probe ermöglicht, wohingegen diese für den zweiten Fall durch eine feste Einspannung unterbunden wird. Bei der Modellierung der KS2-Probe unter schlagartiger Belastung wird die Rotation ermöglicht, in dem der Rotationsfreiheitsgrad φ_x der Starrkörper nicht gesperrt wird, vgl. Abb. 15-1. Dabei erfolgt die Rotation um einen zusätzlich eingeführten Knoten, der sich an der Position der Gelenkmitte befindet. Die Prüfgeschwindigkeit beträgt 1 m/s und wird als konstante Randbedingung in der Simulation über Gl. (10-18) vorgegeben.

Klebschichtdicke 0.3 mm

Das Simulationsergebnis der KS2-Probe mit quasi-isotropem Laminat unter schlagartiger Belastung ist für den Belastungswinkel von 0° und 30° sowie für beide Laminatorientierungen in Abb. 15-7 dargestellt. Die Versuchsergebnisse der KS2-Probe zeigen, wie zuvor auch schon unter quasistatischer Belastung, ein geringeres Spannungsniveau auf als die Ergebnisse der Klebstoffproben unter schlagartiger Belastung. Für den Belastungswinkel von 0° stimmt unabhängig von der Laminatorientierung die anfängliche Steifigkeit im Spannungs-Verschiebungs-Diagramm zwischen Simulation und Experiment überein, siehe Abb. 15-7(a)-(b). Bei der FVK Orientierung von 0° wird die im Versuch vorliegende Fließspannung überschätzt und beim FVK-90° ein wenig unterschätzt. Die Bruchwege werden in beiden Fällen zu gering berechnet. Im Versuch kommt es jeweils zum Versagen in der Klebschicht und in der Simulation zur Delamination im FVK. Dabei wird in der Simulation bei der FVK Orientierung von 0° die Fließspannung des Klebstoffs erreicht, bevor die Delamination einsetzt, vgl. Abb. 15-7(a). Im Gegensatz dazu tritt bei der

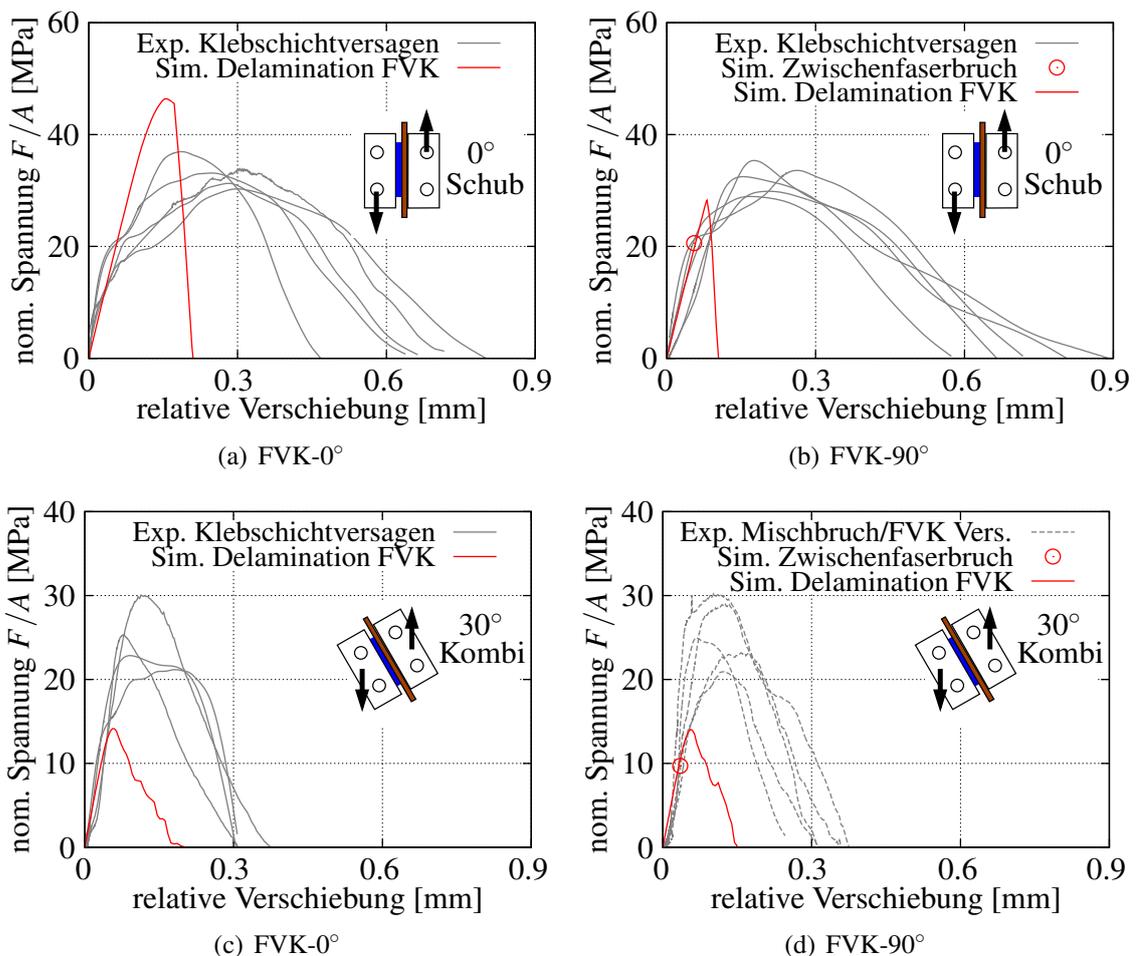


Abbildung 15-7: Simulationsergebnis der KS2-Probe mit Laminat unter schlagartiger Belastung für Klebschichtdicke von 0.3 mm, Belastungswinkel von 0° und 30° sowie für zwei Laminatorientierungen
 Figure 15-7: Simulation results of KS2-specimen with laminate under impact loading for adhesive thickness of 0.3 mm, shear and combined load as well as two laminate orientations

FVK Orientierung von 90° vor der Delamination der Zwischenfaserbruch im Laminat ein, vgl. Abb. 15-7(b). Für den Belastungswinkel von 30° wird mit dem Simulationsergebnis für beide Laminatorientierungen die Steifigkeit aus dem Versuch gut abgebildet, wobei die Traglast sowie auch der Bruchweg unterschätzt werden, siehe Abb. 15-7(c)-(d). Hinsichtlich der Versagensform liegt bei der FVK Orientierung von 90° zwischen Simulation und Experiment eine Übereinstimmung vor. In beiden Fällen kommt es zum Versagen im FVK, wobei im Versuch bei drei Proben auch der Mischbruch eintritt. Bei der FVK Orientierung von 0° kommt es im Versuch zum Klebschichtversagen und in der Simulation zur Delamination im FVK, siehe Abb. 15-7(c). Das Simulationsergebnis für den Belastungswinkel von 60° und 90° ist für beide Laminatorientierungen in Abb. 15-8 dargestellt. Der Spannungs-Verschiebungs-Verlauf aus dem Versuch wird beim Belastungswinkel von 60° und 90° mit demjenigen aus der Simulation unzureichend wiedergegeben, siehe Abb. 15-8(a)-(b)-(c). Die im Versuch erreichten Traglasten werden in der Simulation nicht abgebildet, da es zuvor zum Delaminationsprozess im Laminat kommt. Im Ver-

