

Kontinuumsmechanische Modellierung von Stahlblechklebverbindungen für die FE-Crashanalyse

Anton Matzenmiller, Frank Burbulla

Institut für Mechanik (IfM), Fachgebiet Numerische Methoden in der Mechanik, Universität Kassel,
Mönchebergstr. 7, 34109 Kassel, Deutschland, Email: amat@ifm.maschinenbau.uni-kassel.de

Abstract:

The non-associated plasticity model, based on the first and second invariant of the stress tensor, describes reasonably well the mechanical behaviour of crashoptimized high-strength adhesives in the automotive industry. This pressure sensitive model can be used only with three-dimensional solid elements which are not suitable for the discretisation of thin adhesive layers in bonded components for the simulation of a complete vehicle body in crash scenarios. In order to reduce the computing time, the thin polymeric adhesive layer is approximated with interface elements. Different proposals will be discussed in order to relate the strain tensor of the 3D-continuum to the displacement jump vector of the interface element and its stress vector to the three-dimensional stress tensor by means of an adequate model idealization. Hence, a multi yield surface function model can be advantageously expressed in terms of the components of the stress vector on the interface and be extended to material softening including damage and rate dependence. The material parameters are identified by means of the simulation of the experimental setup for a bluntly glued double steel tube sample with the adhesive BETAMATE 1496. A final comparison of the simulated results with the experimental data points out the validity of the introduced model. The combined shear and tension tests on a special bounded structure, denoted as the KS2-test, and the experiments, performed at the DCB specimen, reflect the peeling and shearing process of adhesively bonded steel sheets in a vehicle body. The crash performance of the constitutive model is finally tested at an adhesively bonded joint in the form of a T-intersection. Despite the simplicity of the constitutive model for the interface element, the complex material behaviour of the joint failure is well reproduced.

Keywords:

Adhesives, adhesively bonded joints, crash analysis, cohesive elements, elasto-plasticity

1 Einleitung

Einsatzgebiete geklebter lastübertragender und teilweise hoch beanspruchter Verbindungen sind in allen Bereichen der Technik zu finden. Exemplarisch sei an dieser Stelle die Fahrzeugtechnik genannt. Bei der Craschanalyse von Personenfahrzeugen ist das Augenmerk auf der einen Seite auf steife Fahrgastzellen, die die Fahrzeuginsassen schützen sollen, gerichtet. Auf der anderen Seite stehen die speziellen Crashzonen, vornehmlich die des vorderen und hinteren Fahrzeugbereichs, im Mittelpunkt der Betrachtung. Die Aufgabe der Crashzonen liegt bei einem Unfall darin, die vorhandene kinetische Energie aufzunehmen und zum größten Teil in Verformungsenergie umzuwandeln. Die verwendeten Klebverbindungen dürfen im Falle eines Fahrzeugcrashs nicht versagen.

Das Kleben hat sich als Fügeverfahren in der Automobilindustrie als zukunftsweisende Technologie bewährt. Das herkömmliche Punktschweißverfahren wird zunehmend durch vollflächige Klebverbindungen in der Fügezone ersetzt. Dies führt, neben der Erhöhung der Crashesicherheit, auch zu einer Verbesserung des Schwingungsverhaltens der Gesamtkarosserie. Aus fertigungstechnischer Sicht ist die optimierte Gestaltung der Fugen anzuführen. Diese sind nicht nur schmaler, so dass der Aufwand der Nachbearbeitung geringer ist, sondern es können daneben andere Fahrzeuggeometrien realisiert werden.

Die derzeitige Gesamtfahrzeugsimulation berücksichtigt die Klebverbindungen nur in der Form von Volumenelementen und einem elastischen Materialmodell ohne Schädigung. Dagegen vermag das nichtassozierte Plastizitätsmodell [1], basierend auf der ersten und zweiten Invariante des Spannungstensors mit Schädigung und Ratenabhängigkeit, das mechanische Verhalten der neuentwickelten, crashoptimierten Klebstoffe für die Automobilindustrie gut zu beschreiben. Das elastoplastische Materialmodell kann ebenfalls nur in Verbindung mit den Volumenelementen genutzt werden, welche wiederum eine ineffektive Diskretisierung der Klebverbindungen in einem Gesamtfahrzeugmodell darstellen. Aus der Sicht der Rechenzeitoptimierung wird deshalb die sehr dünne Klebschicht mit einem so genannten Grenzflächenelement [2], welches in LS-DYNA implementiert ist, über die gesamte Klebschichtdicke approximiert. Diverse Ansätze zur adäquaten Überführung des 3D-Verzerrungstensors auf den Verschiebungssprungvektor für das Grenzflächenelement sowie dessen Spannungsvektor auf den dreidimensionalen Spannungstensor werden diskutiert. Die Spannungskomponenten in normaler und tangentialer Richtung zur Grenzfläche begünstigen die Anwendung von Materialmodellen aus zusammengesetzten Fließflächen [1]. Auf Grund der kinematischen Restriktionen des Grenzflächenelements wird ein elastoplastisches, nichtassoziertes Zwei-Fließflächen-Materialmodell mit Schädigung gezeigt. Die Materialparameter für alle vorgestellten Modelle werden an einer verklebten Doppelrohrprobe identifiziert [1], [3]. Die Validierung erfolgt an KS2-Versuchen [1], die Schäl- und Schubbeanspruchungen einer Stahlblechklebverbindung wieder spiegeln. Das ratenabhängige Verhalten der Materialmodelle wird mittels eines bauteilähnlichen Impaktorversuchs, dem so genannten T-Stoss, überprüft [1]. Die Klebverbindung befindet sich beim T-Stoss genau zwischen zwei aus Stahlblech bestehenden Holmen, wobei einer davon fest eingespannt und der andere durch den Impaktor impulsartig belastet wird.