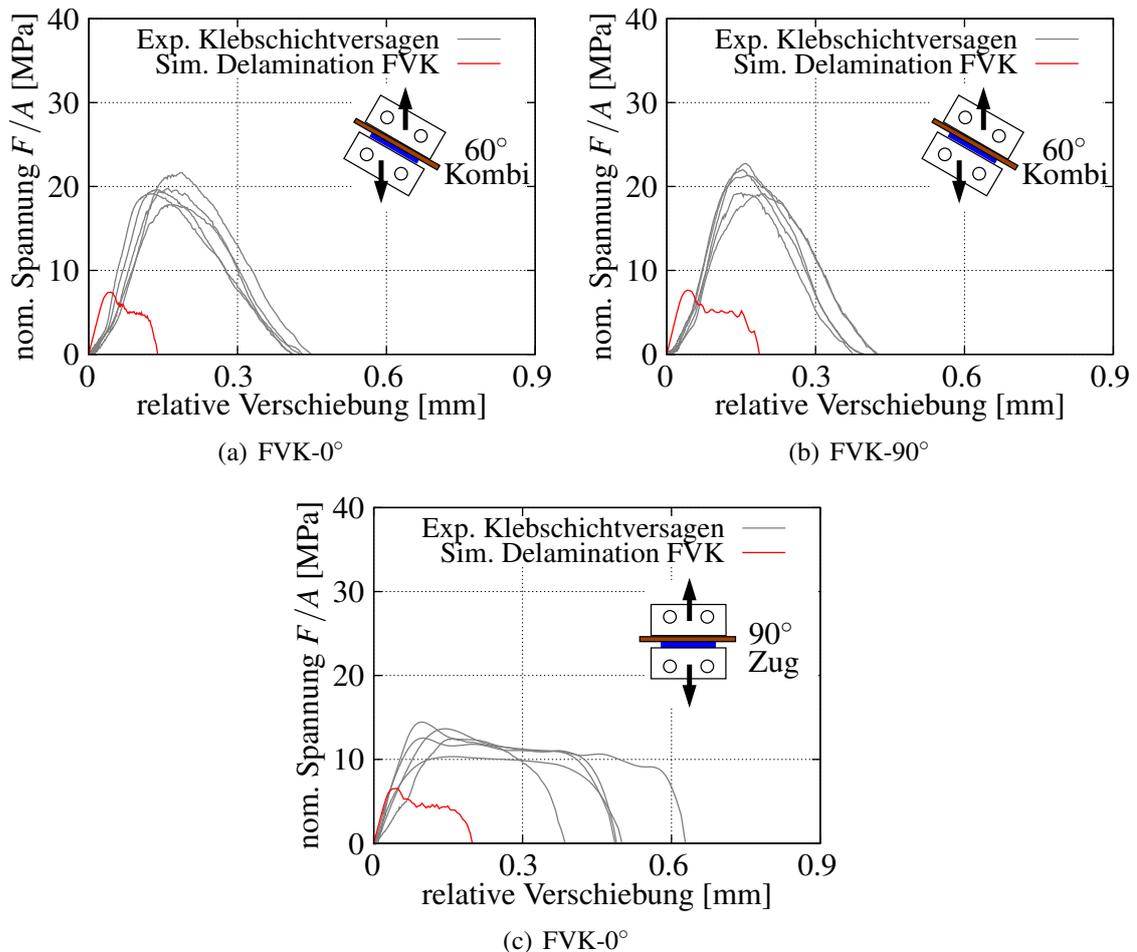


Abbildung 15-8: Simulationsergebnis der KS2-Probe mit Laminat unter schlagartiger Belastung für Klebschichtdicke von 0.3 mm, Belastungswinkel von 60° und 90° sowie für zwei Laminatorientierungen
 Figure 15-8: Simulation results of KS2-specimen with laminate under impact loading for adhesive thickness of 0.3 mm, combined and tensile load as well as two laminate orientations

such ist hingegen jedes Mal Versagen in der Klebschicht eingetreten. Die Versuchsergebnisse der KS2-Probe mit eingeklebtem Laminat zeigen unter schlagartiger Belastung auf Grund von Rateneffekten ein höheres Spannungsniveau auf als die Versuchsergebnisse unter quasistatischer Belastung, vgl. Abb. 15-7 und Abb. 15-4. Der höhere Wert im Spannungsniveau kann in der Simulation für den Belastungswinkel von 0° (Schubbelastung) noch abgebildet werden. Mit größer werdendem Zuganteil in der Belastung ist dies jedoch nicht mehr möglich, da es vorzeitig zum interlaminaren Versagen in der Grenzfläche kommt.

Klebschichtdicke 1 mm

Für die Klebschichtdicke von 1 mm ist das Simulationsergebnis der KS2-Probe mit eingeklebtem Laminat unter schlagartiger Schubbelastung für die jeweilige Laminatorientierung in Abb. 15-9 dargestellt. Unter Schubbelastung (Belastungswinkel 0°) stimmt bei der FVK Orientierung von 0° der Spannungs-Verschiebungs-Verlauf aus der Simulation mit denen aus dem Versuch hinsichtlich Steifigkeit und Bruchweg überein, siehe Abb. 15-9(a). Die Fließspannung wird in der Simulation überschätzt, was jedoch auf das geringen Spannungsniveau der Versuchsergebnisse zurückzuführen ist, siehe Erläuterung auf Seite 207. Sowohl in der Simulation als auch im Versuch tritt das Versagen in der Klebschicht ein. Bei der FVK Orientierung von 90° stimmt die anfängliche Steifigkeit im Spannungs-Verschiebungs-Verlauf zwischen Simulation und Experiment überein, vgl. Abb. 15-9(b). Die Traglast wird in der Simulation jedoch überschätzt und der Bruchweg hingegen unterschätzt. Im Versuch und in der Simulation kommt es jeweils zum Versagen im FVK. Dabei tritt in der Simulation bei ca. 24 MPa vorerst noch der Zwischenfaserbruch im Laminat ein.

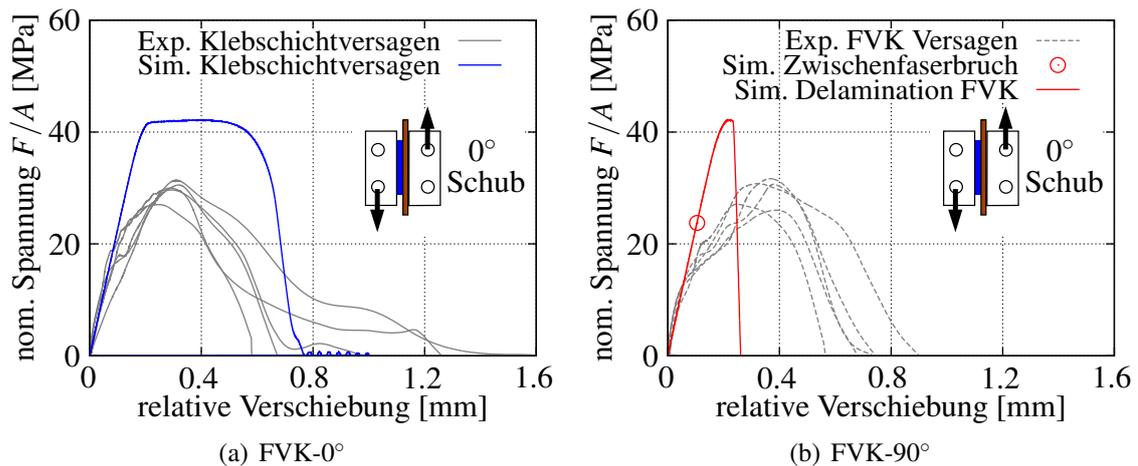


Abbildung 15-9: Simulationsergebnis der KS2-Probe mit Laminat unter schlagartiger Schubbelastung für Klebschichtdicke von 1 mm sowie zwei Laminatorientierungen
 Figure 15-9: Simulation results of KS2-specimen with laminate under impact loading for adhesive thickness of 1 mm, shear load and two laminate orientations

Die Simulationsergebnisse sind für die kombinierte Belastung und die Zugbelastung in Abb. 15-10 dargestellt. Für den Belastungswinkel von 30° werden in der Simulation unabhängig von der Laminatorientierung die Traglasten und Bruchwege aus dem Versuch unterschätzt, siehe Abb. 15-10(a)-(b). In der Simulation kommt es jeweils zur Delamination, wohingegen im Ver-