Das materielle Kontinuum wird auf die Klebschicht unter den Annahmen übertragen, dass die Klebschicht zwischen den Fügeteilen vollständig haftet. Nur kohäsives Versagen führt zur Entfestigung bzw. Schädigung des Klebstoffverbunds. Der Klebstoff selbst wird als homogen und isotrop betrachtet.

Die nachfolgend vorgestellten Lösungsansätze zur Modellierung von Klebverbindungen mittels der FEM bauen auf das abgeschlossene Forschungsprojekt „Methodenentwicklung zur Berechnung von höherfesten Stahlklebverbindungen des Fahrzeugbaus unter Crashbelastung (Projekt P676)“ auf.

2 Nichtassoziertes kontinuumsmechanisches Plastizitätsmodell

Das in diesem Abschnitt beschriebene kontinuumsmechanische Materialmodell basiert auf der Theorie des Fließverhaltens plastisch kompressibler Werkstoffe von SCHLIMMER [4], [5], [6] und ist deshalb besonders geeignet das Klebstoffverhalten zu beschreiben. Klebstoffe sind, im Gegensatz zu den metallischen Werkstoffen, auch vom hydrostatischen Druck abhängig [4]. Aus Vereinfachungsgründen werden die Koeffizienten der Fließfunktion, die ursprünglich selbst eine Abhängigkeit von der Verfestigung aufweisen, als konstant angenommen, und es wird eine nichtlineare Fließfunktion vorgegeben [6].

2.1 Fließfunktion und plastisches Potential

Das elastoplastische Materialmodell wird in LS-DYNA mittels einer benutzerdefinierten Materialroutine für Volumenelemente für eine explizite Zeitintegration bereitgestellt [1], [7]. Der Verzerrungstensor wird dabei innerhalb der geometrisch linearen Theorie additiv in einen elastischen und einen plastischen Anteil aufgeteilt und daraus die Spannungen $\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{D}(\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^{pl})$ mit dem linearen Elastizitätsmodell berechnet. Die Fließfunktion $f(I_1, J_2)$ und das plastische Potential $f^*(I_1, J_2)$ ergeben jeweils eine Ellipse im Invariantenraum der ersten Invariante $I_1 = \text{sp}(\boldsymbol{\sigma})$ des Spannungstensors und der zweiten Invariante $J_2 = \frac{1}{2} \boldsymbol{\sigma}_{Dev} \cdot \boldsymbol{\sigma}_{Dev}$ des Spannungsdeviators nach SCHLIMMER [1]. Die nichtassoziierte Fließregel wird über das plastische Potential $f^*(I_1, J_2)$ gebildet, da das Potential im Invariantenraum symmetrisch zu den Invariantenachsen ausgebildet ist. Das vorgestellte Materialmodell kann prinzipiell nur für Zug/Schubbelastungen eingesetzt werden. Das reale Druckverhalten eines Klebstoffs kann mit diesem Modell nicht exakt wiedergegeben werden. Aus diesem Grund wird das bestehende Modell um eine VON MISES Fließfunktion und einem plastischen Potential im Druckbereich erweitert. BARTHEL [3] konnte mit experimentellen Druckversuchen an einer verklebten Rohrprobe (siehe Abschnitt 2.4) elastisches Klebstoffverhalten für den reinen Druckversuch nachweisen. Jedoch können Druck/Schubbelastungen wie im Zug/Schubbereich zum Versagen der Klebschicht führen.