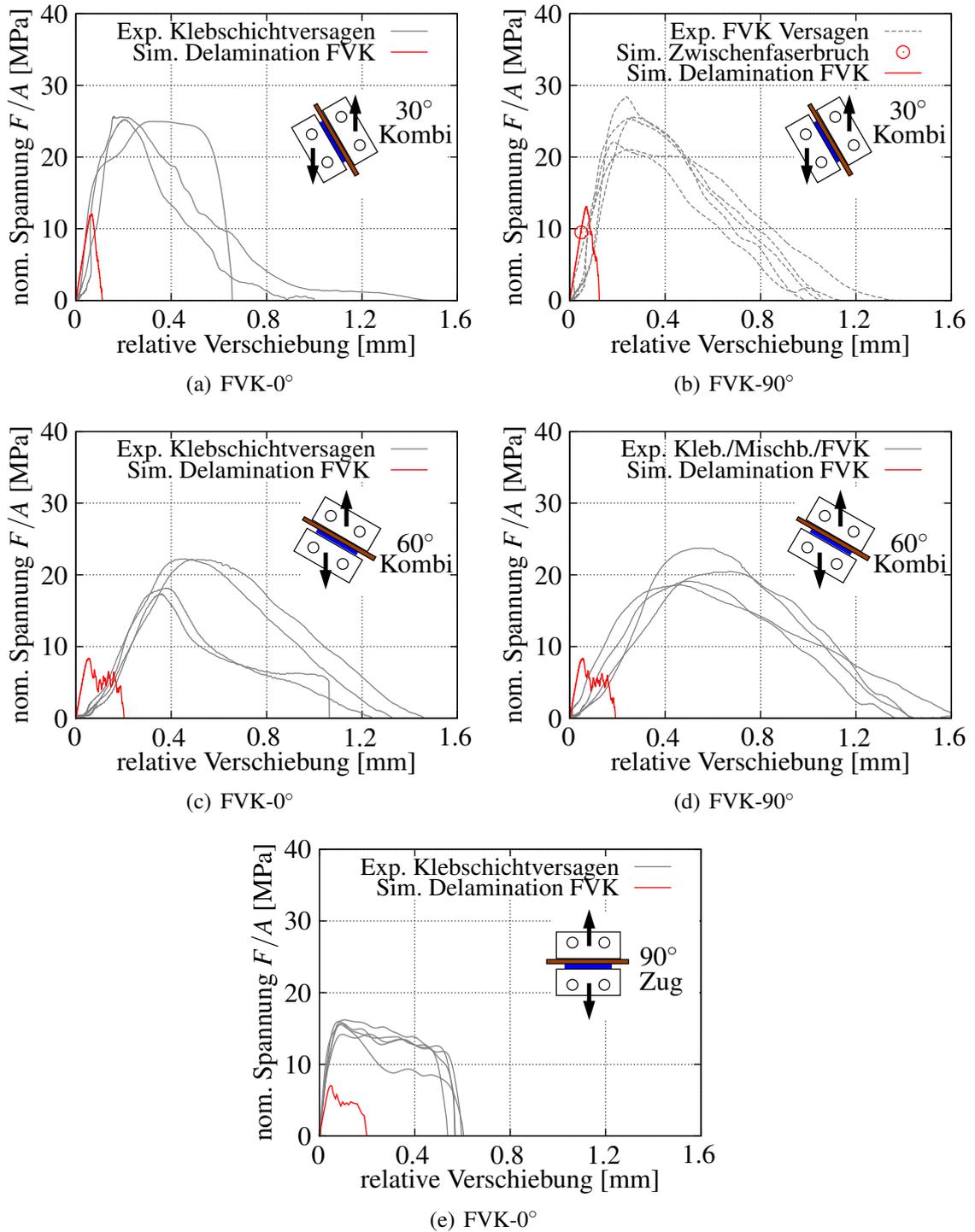


Abbildung 15-10: Simulationsergebnis der KS2-Probe mit Laminat unter schlagartiger Belastung für Klebschichtdicke von 1 mm, zwei Laminatorientierungen und unterschiedliche Belastungswinkel
 Figure 15-10: Simulation results of KS2-specimen with laminate under impact loading for adhesive thickness of 1 mm, combined and tensile load as well as two laminate orientations

such bei der FVK Orientierung von 0° Klebschichtversagen eintritt und beim FVK- 90° Versagen im Laminat. Die Spannungs-Verschiebungs-Verläufe aus dem Versuch unter 60° und 90° Belastung werden mit denen aus der Simulation insgesamt nur unzureichend wiedergegeben, siehe Abb. 15-10(c)-(d)-(e). Aufgrund von Rateneffekten liegt im Versuch bei der schlagartigen Prüfung ein größeres Spannungsniveau vor als bei der quasistatischen. Die ratenabhängige Zunahme des Spannungsmaximums kann in der Simulation mit größer werdendem Zuganteil in der Belastung nicht mehr abgebildet werden, da es zum vorzeitigen Versagen in den Grenzflächenelementen kommt.

16 Zusammenfassung / Summary

Im Rahmen des Forschungsvorhabens ist in Zusammenarbeit zwischen dem LWF und dem IfM eine Methode für geklebte Stahl-FVK-Verbindungen entwickelt worden, mit dem Ziel, das Versagensverhalten dieses Werkstoffverbundes unter quasistatischer sowie schlagartiger Belastung rechnergestützt abzubilden. Ausgangspunkt der Berechnungsmethode sind Modellgleichungen, die für die einzelnen Werkstoffe (Stahl, FVK und Klebschicht) anhand experimenteller Befunde zu Grunde gelegt werden.

Das Klebschichtverhalten ist experimentell unter quasistatischer und schlagartiger Belastung an der Zugscher-, Kopfzug- und Schrägzugprobe 30° und 60° untersucht worden und wird bei der Modellierung mit dem TAPO-Modell abgebildet. Mit den Verifikations- und Validierungsrechnungen wird gezeigt, dass das Klebschichtverhalten mit den identifizierten und optimierten Modellparametern für beide Belastungsgeschwindigkeiten gut wiedergegeben wird.

Das Materialverhalten der unidirektional faserverstärkten Kunststoffschicht (UD-Schicht) wird mit dem transversal-isotropen Materialmodell charakterisiert, wobei aufgrund der experimentellen Ergebnisse zur Beschreibung des axialen Schubs ein nichtlinearer Ansatz herangezogen wird. Das intralaminare Versagen in der UD-Schicht wird mit dem Zwischenfaserbruchkriterium von Puck modelliert. Zur Berücksichtigung der noch vorhandenen Tragfähigkeit nach dem Zwischenfaserbruch in der UD-Schicht des quasi-isotropen Laminats wird das anisotrope Schädigungsmodell verwendet. Zur Beschreibung des Delaminationsverhaltens wird das Materialmodell `Mat_Cohesive_Mixed_Mode` aus LS-DYNA in Kombination mit Grenzflächenelementen eingesetzt. Dabei werden die Modellparameter an den Versuchsdaten der bruchmechanischen DCB- und ENF-Probe identifiziert und verifiziert.

Das Materialverhalten der massiven Fügebauteile aus Stahl wird mit dem linear elastischen Materialmodell und das der dünnen Blechstrukturen mit dem ratenabhängigen, elastoplastischen beschrieben.

Die zuvor erwähnten und durchgeführten Arbeiten bilden das Grundgerüst der Berechnungsmethode für die geklebten Stahl-FVK-Verbindungen. Im ersten Schritt ist experimentell das Versagensverhalten von geklebten Stahl-FVK-Verbindungen mit massiven Stahlfügebauteilen unter quasistatischer und schlagartiger Belastung untersucht worden. Dazu zählt die Zugscher-, Kopfzug- und Schrägzugprobe mit 30° und 60° Neigung jeweils mit eingeklebtem FVK-Coupon, wobei die Orientierung des FVK variiert wird. Aus den Untersuchungen geht hervor, dass der Bruch in den Proben durch Klebschichtversagen, durch FVK Versagen (inter- und intralaminar) oder

dem sogenannten Mischbruch zustande gekommen ist. Dabei ist zu erwähnen, dass es zu keinem Versagen in der Grenzschicht zwischen der Klebschicht und dem Laminat gekommen ist, weshalb dieser Versagensmechanismus bei der Modellierung unberücksichtigt bleibt. Der Kraft-Weg-Verlauf und die eingetretene Versagensform aus der Simulation werden mit den Versuchsergebnissen der einzelnen Proben gegenübergestellt und verglichen. Aus dem Vergleich können für die quasistatische Belastung folgende Erkenntnisse festgehalten werden: Die Bruchwege werden bei der Zugscherprobe mit der Klebschichtdicke von 2 mm unabhängig von der Laminatorientierung unterschätzt.

In der Simulation tritt bei den einzelnen Proben unabhängig von der Laminatorientierung (FVK-0° und FVK-90°) das gleiche Versagen ein, wohingegen im Versuch eine Streuung in der Versagensform vorliegt. Ansonsten liegt insgesamt eine zufriedenstellende Übereinstimmung zwischen dem Kraft-Weg-Verlauf aus der Simulation und den jeweiligen aus dem Versuch vor. Unter schlagartiger Belastung werden mit dem Kraft-Weg-Verlauf aus der Simulation die Steifigkeiten aus dem Versuch gut abgebildet und bei einzelnen Proben auch das vorliegende Kraftniveau. Die Bruchwege werden hingegen alle unterschätzt. In der Simulation kommt es bei der hohen Belastungsgeschwindigkeit immer zum interlaminaren Versagen im FVK d. h. zur Delamination. Bei der FVK Orientierung von 90° tritt in der Simulation vor der Delamination noch der Zwischenfaserbruch ein, wohingegen dieser bei der 0° Orientierung des FVK ausbleibt. Für die einzelnen Laminatorientierungen liegen somit unter schlagartiger Belastung unterschiedliche Versagensmechanismen vor.