2.2 Dehnratenabhängigkeit der Fließspannung

Die Fließspannung beschreibt die formative Verfestigung

$$Y = Y_0 \left(1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_v}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right) + q(1 - e^{-be_v}) + He_v \quad \text{mit} \quad \dot{\varepsilon}_v = \sqrt{\frac{2}{3}} \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} \cdot \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} \quad (1)$$

mit einer im Invariantenraum richtungsabhängigen inneren Variable

$$\dot{\varepsilon}_v = \frac{1}{Y_0} \boldsymbol{\sigma} \cdot \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{pl} = \frac{\lambda}{Y_0} \left(\frac{1}{3} a_1^* Y_0 I_1 + \frac{2}{3} a_2^* I_1^2 + 2J_2 \right) \quad (2)$$

nach MAHNKEN [6]. Die Ratenabhängigkeit des Klebstoffs erfolgt in Gleichung (1) nach dem empirischen Ansatz von JOHNSON und COOK mittels einer definierten Vergleichsdehnrate $\dot{\varepsilon}_v$.

2.3 Versagensmodell nach JOHNSON/COOK

Die Kontinuumsschädigungsmechanik beruht nach KACHANOV auf dem Konzept der effektiven Spannung

$$\boldsymbol{\sigma}^{eff} = \frac{\boldsymbol{\sigma}}{1 - D}, \quad (3)$$

die unter einer äußeren Belastung nur vom ungeschädigten Querschnitt $A_{eff} = (1 - D)A$ auf einer definierten Schnittebene mit der Fläche A des Volumenelements übertragen wird [8]. Die Schädigungsvariable D in Gleichung (3) wird über die Evolutionsgleichung

$$\dot{D} = \begin{cases} 0 & \text{für } \varepsilon_V^D < \varepsilon^D \\ \left(\frac{\dot{\varepsilon}_V^D}{\varepsilon^f - \varepsilon^D} \right)^n & \text{für } \varepsilon_V^D > \varepsilon^D \end{cases} \quad (4)$$

bestimmt [9]. Die Schädigungsvariable \dot{D} in Gleichung (4) ist hierbei eine Funktion der Versagensvergleichsdehnungsrate:

$$\dot{\varepsilon}_V^D = \sqrt{\frac{2}{3} \left[\langle \dot{\varepsilon}_{xx}^{pl} \rangle^2 + \langle \dot{\varepsilon}_{yy}^{pl} \rangle^2 + \langle \dot{\varepsilon}_{zz}^{pl} \rangle^2 + 2(\dot{\varepsilon}_{xy}^{pl})^2 + 2(\dot{\varepsilon}_{xz}^{pl})^2 + 2(\dot{\varepsilon}_{yz}^{pl})^2 \right]} \quad (5)$$

Des Weiteren steht im Nenner des Schädigungsparameters eine Differenz aus der Versagensdehnung ε^f und der kritischen Dehnung ε^D . Die Versagensdehnung ε^f für den Fall der Dehnungsrateunabhängigkeit wird von JOHNSON und COOK IN [10] wie folgt empirisch definiert:

$$\varepsilon^f = d_1 + d_2 e^{d_3 T_x} \quad (6)$$

Der Koeffizient in der obigen Gleichung

$$T_x = \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}}, \quad (7)$$

beschreibt die Spannungsmehrachsigkeit. Darin gibt $\sigma_m = \frac{1}{3} I_1$ die hydrostatische Spannung und $\sigma_{eq} = \sqrt{3J_2}$ die VON MISES Vergleichsspannung an. Die kritische Dehnung ε^D ist ihrerseits wiederum abhängig von der Versagensdehnung ε^f und berechnet sich aus

$$\varepsilon^D = d_5 \varepsilon^f \quad (8)$$

mit dem Koeffizienten

$$d_5 = d_5^{Torsion} - m T_x \geq d_5^{Zug} \quad (9)$$

2.4 Materialparameteridentifikation an Grundversuchen

Der in den nachfolgenden experimentellen Untersuchungen verwandte Klebstoff Betamate 1496 auf Epoxidharzbasis der Firma DOW Automotive AG ist warmhärtend bei 180°C in der Zeit von 30 min . Die Verwendungsgebiete des Klebstoffs liegen im Karosserierohbau und dienen der Erhöhung der Betriebsfestigkeit, der Crashstabilität und der Steifigkeit des Fahrzeugs [1].

Die Versuche an der stumpf geklebten Rohrprobe basieren auf den Torsionsversuchen in ISO 11003-1 und sind am Institut für Werkstofftechnik (IfM) der Universität Kassel durchgeführt worden.

Mit der in Bild 1 dargestellten Versuchseinrichtung können quasistatische einachsige und kombinierte Normal- und Schubspannungsbeanspruchungen an dünnen Klebschichten durchgeführt werden. Das Zug-Torsionskollektiv im Versuch wird mit dem Parameter α charakterisiert:

$$\alpha = \frac{\gamma_{xy}}{2 \varepsilon_{xx}} \quad (10)$$

Der Probenkörper besteht aus zwei Stahlrohrhälften, die mittels des zu untersuchenden Klebstoffs miteinander stumpf verbunden sind.

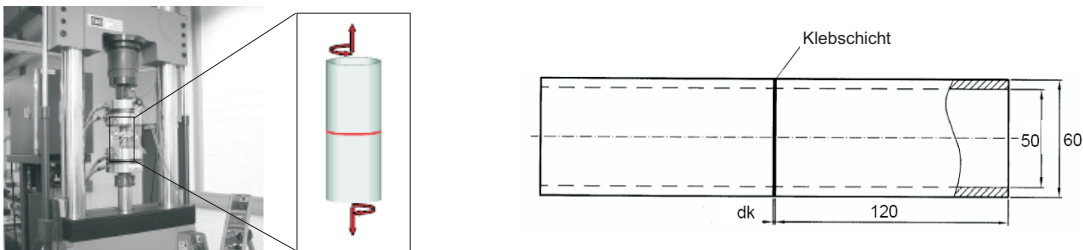


Bild 1: Prüfmaschine für Zug- und Torsionsbeanspruchung (links) der Rohrprobe (rechts) [3]

Der servohydraulische Antrieb der Prüfmaschine ermöglicht mit einer zusätzlichen Regeleinrichtung dehn- und gleitungsgesteuerte Lastaufbringung, so dass am Spannzeug über die Rohrprobenhälften eine Torsionsbeanspruchung und in Probenlängsachse eine Zug- oder Druckspannung auf die Klebschicht induziert werden kann. Die Torsionsbeanspruchung erzeugt in der Klebschicht einen nahezu homogenen Schubspannungszustand und die Beanspruchung in Längsrichtung bewirkt – durch die starren Rohrhälften – einen einachsigen Verformungszustand in der Klebschicht. Es kommt dadurch zu einem dreiachsigen Normalspannungszustand, der ebenfalls als quasi homogen betrachtet werden kann. Da die Verformungsaufnehmer ca. 7 mm ober- und unterhalb der Klebschicht an den Rohrhälften angebracht sind, ergibt sich die Klebschichtverformung in Längs- v_k und Schubrichtung u_k aus der Differenz der gemessenen Gesamtverformung (v_{ges} oder u_{ges}) und der entsprechenden Fügeiteilverformungen (v_{Fb} oder u_{Fb})

$$\begin{aligned} v_k &= v_{ges} - v_{Fb} \\ u_k &= u_{ges} - u_{Fb} \end{aligned} \quad (11)$$

Während des Versuchs treten in den Fügebauteilen nur elastische Verformungen auf.

Das oben vorgestellte kontinuumsmechanische Materialmodell wird an den Grundversuchen der verklebten Rohrprobe verifiziert. Hierzu wird der Versuchsaufbau mit LS-DYNA modelliert.

Das in Bild 2 dargestellte FE-Modell der Doppelrohrprobe ist nicht – wie bei den experimentellen Untersuchungen – mit einer Rohrprobenhälfte von 120 mm dargestellt (Bild 1), sondern die Rohrprobenlänge beläuft sich auf 7 mm. Gründe hierfür sind zum einen die Positionierung der Meßaufnehmer und zum anderen die hohe Steifigkeit der Stahlrohrhälften gegenüber der Klebschicht.

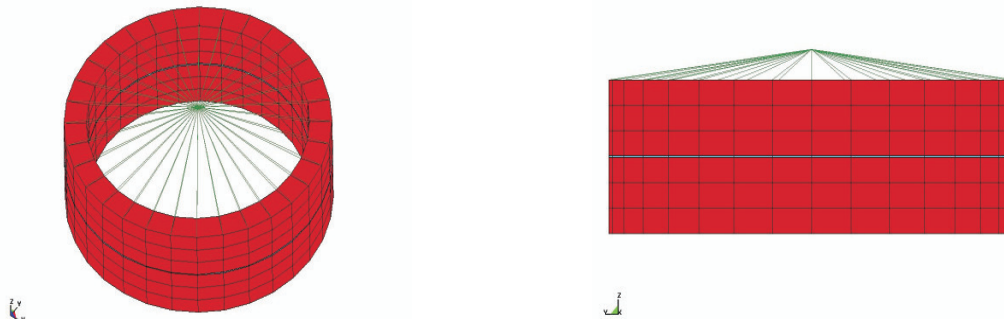


Bild 2: Finite-Element-Modell der Rohrprobe in LS-DYNA

Das Materialverhalten der Rohrprobenhälften wird als rein elastisch angenommen. Zur geometrischen Diskretisierung werden 8-knotige Volumenelemente verwendet. Die Knoten der unteren Rohrprobenhälfte an der gedachten Schnittfläche unterliegen der Randbedingung, dass alle translatorischen Freiheitsgrade festgehalten sind. Die Knoten der oberen Rohrprobenhälfte hingegen werden mit einem Netz aus ideal starren Balkenelementen versehen. Alle Balkenelemente laufen auf einen zentralen Knoten zu, der auf der Mittelachse der Rohrprobenhälfte liegt. Die zeitlichen Verschiebungs- und Verdrehverläufe aus den Experimenten können auf diesen Knoten als Verschiebungsrandbedingung aufgebracht werden. Die Klebschicht wird in diesem Fall durch 8-knotige Volumenelemente mit nur einem Element über die gesamte Klebschichtdicke $d_k = 0.2\text{mm}$ abgebildet. Die Positionen der Messnadeln der Wegaufnehmer werden durch Auswertung der Knoten an den jeweiligen Stellen im Modell berücksichtigt. Die Zugkraft bzw. das Torsionsmoment werden im FE-Modell mittels einer CROSS-SECTION durch ein Stahlrohrmodell ermittelt.