Die Validierung der Berechnungsmethode erfolgt an den Versuchsergebnissen der dünnen Zugscherprobe mit quasi-isotropem Laminat unter quasistatischer und schlagartiger Belastung. Für den quasistatischen Fall und der FVK Orientierung von 90° liegt unabhängig von der Klebschichtdicke bei den jeweiligen Kraft-Weg-Verläufen sowie bei der Versagensform eine gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment vor. Bei der FVK Orientierung von 0° hingegen wird mit dem Simulationsergebnis unter quasistatischer Belastung nur der Kraft-Weg-Verlauf und die Versagensform bei der Klebschichtdicke von 0.3 mm richtig abgebildet. Für die beiden anderen Klebschichtdicken (1 und 2 mm) werden die Traglasten zwar getroffen, die Bruchwege hingegen unterschätzt und die Versagensform bei 1 mm Klebschichtdicke falsch berechnet. Unter schlagartiger Belastung werden die Versuchsergebnissen mit der Simulation insgesamt unzureichend wiedergegeben. Die Traglasten werden etwas zu gering berechnet, wohingegen die Bruchwege für alle Probenkonfigurationen stark unterschätzt werden.

Fazit und Ausblick

Der Vergleich zwischen Simulation und Experiment zeigt, dass mit der entwickelten Berechnungsmethode das Versagensverhalten geklebter Stahl-FVK-Verbindung unter quasistatischer

Belastung überwiegend richtig berechnet werden kann. Unter schlagartiger Belastung weist die Berechnungsmethode hinsichtlich der Bruchwege und Traglasten noch Verbesserungspotential auf. Für weiterführende Arbeiten ist in einem nächsten Schritt experimentell zu untersuchen, ob bei dem Material- und Versagensverhalten des faserverstärkten Kunststoffes (UD-Laminat) eine Ratenabhängigkeit vorliegt. Der Fokus ist dabei auf die bruchmechanische DCB- und ENF-Probe des UD-Laminats zu richten, da in der Simulation unter schlagartiger Belastung bei den geklebten Stahl-FVK-Verbindungen das Versagen durch eine zu früh eintretende Delamination ausgelöst wird. Für den Fall, dass eine Ratenabhängigkeit im FVK vorliegt, ist der bilineare Spannungs-Separations-Ansatz des Grenzflächenmodells um die Ratenabhängigkeit zu erweitern. Bruchmechanische Versuche unter Mode-I und Mode-II Belastung am quasi-isotropem Laminat würden zum Verständnis des Delaminationsverhaltens im Mehrschichtverbund beitragen. Zu untersuchen ist dabei insbesondere, ob durch die Faserorientierung des Laminats (FVK-0° und FVK-90°) das reine Delaminationsverhalten beeinflusst wird. Gegebenenfalls müsste dieser Einfluss bei der Modellierung berücksichtigt werden. Die ersten experimentellen Ergebnisse der technologischen Probe (KS2-Probe mit eingeklebtem FVK-Coupon) verdeutlichen das komplexe Versagensverhalten der geklebten Hybridverbindung. Bis zum gegenwärtigen Zeitpunkt kann das geringe Kraftniveau in den Versuchsdaten der KS2-Probe nicht begründet werden und stellt somit den Gegenstand für weitere Forschungsarbeiten dar.

Schrifttumsverzeichnis

- [BBB 13] BÖHME, W. ; BREDE, M. ; BURBULLA, F. ; FEHRENBACH, C. ; HESEBECK, O. ; KILCHERT, S. ; LIENHARD, J. ; MAHNKEN, R. ; MARZI, S. ; MATZENMILLER, A. ; MAY, Michael ; MEMHARD, D. ; NÖRENBERG, N. ; REISSIG, L. ; VOSS, H. ; BREDE, M. (Hrsg.) ; HESEBECK, O. (Hrsg.): Robustheit und Zuverlässigkeit der Berechnungsmethoden von Klebverbindungen mit hochfesten Stahlblechen unter Crashbedingungen. 2013. – Abschlussbericht des Forschungsvorhabens P828 der FOSTA-Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V.
- [BHS 08] BREDE, M. ; HEISE, F. J. ; SCHLIMMER, M. ; MATZENMILLER, A. ; MAHNKEN, R. ; HAHN, O. ; DILGER, K. ; GUMBSCH, P. ; THOMA, K. ; HENNEMANN, O. D.: Methodenentwicklung zur Berechnung von höherfesten Stahlklebverbindungen des Fahrzeugbaus unter Crashbelastung. 2008. – Abschlussbericht des Forschungsvorhabens P676 der FOSTA-Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V.
- [BL88] BREWER, J. C. ; LAGACE, P. A.: Quadratic stress criterion for initiation of delamination. In: *Journal of composite materials* 22 (1988), Nr. 12, S. 1141–1155
- [CD02] CAMANHO, P. P. ; DÁVILA, C. G.: Mixed-mode decohesion finite elements for the simulation of delamination in composite materials. (2002)
- [Cha79] CHABOCHE, J. L.: The concept of effective stress applied elasticity and to viscoplasticity in presence of anisotropic damage. In: *Mechanical behavior of anisotropic solids* (1979), S. 737–760
- [CM13] CHATIRI, M. ; MATZENMILLER, A.: A Damage-Mode Based Three Dimensional Constitutive Model for Fibre-Reinforced Composites. In: *CMC: Computers, Materials & Continua* 35 (2013), Nr. 3, S. 255–283
- [DCM01] DAVILA, C. ; CAMANHO, P. ; MOURA, M. de: Mixed-mode decohesion elements for analyses of progressive delamination. In: *19th AIAA Applied Aerodynamics Conference*, 2001, S. 1486
- [FK82] FLAGGS, D. L. ; KURAL, M. H.: Experimental determination of the in situ transverse lamina strength in graphite/epoxy laminates. In: *Journal of composite materials* 16 (1982), Nr. 2, S. 103–116

- [FM05] FIOJKA, M. ; MATZENMILLER, A.: *Berechnung fortschreitender Risse in Lamina-ten*. 2005
- [GM07] GERLACH, S. ; MATZENMILLER, A.: Kapitel 2.3: Kontinuumsmechanischer Model-lansatz II. 2007. – In: Brede, M., Schlimmer, M., Matzenmiller, A., Mahnken, R., Hahn, O., Dilger, K., Gumbsch, P., Thoma, K., Hennemann, O. D., Heise, F. J., Bar-thel, C., Bornemann, J., Siebert, M., Fiolka, M., Gerlach, S., Hentrich, M., Welters, T., Andrieux, F., Memhard, D., Sun, D., Nossek, M., Sauer, M., Hesebeck, O. und Marzi, S.: Methodenentwicklung zur Berechnung von höherfesten Stahlklebverbin-dungen des Fahrzeugbaus unter Crashbelastung. Abschlussbericht des Forschungs-vorhabens P676 der Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V. - FOSTA, Son-straße 65, 40237 Düsseldorf
- [Hal15] HALLQUIST, J. O.: *LS-DYNA Keyword User's Manual, Volume II*. Version 800, R 8.0, 2015
- [Her97] HERAKOVICH, C. T.: *Mechanics of Fibrous Composites*. Wiley, 1997. – ISBN 9780471106364
- [HKS04] HINTON, M. J. ; KADDOUR, A. S. ; SODEN, P. D.: *Failure criteria in fibre reinforced polymer composites: the world-wide failure exercise*. Elsevier, 2004
- [HSK96] HINTON, M. J. ; SODEN, P. D. ; KADDOUR, A. S.: Strength of composite laminates under biaxial loads. In: *Applied Composite Materials* 3 (1996), Nr. 3, S. 151–162
- [Kac58] KACHANOV, L. M.: Time of the rupture process under creep conditions. In: *Nank SSR Otd Tech Nauk* 8 (1958), S. 26–31
- [MB13] MATZENMILLER, A. ; BURBULLA, F.: Kapitel 4.1.: Diskussion bestehender Fließ-bedingungen aus P676 und Wahl des Kriteriums . 2013. – In: Böhme, W., Brede, M., Burbulla, F., Fehrenbach, C., Hesebeck, O., Kilchert, S., Lienhard, J., Mahnken, R., Marzi, S., Matzenmiller, A., May, Michael, Memhard, D., Nörenberg, N., Reis-sig, L. und Voß, H.: Robustheit und Zuverlässigkeit der Berechnungsmethoden von Klebverbindungen mit hochfesten Stahlblechen unter Crashbedingungen. Abschluss-bericht des Forschungsvorhabens P828 der Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V. - FOSTA, Sonstraße 65, 40237 Düsseldorf
- [MHH 15] MESCHUT, Gerson ; HAHN, Ortwin ; HEIN, David ; MATZENMILLER, Anton ; NEL-SON, Alexander ; HEISE, Franz-Josef (Hrsg.): Experimentelle und numerische Unter-suchungen des Crashverhaltens hybridgefügter Verbindungen. Sonstraße 65, 40237