In den Bildern 4 bis 6 sind die Spannungs/Verschiebungs-Diagramme für den identifizierten Materialparametersatz (Bild 3) aufgeführt. Der Materialparametersatz ist bis auf die Parameter für die Ratenabhängigkeit nur an die Spannungs/Verschiebungsverläufe der Rohrprobenversuche angepasst worden. Die Parameter $\dot{\epsilon}_0$ und C für die Dehnratenabhängigkeit in Gleichung (1) werden an Kopfzugversuchen und kompakten Zugscherproben identifiziert, für weiterführende Informationen siehe auch [1].

$E[\text{MPa}]$	$\nu[-]$	$Y_0[\text{MPa}]$	$q[\text{MPa}]$	$b[-]$
1588.7	0.34	45.00	14.08	2.89
$H[\text{MPa}]$	$a_1[-]$	$a_2[-]$	$a_1^*[-]$	$a_2^*[-]$
15.5	0.375	0.279	0.0	0.279
$d_1[-]$	$d_2[-]$	$d_3[-]$	$d_4[-]$	$d_5^{\text{Tor}}[-]$
0.25	0.35	-5.0	0.0	0.631
$d_5^{\text{Zug}}[-]$	$m[-]$	$n[-]$	$\dot{\epsilon}_0[1/s]$	$C[-]$
0.31	1.667	2	10^{-4}	0.076

Bild 3: Materialparameter für das nichtassozierte kontinuumsmechanische Plastizitätsmodell

Eine hohe Übereinstimmung der Simulationen mit dem Experiment ist sowohl für den reinen Zugversuch als auch für den reinen Torsionsversuch in den Diagrammen in Bild 4 zu sehen. Das Plastizitätsmodell in Verbindung mit dem identifizierten Parametersatz ist in der Lage, den experimentellen Kurvenverlauf nahezu exakt wieder zu geben. Die Vergleiche für die Kombinationsversuche aus Zug- und Torsionsbeanspruchung für $\alpha = 0.5$ und 2.0 an der Rohrprobe, dargestellt in den Bildern 5 und 6, zeigen eine ähnlich gute Tendenz. Der Parametersatz, angepasst an die Verschiebungen und nicht an die Verzerrungen, weist für die Kombinationsversuche nur geringfügige Abweichungen im plastischen Bereich mit den Experimenten auf. Im Entfestigungsbereich kommt es vor allem in der Schubrichtung zu Schwingungen der simulierten Spannungs/Verschiebungs-Verläufe.

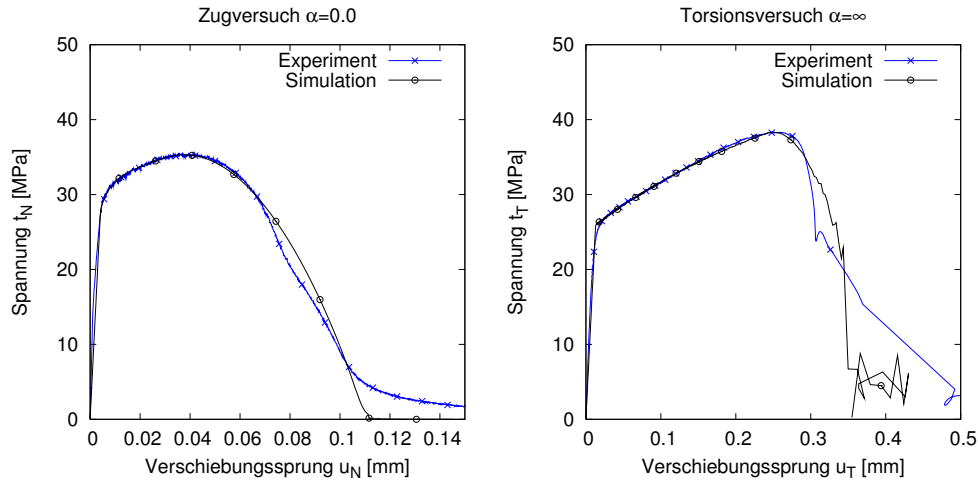


Bild 4: Spannungs/Verschiebungs-Diagramme des kontinuumsmechanischen Materialmodells für den Zug- und Torsionsversuch