- Düsseldorf : Forschungsvereinigung Stahlanwendungen e.V. (FOSTA), 2015. – Abschlussbericht des Forschungsvorhabens P958, IGF-Projekt Nr. 444ZN
- [MLT95] MATZENMILLER, A. ; LUBLINER, J. ; TAYLOR, R. L.: A constitutive model for anisotropic damage in fiber-composites. In: *Mechanics of materials* 20 (1995), Nr. 2, S. 125–152
- [Puc96] PUCK, A.: *Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten: Modelle für die Praxis*. Hanser, 1996
- [Sch07] SCHÜRMAN, H.: *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. 2. Auflage. Springer Berlin Heidelberg, 2007 (VDI-Buch)
- [SEA 14] SKET, Federico ; ENFEDAQUE, A ; ALTON, C ; GONZÁLEZ, C ; MOLINA-ALDAREGUIA, Jon M. ; LLORCA, J: Automatic quantification of matrix cracking and fiber rotation by X-ray computed tomography in shear-deformed carbon fiber-reinforced laminates. In: *Composites Science and Technology* 90 (2014), S. 129–138
- [SHK04] SODEN, P. D. ; HINTON, M. J. ; KADDOUR, A. S.: Biaxial test results for strength and deformation of a range of E-glass and carbon fibre reinforced composite laminates: failure exercise benchmark data. In: *Failure Criteria in Fibre-Reinforced-Polymer Composites*. Elsevier, 2004, S. 52–96
- [SRB 14] STANDER, N. ; ROUX, W. ; BASUDHAR, A. ; EGGLESTON, T. ; GOEL, T. ; CRAIG, K.: *LS-DYNA Keyword User's Manual, Volume II*. Version 5.1, 2014
- [TDCC05] TURON, A. ; DÁVILA, C. G. ; CAMANHO, P. P. ; COSTA, J.: An engineering solution for using coarse meshes in the simulation of delamination with cohesive zone models. (2005)
- [Voc48] VOCE, E.: The relation between stress and strain for homogeneous deformation. In: *Journal of the Institute of Metals* 74 (1948), S. 537–562
- [Whi86] WHITCOMB, John D.: Parametric analytical study of instability-related delamination growth. In: *Composites Science and Technology* 25 (1986), Nr. 1, S. 19–48

B LS-Dyna Eingabedateien und Materialkarten

B.1 Geschwindigkeitsrandbedingung mit Tangens-Hyperbolicus-Funktion

*BOUNDARY_PRESCRIBED_MOTION_RIGID

```
$#      pid      dof      vad      lcid      sf      vid      death      birth
          4          1          0          100  1.000000          0          0.000          0.000
```

*DEFINE_CURVE_FUNCTION_TITLE

```
$#      lcid      sidr      sfa      sfo      offa      offo      dattyp
          100          0  1.000000  1.000000      0.000      0.000          0
```

```
$#              a1              o1
```

0.5*vsim*(1+TANH(b*TIME-PI))

B.2 Parametersatz Klebschicht (TAPO-Modell)

Tabelle B-1: Identifizierte Parameter des TAPO-Modells

Table B-1: Identified parameter of TAPO model

Parameter	Klebschichtdicke d_k in mm		
	0.3	1	2
E	1400 MPa		
G	488 MPa		
τ_0	20.5 MPa		
n	2		
$\dot{\gamma}_0$	0.002 1/s		
a_1	0	0.022	0
$a_2 = a_2^*$	0.2425	0.2071	0.1979

Parameter	Klebschichtdicke d_k in mm		
	0.3	1	2
d_{11}	0.0550	0.0292	0.0280
d_{12}	0.6589	0.2195	0.2243
d_1	0.0722	0.0335	0.0375
d_2	1.1170	0.5087	0.5059
d_3	5.8870	3.6780	12.390
C	0.0954	0.0823	0.0589
$\dot{\gamma}_m$	1130 1/s	1518 1/s	756.8 1/s
d_4	-0.0249	0	0.0550

B.3 Materialkarte Stahl HC420LC

*PARAMETER (schlagartig)

R v 1000

R fac 1

R vsim v*fac

R eps1 fac*0.01

R eps2 fac*30

*MAT_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY_TITLE

HC420LA

```
$#      mid      ro      e      pr      sigy      etan      fail      tdel
```

	17.85000E-9	180000.0	0.3	0.0	0.0	0.6000	0.0	
\$#	c	p	lcss	lcsr	vp			
	0.0	0.0	10	0	0.0			
\$#	eps1	eps2	eps3	eps4	eps5	eps6	eps7	eps8
	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
\$#	es1	es2	es3	es4	es5	es6	es7	es8
	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
*DEFINE_TABLE								
\$#	tbid	sfa	offa					
	10							
\$#		value	lcid					
		&eps1	11					
		&eps2	12					

Symbol- und Abkürzungsverzeichnis

(x_1, x_2, x_3)	ausgezeichnetes Koordinatensystem UD-Schicht
$\delta_{(.)}$	Verschiebungssprung
$\delta_{(.)}^f$	kritischer Verschiebungssprung für Versagen
$\dot{\gamma}$	Vergleichsdehnrate
$\dot{\gamma}_0$	untere Vergleichsdehnrate für Ansatz von Johnson und Cook
$\dot{\gamma}_m$	obere Vergleichsdehnrate für Ansatz von Johnson und Cook
$\dot{\gamma}_v$	plastische Bogenlänge
$\dot{\epsilon}$	Dehnrate
$\dot{\epsilon}_{pl}$	plastische Dehnrate
ϵ	Dehnung
ϵ_{wahr}	Hencky-Dehnung
γ	Gleitung
γ_c	kritische Gleitung
γ_f	Bruchgleitung
\hat{f}	Fließfunktion
λ	plastischer Multiplikator
$\langle \sigma_m \rangle$	hydrostatische Spannung
$\mathcal{G}_{(.)c}$	kritische Energiefreisetzungsrate
$v_{(.)}$	Querkontraktionszahl
$\omega_{(.)}$	Schädigungsvariablen des anisotropen Schädigungsmodells
ρ	Massendichte
σ	Spannung
σ_{eq}	Vergleichsspannung nach VON MISES
σ_{wahr}	wahre Spannung
τ	Schubspannung
τ_0	Schubfließgrenze

τ_Y	Schubfließspannung
θ_{fp}	Bruchwinkel für Versagensmodell von Puck
ε_{wahr}^{pl}	effektive plastische Dehnung
φ	Faserwinkel
$a_{(.)}$	Parameter für Form der Fließkurve
C	Steigungsparameter für ratenabhängige Fließspannung
$c_{(.)}$	Parameter für nichtlinearen Schubansatz UD-Laminat
D	isotrope Schädigungsvariable
$d_{(.)}$	Modellparameter für Schädigung
$E_{(.)}$	Elastizitätsmodul
f_{fb}	Faserbruchkriterium
f_E	Zwischenfaserbruchkriterium von Puck
H	Verfestigungssteigung
I_1	erste Invariante des Spannungstensors
J_2	zweite Invariante des Spannungsdeviators
$K_{(.)}$	Grenzflächensteifigkeit
n	Exponent der Schädigungsdifferentialgleichung
$p_{(.)}^{(\pm)}$	Neigungsparameter für Versagensmodell von Puck
R	nichtlineare Verfestigungsspannung
r	geschädigte plastische Bogenlänge
$R_{(.)}^A$	Bruchwiderstand für Versagensmodell von Puck
R_{\parallel}	Faserzugfestigkeit UD-Laminat
$R_{\perp\parallel}$	axiale Schubfestigkeit UD-Laminat
R_{\perp}^+	Querzugfestigkeit UD-Laminat
R_{\perp}^-	Querdruckfestigkeit UD-Laminat
$R_{I,II}$	Festigkeit der Grenzfläche unter Mode-I bzw. Mode-II Belastung
T	Triaxialität
t	Spannungsvektor auf Grenzfläche

<i>u</i>	Verschiebung
<i>v</i>	Geschwindigkeit
2D	zweidimensional
2K	Zwei-Komponenten
3D	dreidimensional
CFK	Carbonfaserverstärkter Kunststoff
d_k	Klebschichtdicke
EP	Epoxidharz
FDM	Feindehnungsmessaufnehmer
FEM	Finite Elemente Methode
FVK	Faserverbundkunststoff
g	Gramm
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
KZP	Kopfzugprobe
l	Überlappungslänge
min	Minute
mm	Millimeter
N	Newton
Nb	Niob
Pa	Pascal
PC	Polycarbonat
PUR	Polyurethan
R_m	Zugfestigkeit
s	Sekunde
SZ	Scherzug
SZP	Scherzugprobe
TAPO	Toughened Adhesive Polymer Modell
Ti	Titan
UD	unidirektional
ZTV	Zeit-Temperatur-Verlauf

Tabellenverzeichnis

10-1	Zusammenfassung der Modellgleichungen und -parameter des TAPO-Modells	124
10-2	Ermittelte Randbedingungen für die Simulation der Klebstoffproben unter schlagartiger Belastung	129
10-3	Versuche zur Optimierung der Parameter des TAPO-Modells	130
11-1	Bestimmung der Bruchwiderstände anhand der Festigkeitswerte der UD-Schicht	148
11-2	Identifizierte Elastizitätsparameter der UD-Schicht	155
11-3	Versagensparameter der UD-Schicht für Bruchmodell von PUCK	156
11-4	Identifizierte Parameter für das Materialmodell *MAT_COHESIVE_MIXED_MODE	161
13-1	Randbedingungen für Simulation geklebter Stahl-FVK-Proben unter schlagartiger Belastung	179
13-2	Zusammenfassung der eingetretenen Versagensform aus Experiment und Simulation unter quasistatischer Belastung unterteilt in FVK Versagen, Klebschichtversagen (Kleb) und Mischbruch (Misch)	189
13-3	Versagensform aus Experiment und Simulation für die Zugscherprobe unter quasistatischer Belastung unterteilt in FVK Versagen, Klebschichtversagen (Kleb) und Mischbruch (Misch)	190
13-4	Übersicht zur eingetretenen Versagensform aus dem Versuch und der Simulation für schlagartige Belastung unterteilt in FVK Versagen, Klebschichtversagen und Mischbruch	196
14-1	Randbedingungen für die Simulation der dünnen Zugscherprobe mit Laminat unter schlagartiger Belastung	202
B-1	Identifizierte Parameter des TAPO-Modells	IV

List of Tables

10-1	Overview of the equations and parameters of TAPO-model	124
10-2	Determined boundary conditions for simulation of adhesive specimens under impact loading	129
10-3	Test data for optimisation of parameters of TAPO-model	130
11-1	Determination of fracture resistance by strength parameters of unidirectional ply	148

11-2	Identified elastic parameters of UD layer	155
11-3	Failure parameters of UD layer for fracture model of PUCK	156
11-4	Identified model parameters for material model *MAT_COHESIVE_MIXED_MODE161	
13-1	Boundary conditions for simulation of adhesive bonded steel-frp-specimens under impact loading	179
13-2	Overview of occurred failure mechanism in experiment and simulation un- der quasi-static loading divided in frp failure, adhesive failure and mixed failure	189
13-3	Overview of occurred failure mechanism in experiment and simulation for shear specimen under quasi-static loading divided in frp failure, adhesive failure and mixed failure	190
13-4	Overview of occurred failure mechanism in experiment and simulation un- der impact loading divided in frp failure, adhesive failure and mixed failure	196
14-1	Boundary conditions for simulation of thin shear specimen with laminate under impact loading	202
B-1	Identified parameter of TAPO model	IV

Abbildungsverzeichnis

10-1	Darstellung des plastischen Potentials \hat{f}^* und der Fließfunktion des TAPO-Modells für Fließbedingung (a) VON MISES und (b) DRUCKER & PRAGER	120
10-2	Darstellung des Einflusses der Ratenabhängigkeit und der Verfestigungsspannung auf die Schubfließspannung τ_Y	122
10-3	Verlauf der Schädigungsvariable D in Abhängigkeit des Parameters n und Verlauf der Gleitungen γ_c und γ_f über der Triaxialität T	123
10-4	Vergleich der beiden Schädigungsansätze nach Gl. (10-12) und Gl. (10-16) bei der Schädigungsentwicklung (a) und im Spannungs-Verschiebungs-Diagramm (b)	123
10-5	FE-Modell der Zugscherprobe mit einer Überlappungslänge von 5 mm	126
10-6	FE-Modelle der Schrägzugproben für kombinierte Beanspruchung der Klebschicht	126
10-7	FE-Modell der Kopfzugprobe mit einem Durchmesser von $\varnothing = 15$ mm	127
10-8	Verlauf der Geschwindigkeits- und Verschiebungsrandbedingung	128
10-9	Vorgehen zur Bestimmung der Simulationsgeschwindigkeit exemplarisch an Versuchsdaten der Zugscherprobe unter schlagartiger Belastung	129
10-10	Verifikation der identifizierten Parameter des TAPO-Modells für Klebschichtdicke $d_k = 0.3$ mm	131
10-11	Validierung des TAPO-Modells für Klebschichtdicke $d_k = 0.3$ mm	132
10-12	Verifikationsrechnungen der Kopfzugprobe für Klebschichtdicke $d_k = 1$ mm	132
10-13	Verifikation und Validierung des TAPO-Modells für Klebschichtdicke $d_k = 1$ mm	133
10-14	Verifikation des TAPO-Modells für Klebschichtdicke $d_k = 2$ mm	134
10-15	Verifikation und Validierung des TAPO-Modells für Klebschichtdicke $d_k = 2$ mm	135
10-16	Simulationsergebnis der Kopfzugprobe unter quasistatischer Belastung mit Klebschichtdicke von 0.3 mm für zwei Kopfdurchmesser	136
10-17	Simulationsergebnis der Kopfzugprobe für unterschiedliche Klebschichtdicken d_k und Durchmesser bei quasistatischer Belastung	137
10-18	Simulationsergebnis der Kopfzugprobe mit einem Kopfdurchmesser von 10 mm für unterschiedliche Klebschichtdicken bei schlagartiger Belastung	138
10-19	Simulationsergebnis der Zugeschprobe unter quasistatischer Belastung für drei Klebschichtdicken und zwei Überlappungslängen	139
10-20	Simulationsergebnis der Zugeschprobe unter schlagartiger Belastung für drei Klebschichtdicken und zwei Überlappungslängen	140
11-1	Unidirektionale Einzelschicht mit ausgezeichnetem Koordinatensystem (x_1, x_2, x_3)	142
11-2	Verlauf des nichtlinearen Schubansatzes nach Gl. (11-4) für den axialen Schub	143

11-3	Auf der Bruchebene wirkenden Spannungen nach Zwischenfaserbruch in UD-Schicht	144
11-4	Visualisierung der Bruchbedingung von PUCK in (a) und der resultierenden Parameter $R_{\perp\psi}^A$ und $p_{\perp\psi}^{(\pm)}$ in (b) und (c) entnommen aus Schürmann [Sch07]	146
11-5	Ablaufdiagramm für die Bestimmung des Bruchwinkels mittels Newton-Verfahren	147
11-6	Visualisierung der Bruchebene und der Wirkebene der Spannungen	148
11-7	Grenzfläche zwischen zwei UD-Schichten und bilineare Spannungs-Separations-Beziehung des Kohäsivzonenmodells	149
11-8	Einfluss des Modellparameters m_2 auf Spannungs-Dehnungs-Verlauf und auf Verlauf der Entwicklungsfunktion ϕ_2 unter Querkzugbelastung	153
11-9	Mehrachsiger Spannungszustand im materiellen Koordinatensystem (x_1 - x_2 - x_3) beim off-axis Laminat unter Zugbelastung	155
11-10	FE-Modelle des UD-Laminats für unterschiedliche Faswerwinkel φ	156
11-11	Kopplung zwischen Zugbelastung und Schubdeformation im off-axis Laminat	157
11-12	Modellierung der Randbereiche ohne Versagenskriterium beim off-axis Laminat	157
11-13	Verifikationsrechnung für UD-Laminat mit unterschiedlicher Faserorientierung	158
11-14	FE-Modell der DCB-Probe unter Mode-I Belastung	159
11-15	FE-Modell der ENF-Probe unter Mode-II Belastung	160
11-16	Einfluss der Anrisslänge a auf die Modellantwort bei der DCB-Probe . . .	162
11-17	Studie zum Einfluss der Anrisslänge auf die Modellantwort bei der ENF-Probe	162
11-18	Studie zum Einfluss des Elastizitätsmoduls E_3 auf Simulationsergebnis der ENF-Probe	163
11-19	Simulationsergebnis der bruchmechanischen Versuche für unterschiedliche FE-Netze	164
11-20	FE-Modell des quasi-isotropen Mehrschichtverbundes	165
11-21	Simulationsergebnis des quasi-isotropen Mehrschichtverbunds mit und ohne anisotropem Schädigungsmodell	166
11-22	Darstellung des Berechnungsergebnisses für beide Schädigungsansätze . .	166
11-23	FE-Modell des $\pm 45^\circ$ Kreuzlaminats	167
11-24	Simulationsergebnis des $\pm 45^\circ$ Kreuzlaminats	168
12-1	FE-Modell des Stahlblechs für Probengeometrie unter (a) quasistatischer und (b) schlagartiger Belastung	171
12-2	Fließkurven des Stahls HC420LC	172
12-3	Verifikationsrechnung des Stahls für (a) quasistatische und (b) schlagartige Belastung	173
13-1	FE-Modell der geklebten Zugscherprobe mit quasi-isotropem Laminat . . .	175
13-2	FE-Modell der Schrägzugprobe mit quasi-isotropem Laminat für zwei Neigungen	176
13-3	FE-Modell der geklebten Kopfzugprobe mit quasi-isotropem Laminat . . .	177
13-4	Variation der Faserorientierung des Laminats bei Anbindung an Klebschicht	177