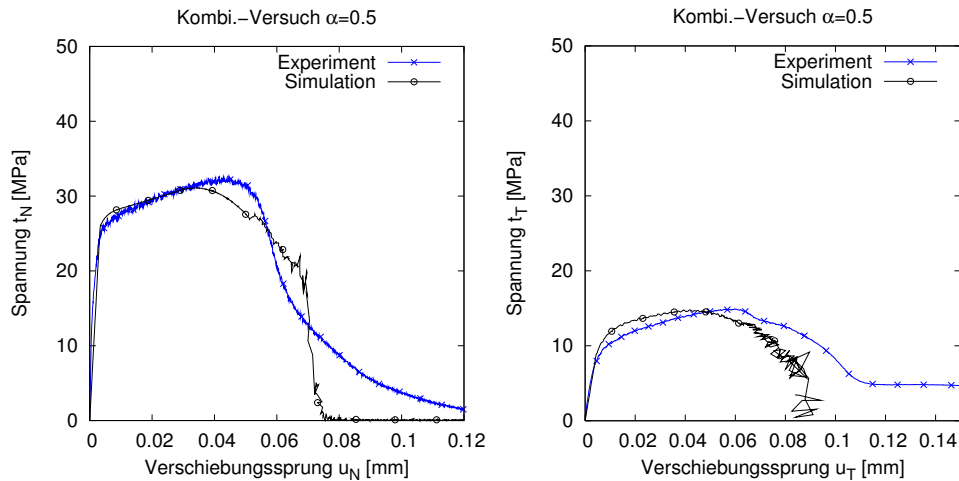


Bild 5: Spannungs/Verschiebungs-Diagramme des kontinuumsmechanischen Materialmodells für den Kombinationsversuch $\alpha = 0.5$

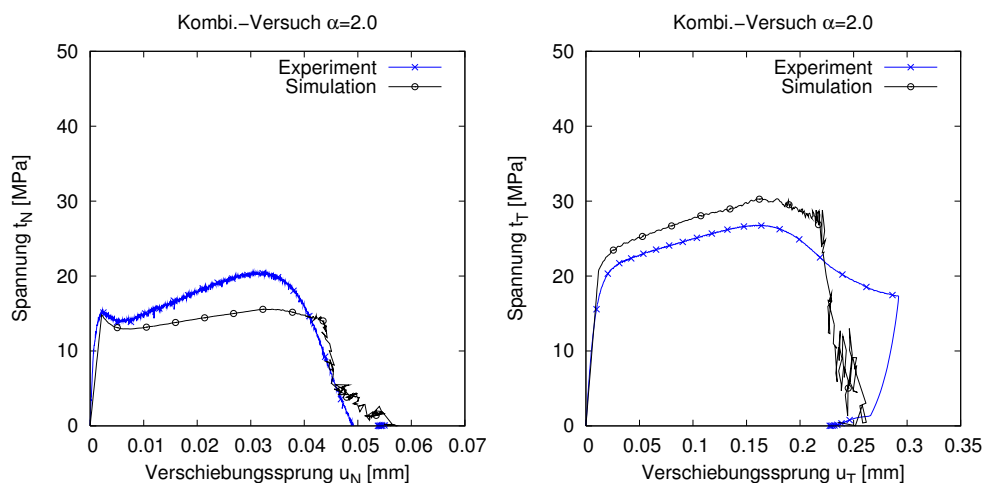


Bild 6: Spannungs/Verschiebungs-Diagramme des kontinuumsmechanischen Materialmodells für den Kombinationsversuch $\alpha = 2.0$

3 Schnittstellenmodelle für das Grenzflächenelement

3.1 Grenzflächenelement

Das im vorherigen Abschnitt beschriebene kontinuumsmechanische Materialmodell eignet sich besonders für die Beschreibung des dreidimensionalen Spannungszustandes unter der Entstehung eines dreidimensionalen Verzerrungszustandes in der Klebschicht. Vorzugsweise wird dieses Modell in Kombination mit Volumenelementen zur genauen Abbildung von Spannungszuständen in feinvernetzten Detailmodellen verwendet. Hierfür wird über die gesamte Klebschichtdicke eine feine Elementierung in Verbindung mit hohen Rechenzeiten vorgenommen.

Solche Detailmodelle eignen sich aber nicht zur Berechnung des Klebschichtverhaltens für große Strukturen, wie z.B. einer Fahrzeugkarosserie mit einer Gesamtkleblänge von über 200 m [8]. Besser geeignet für diese Problemstellungen sind Grenzflächenelemente (Interface-Elemente) [7]. Diese beschreiben die Diskontinuität zwischen den beiden Fügepartnern mittels eines Verschiebungssprungvektors, der aus der Verschiebung zweier benachbarter Punkte auf den verschiedenen Seiten der Grenzfläche resultiert [2]. Dabei wird die Klebschicht selbst nicht mehr geometrisch diskretisiert, sondern als Verbindung zweier Grenzflächen näherungsweise betrachtet. Da die Klebschichtdicke im Allgemeinen klein gegenüber der Länge oder Breite der Klebfläche ist, darf die Klebschicht als Grenzfläche ausgebildet werden.