13-5	Zeit-Weg- und Zeit-Geschwindigkeits-Verlauf der Kopfzugprobe mit FVK-Coupon	178
13-6	Simulationsergebnis der Kopfzugprobe mit FVK-Coupon für unterschiedliche Grenzflächensteifigkeiten und für die Berechnung ohne Grenzflächenelemente	179
13-7	Simulationsergebnis der geklebten Kopfzugprobe mit quasi-isotropem Laminat für unterschiedliche Kopfdurchmesser und Klebschichtdicken bei quasistatischer Belastung	181
13-8	Simulationsergebnis der geklebten Schrägzugprobe 30° mit quasi-isotropem Laminat für unterschiedliche Klebschichtdicken und Laminatorientierungen bei quasistatischer Belastung	182
13-9	Simulationsergebnis der geklebten 60° Schrägzugprobe mit quasi-isotropem Laminat für unterschiedliche Klebschichtdicken und Laminatorientierungen bei quasistatischer Belastung	183
13-10	Simulationsergebnis der Zugscherprobe (ÜL = 5 mm) mit quasi-isotropem Laminat für Klebschichtdicke von 0.3 mm und unterschiedlicher Laminatorientierung unter quasistatischer Belastung	184
13-11	Simulationsergebnis der Zugscherprobe (ÜL = 5 mm) mit quasi-isotropem Laminat für zwei Klebschichtdicken und zwei Laminatorientierungen unter quasistatischer Belastung	185
13-12	Simulationsergebnis der Zugscherprobe (ÜL = 12 mm) mit quasi-isotropem Laminat für drei Klebschichtdicken und zwei Laminatorientierungen unter quasistatischer Belastung	186
13-13	Simulationsergebnis der Zugscherprobe (ÜL = 20 mm) mit quasi-isotropem Laminat für Klebschichtdicke von 0.3 mm und zwei Laminatorientierungen unter quasistatischer Belastung	187
13-14	Simulationsergebnis der Zugscherprobe (ÜL = 20 mm) mit quasi-isotropem Laminat für zwei Klebschichtdicken und zwei Laminatorientierungen unter quasistatischer Belastung	188
13-15	Simulationsergebnis der Kopfzugprobe mit eingeklebtem FVK-Coupon für zwei Klebschichtdicken unter schlagartiger Belastung	191
13-16	Simulationsergebnis der Zugscherprobe (ÜL = 12 mm) mit quasi-isotropem Laminat für zwei Klebschichtdicken und zwei Laminatorientierungen unter schlagartiger Belastung	192
13-17	Simulationsergebnis der Schrägzugprobe unter 30° Neigung mit quasi-isotropem Laminat für Klebschichtdicke von 0.3 mm und zwei Laminatorientierungen bei schlagartiger Belastung	193
13-18	Simulationsergebnis der Schrägzugprobe unter 30° Neigung mit quasi-isotropem Laminat für Klebschichtdicke von 1 mm und Laminatorientierung von 90° bei schlagartiger Belastung	194
13-19	Simulationsergebnis der Schrägzugprobe 60° mit quasi-isotropem Laminat für Klebschichtdicke von 0.3 mm und zwei Laminatorientierungen bei schlagartiger Belastung	194
13-20	Simulationsergebnis der Schrägzugprobe 60° mit quasi-isotropem Laminat für Klebschichtdicke von 1 mm und Laminatorientierung von 90° bei schlagartiger Belastung	195

14-1	FE-Modell der dünnen Zugscherprobe mit quasi-isotropem Laminat für eine Klebschichtdicke von 0.3 mm	198
14-2	Variation der Orientierung des quasi-isotropen Laminats bei der dünnen Zugscherprobe	198
14-3	Validierungsrechnung der dünnen Zugscherprobe mit Laminat unter quasistatisch-zügiger Belastung für Klebschichtdicke von 0.3 mm und unterschiedliche Laminatorientierungen	199
14-4	Darstellung der eingetretenen Delamination zwischen der 1. und 2. Laminatschicht bei einer FVK Orientierung von 90° im Versuch und in der Simulation	200
14-5	Validierungsrechnung der dünnen Zugscherprobe mit Laminat unter quasistatisch-zügiger Belastung für zwei Klebschichtdicken und zwei Laminatorientierungen	201
14-6	Validierungsrechnung der dünnen Zugscherprobe mit quasi-isotropem Laminat unter schlagartiger Belastung für unterschiedliche Klebschichtdicken und Laminatorientierungen	203
15-1	FE-Modell der geklebten KS2-Probe mit quasi-isotropem Laminat	206
15-2	KS2-Probe unter Schubbelastung für unterschiedliche Laminatorientierungen	207
15-3	Simulationsergebnis der KS2-Probe mit quasi-isotropem Laminat und einer Klebschichtdicke von 0.3 mm unter quasistatisch-zügiger Schubbelastung für zwei Laminatorientierungen	208
15-4	Simulationsergebnis der KS2-Probe mit Laminat und einer Klebschichtdicke von 0.3 mm unter quasistatisch-zügiger Belastung für unterschiedliche Belastungswinkel und Laminatorientierungen	209
15-5	Simulationsergebnis der KS2-Probe mit Laminat unter quasistatisch-zügiger Belastung für Klebschichtdicke von 1 mm, Belastungswinkel von 0° und 30° sowie für zwei Laminatorientierungen	210
15-6	Simulationsergebnis der KS2-Probe mit Laminat unter quasistatisch-zügiger Belastung für Klebschichtdicke von 1 mm, Belastungswinkel von 60° und 90° sowie für zwei Laminatorientierungen	211
15-7	Simulationsergebnis der KS2-Probe mit Laminat unter schlagartiger Belastung für Klebschichtdicke von 0.3 mm, Belastungswinkel von 0° und 30° sowie für zwei Laminatorientierungen	212
15-8	Simulationsergebnis der KS2-Probe mit Laminat unter schlagartiger Belastung für Klebschichtdicke von 0.3 mm, Belastungswinkel von 60° und 90° sowie für zwei Laminatorientierungen	213
15-9	Simulationsergebnis der KS2-Probe mit Laminat unter schlagartiger Schubbelastung für Klebschichtdicke von 1 mm sowie zwei Laminatorientierungen	214
15-10	Simulationsergebnis der KS2-Probe mit Laminat unter schlagartiger Belastung für Klebschichtdicke von 1 mm, zwei Laminatorientierungen und unterschiedliche Belastungswinkel	215