Im FE-Programm LS-DYNA wird ein dreidimensionales 8-knotiges Interface-Element zur Verfügung gestellt [12]. Der Verschiebungssprungvektor δ ist im lokalen Elementkoordinatensystem $\hat{e}_1, \hat{e}_2, \hat{e}_3$ definiert und berechnet sich im lokalen Koordinatensystem auf der Grenzfläche mittels der Transformationsmatrix T [2] aus dem aktuellen relativen Ortsvektor Δx zwischen benachbarten Knoten der Grenzschicht und eventuell vorgegebenen relative Verschiebungen ΔX zum Zeitpunkt $t=0$.

$$\begin{aligned}\delta &= T^T(t) \Delta x - T^T(0) \Delta X \\ \Delta x &= \sum_{i=1}^4 N_i \Delta x_{i+4,i} \\ \Delta X &= \sum_{i=1}^4 N_i \Delta X_{i+4,i}\end{aligned}\quad (12)$$

Der im Element berechnete Spannungsvektor t ist ebenfalls im lokalen Elementkoordinatensystem definiert. Dabei sind die ersten beiden Komponenten des Spannungsvektors orthogonal zueinander, verlaufen tangential auf der Mittelfläche des Elementes und die dritte Komponente zeigt normal zur Mittelfläche. Die Elementkräfte

$$\begin{aligned}\Delta F_i &= T(t) \sum_{g=1}^4 t_g N_i \det(J_g) \quad \text{mit } i = 1, 4 \\ \Delta F_{i+4} &= -\Delta F_i\end{aligned}\quad (13)$$

berechnen sich aus der Summation der lokalen Spannungsvektoren t_g in den vier Integrationspunkten und werden dann in das globale Koordinatensystem transformiert.

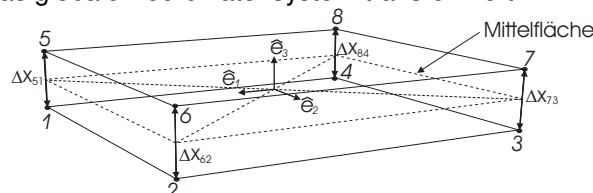


Bild 7: Cohesive-Element (3D, 8 Knoten) in LS-DYNA

Weiterhin besteht die Möglichkeit, dass einzelne Elemente während der Berechnung deaktiviert werden können.

3.2 Modellansätze

Zwei unterschiedliche Schnittstellen zwischen dem kontinuumsmechanischen Materialmodell für Volumen-Elemente (siehe Abschnitt 2) und dem 3D-Interface-Element werden vorgestellt. Die Schnittstelle transformiert den Verschiebungssprungvektor in einen Verzerrungstensor und führt anschlie-

Bend eine Rücktransformation des Spannungstensors in den Spannungsvektor durch. Dazu wird an jedem Gausspunkt eines Interface-Elements die Transformations-Routine aufgerufen, die ihrerseits die Materialroutine des kontinuumsmechanischen Modells verwendet.

Das Interface-Element wird zwischen die FE-Netze der beiden Fügepartner aus Volumen- oder Schalelementen gesetzt, wobei ein Element jeweils die gesamte Klebschichtdicke diskretisiert. Weiterhin wird eine vollflächige Haftung der Klebfläche an den Fügepartnern postuliert. In guter Näherung können somit die Normaldehnungen ε_{11} , ε_{22} und die Schubverzerrungen ε_{12} zu Null gesetzt werden, da die Fügepartner aus Stahl über eine deutlich höhere Steifigkeit als die Klebschicht selbst verfügen. Der so vorherrschende Verzerrungszustand und der querdehnungsbehinderte Spannungszustand lauten dann:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \varepsilon_{13} \\ 0 & 0 & \varepsilon_{23} \\ \varepsilon_{13} & \varepsilon_{23} & \varepsilon_{33} \end{bmatrix}, \quad \boldsymbol{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & 0 & \tau_{13} \\ 0 & \sigma_{22} & \tau_{23} \\ \tau_{13} & \tau_{23} & \sigma_{33} \end{bmatrix} \quad (14)$$

Die Spannungskomponenten σ_{33} , τ_{13} und τ_{23} werden mit Hilfe des Normalenvektors auf der Klebschicht in den Spannungsvektor des Interface-Elements überführt:

$$\mathbf{t} = \begin{bmatrix} t_{T1} \\ t_{T2} \\ t_N \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \tau_{13} \\ \tau_{23} \\ \sigma_{33} \end{bmatrix} \quad (15)$$

Die verbleibenden Spannungskomponenten σ_{11} und σ_{22} , die aufgrund des querdehnungsbehinderten Spannungszustands entstehen, müssen während der Rechnung vorgehalten werden und können von LS-DYNA ausgegeben werden. Die nachfolgenden Diskretisierungen beschränken sich nur auf die Bestimmung des tensoriellen Verzerrungstensors aus den Verschiebungssprunggrößen. Es ist darauf zu achten, dass in LS-DYNA nicht die Schubdehnungen ε_{ij} , sondern die Ingenieur-Gleitungen $\gamma_{ij} = 2\varepsilon_{ij}$ eingelesen werden müssen.