List of Figures

10-1	Depiction of plastic potential \hat{f}^* and yield function of TAPO-model for yield condition (a) VON MISES and (b) DRUCKER & PRAGER	120
10-2	Influence of rate dependency and hardening on yield shear stress τ_Y	122
10-3	Course of damage variable D dependent on parameter n and course of strain γ_c und γ_f over the triaxiality T	123
10-4	Comparison between damage ansatz of Gl. (10-12) and Gl. (10-16) during damage evolution (a) and in stress-strain-diagram (b)	123
10-5	FE-model of shear specimen with an overlap length of 5 mm	126
10-6	FE-models of diagonal pull specimens for combined loading of adhesive layer	126
10-7	FE-model of butt-joint specimen with an diameter of $\varnothing=15$ mm	127
10-8	Course of velocity and displacement boundary condition	128
10-9	Procedure to determine the velocity for simulation with experimental data of shear specimen under impact loading	129
10-10	Verification of identified parameters of TAPO-model for adhesive with thickness $d_k=0.3$ mm	131
10-11	Validation of TAPO-model for adhesive with thickness $d_k=0.3$ mm	132
10-12	Verification result of butt-joint specimen for adhesive with thickness $d_k=1$ mm	132
10-13	Verification and validation of TAPO-model for adhesive with thickness $d_k=1$ mm	133
10-14	Verification of TAPO-model for adhesive with thickness $d_k=2$ mm	134
10-15	Verification and Validation of TAPO-model for adhesive with thickness $d_k=2$ mm	135
10-16	Simulation result of butt-joint specimen under quasi-static loading for adhesive layer with thickness of 0.3 mm and two diameters	136
10-17	Simulation result of butt-joint specimen under quasi-static loading for different adhesive layers and diameters	137
10-18	Simulation result of butt-joint specimen with diameter of 10 mm under impact loading for different adhesive layers	138
10-19	Simulation result of shear specimen under quasi-static loading for three adhesive layers and two overlap lengths	139
10-20	Simulation result of shear specimen under impact loading for different configurations	140
11-1	Unidirectional layer with material coordinates (x_1, x_2, x_3)	142
11-2	Course of nonlinear shear ansatz of Eq. (11-4) for the in-plane shear	143
11-3	Acting stresses on fracture plane after inter fibre failure of UD-layer	144
11-4	Depiction of fracture condition of PUCK in (a) and of resultant parameters $R_{\perp\psi}^A$ and $p_{\perp\psi}^{(\pm)}$ in (b) and (c) taken from Schürmann [Sch07]	146
11-5	Flow chart for the determination of fracture angle using Newton's method	147
11-6	Visualisation of fracture plane and stress plane	148
11-7	Interface between two UD layers and bilinear traction-separation law of cohesive model	149

11-8	Influence of parameter m_2 on stress-strain-curve and on course of damage growth function ϕ_2 under transverse loading	153
11-9	Multiaxial stress state in material coordinate system $(x_1-x_2-x_3)$ in off-axis laminate under tensile loading	155
11-10	FE model of UD laminate for different fibre angle ϕ	156
11-11	Coupling of tensile load and shear deformation in off-axis laminate	157
11-12	Modelling edge area of off-axis laminate without failure criterion	157
11-13	Verification results of unidirectional laminate with different fibre orientation	158
11-14	FE-model of DCB specimen under mode-I loading	159
11-15	FE-model of ENF specimen under mode-II loading	160
11-16	Influence of pre-crack length on simulation results of DCB specimen	162
11-17	Numerical study to the influence of pre-crack length on numerical result for ENF specimen	162
11-18	Study to the influence of Young's modulus E_3 on simulation result of ENF specimen	163
11-19	Verification result for fracture mechanical tests using different discretisations	164
11-20	FE model of quasi-isotropic laminate	165
11-21	Simulation results of quasi-isotropic laminate with and without anisotropic damage model	166
11-22	Depiction of simulation result for both damage approaches	166
11-23	FE model of $\pm 45^\circ$ angle-ply laminate	167
11-24	Simulation result of $\pm 45^\circ$ angle-ply laminate	168
12-1	FE-model of sheet metal for sample geometry under (a) quasi-static and (b) impact loading	171
12-2	Yield curve of steel HC420LC	172
12-3	Verification result for steel under (a) quasi-static and (b) impact loading	173
13-1	FE-model of adhesive bonded shear specimen with quasi-isotropic laminate	175
13-2	FE-model of diagonal pull specimen with quasi-isotropic laminate for different slopes	176
13-3	FE-model of adhesive bonded butt-joint specimen with quasi-isotropic laminate	177
13-4	Variation of fibre orientation of laminate by bonding with adhesive layer	177
13-5	Time-Displacement and Time-Velocity-Curve of butt-joint specimen with quasi-isotropic laminate	178
13-6	Simulation result of butt-joint specimen with laminate for different values of interface stiffness and for the calculation without interface elements	179
13-7	Simulation results of adhesive bonded butt-joint specimen with quasi-isotropic laminate for different diameters and adhesive thickness under quasi-static loading	181
13-8	Simulation results of adhesive bonded diagonal pull specimen (30°) with quasi-isotropic laminate for different adhesive thickness and laminate orientations under quasi-static loading	182
13-9	Simulation results of adhesive bonded 60° diagonal pull specimen with quasi-isotropic laminate for different adhesive thickness and laminate orientations under quasistatic loading	183

13-10	Simulation result of adhesive bonded shear specimen (OL = 5 mm) with quasi-isotropic laminate under quasi-static loading for different specimen configurations	184
13-11	Simulation result of adhesive bonded shear specimen (OL = 5 mm) with quasi-isotropic laminate under quasi-static loading for two adhesive layers and two laminate orientations	185
13-12	Simulation result of adhesive bonded shear specimen (OL = 12 mm) with quasi-isotropic laminate under quasi-static loading for different specimen configurations	186
13-13	Simulation result of adhesive bonded shear specimen (OL = 20 mm) with quasi-isotropic laminate under quasi-static loading for different specimen configurations	187
13-14	Simulation result of adhesive bonded shear specimen (OL = 20 mm) with quasi-isotropic laminate under quasi-static loading for different laminate orientations and adhesive layers	188
13-15	Simulation result of adhesive bonded butt-joint specimen with laminate under impact loading for adhesive with different thickness	191
13-16	Simulation result of adhesive bonded shear specimen (OL = 12 mm) with quasi-isotropic laminate under impact loading for different specimen configurations	192
13-17	Simulation result of adhesive bonded 30° diagonal pull specimen with quasi-isotropic laminate under impact loading for two laminate orientations and adhesive layer with thickness of 0.3 mm	193
13-18	Simulation result of adhesive bonded 30° diagonal pull specimen with quasi-isotropic laminate under impact loading for adhesive layer with thickness of 1 mm and laminate orientation of 90°	194
13-19	Simulation result of adhesive bonded 60° diagonal pull specimen with quasi-isotropic laminate under impact loading for two laminate orientations and adhesive layer with thickness of 0.3 mm	194
13-20	Simulation result of adhesive bonded 60° diagonal pull specimen with quasi-isotropic laminate under impact loading for adhesive layer with thickness of 1 mm and laminate orientation of 90°	195
14-1	FE-model of thin shear specimen with quasi-isotropic laminate for adhesive thickness of 0.3 mm	198
14-2	Different orientations of quasi-isotropic laminate for thin shear specimen	198
14-3	Validation result of thin shear specimen with quasi-isotropic laminate under quasi-static loading for adhesive thickness of 0.3 mm and different laminate orientations	199
14-4	Depiction of occurred delamination process between first and second laminate layer with a fibre orientation of 90° for experiment and simulation	200
14-5	Validation result of thin shear specimen with quasi-isotropic laminate under quasi-static loading for different adhesive layers and laminate orientations	201
14-6	Validation results of thin shear specimen with quasi-isotropic laminate under impact loading for adhesive layer with different thickness and two laminate orientations	203
15-1	FE-model of adhesive bonded KS2-specimen with quasi-isotropic laminate	206

15-2	KS2-specimen under shear loading for different laminate orientations . . .	207
15-3	Simulation result of KS2-specimen with quasi-isotropic laminate and adhesive thickness of 0.3 mm under quasi-static loading for two laminate orientations	208
15-4	Simulation result of KS2-specimen with laminate and adhesive thickness of 0.3 mm under quasi-static loading for different specimen configurations	209
15-5	Simulation results of KS2-specimen with laminate under quasi-static loading for adhesive thickness of 1 mm, shear and combined load as well as two laminate orientations	210
15-6	Simulation results of KS2-specimen with laminate under quasi-static loading for adhesive thickness of 1 mm, combined and tensile load as well as two laminate orientations	211
15-7	Simulation results of KS2-specimen with laminate under impact loading for adhesive thickness of 0.3 mm, shear and combined load as well as two laminate orientations	212
15-8	Simulation results of KS2-specimen with laminate under impact loading for adhesive thickness of 0.3 mm, combined and tensile load as well as two laminate orientations	213
15-9	Simulation results of KS2-specimen with laminate under impact loading for adhesive thickness of 1 mm, shear load and two laminate orientations .	214
15-10	Simulation results of KS2-specimen with laminate under impact loading for adhesive thickness of 1 mm, combined and tensile load as well as two laminate orientations	215