3.2.1 Schnittstelle mit linearisierten Dehnungen „Mod-1“

In einem ersten Schritt wird von einer vollständigen linearen Abbildung zwischen den Verschiebungen und den Verzerrungen ausgegangen. Die Komponenten des Verschiebungssprungvektors δ_i werden jeweils durch die Klebschichtdicke d_k dividiert:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \frac{1}{2} \frac{\delta_1}{d_k} \\ 0 & 0 & \frac{1}{2} \frac{\delta_2}{d_k} \\ \frac{1}{2} \frac{\delta_1}{d_k} & \frac{1}{2} \frac{\delta_2}{d_k} & \frac{\delta_3}{d_k} \end{bmatrix} \quad (16)$$

Für die Simulationen werden wieder die Parameter aus Bild 3 zu Grunde gelegt. Die Ergebnisse der Rohrprobensimulationen sind in den Bildern 8 bis 10 dargestellt. Der Torsionsversuch im rechten Diagramm in Bild 8 wird unzureichend wiedergegeben. Das Gesamtergebnis der Simulation mit der linearen Schnittstelle ist im Ganzen nicht zufrieden stellend. Es müssten für diese Schnittstelle eigens neue Materialparameter identifiziert werden.

3.2.2 Schnittstelle für Dehnraten „Mod-2“

Die zweite Schnittstelle bildet die Dehnraten des 3D-Volumen-Elements mit Corotational-Formulierung in LS-DYNA [12] durch die Verschiebungssprungraten des Interface-Elements ab (siehe Bild 7), dargestellt in Gleichung:

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \frac{1}{2} \left(\frac{\dot{\delta}_1}{d_k + \delta_3} \right) \\ 0 & 0 & \frac{1}{2} \left(\frac{\dot{\delta}_2}{d_k + \delta_3} \right) \\ \frac{1}{2} \left(\frac{\dot{\delta}_1}{d_k + \delta_3} \right) & \frac{1}{2} \left(\frac{\dot{\delta}_2}{d_k + \delta_3} \right) & \frac{\dot{\delta}_3}{d_k + \delta_3} \end{bmatrix} \quad (17)$$

Die schon identifizierten Materialparameter mit dem Volumen-Element aus Bild 3 können direkt übernommen werden.

Die Simulationsergebnisse mit der Schnittstelle „Mod-2“ in den Bildern 8 bis 10 entsprechen somit denen aus Abschnitt 2.4 (Bilder 4 bis 6) bis auf geringe Abweichungen im Entfestigungsbereich.

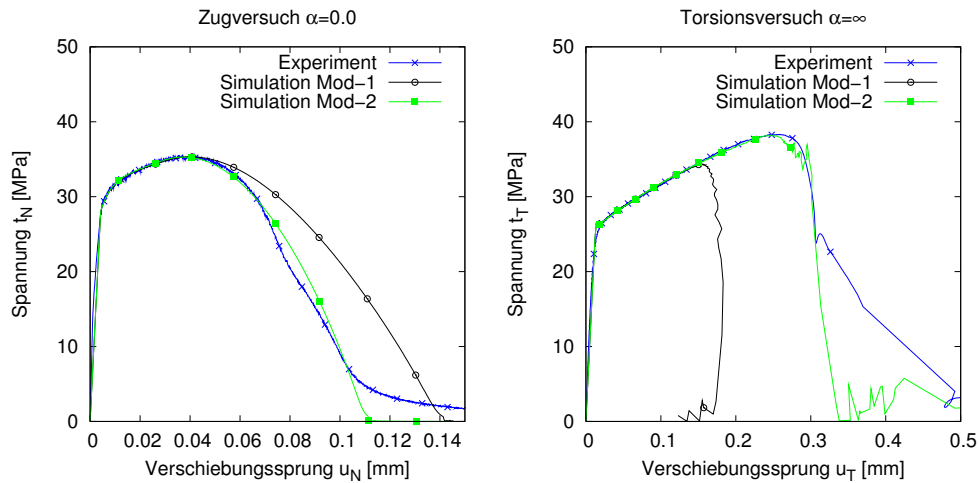


Bild 8: Spannungs/Verschiebungs-Diagramme des kontinuumsmechanischen Materialmodells mit Schnittstellen für Zug- und Torsionsversuch

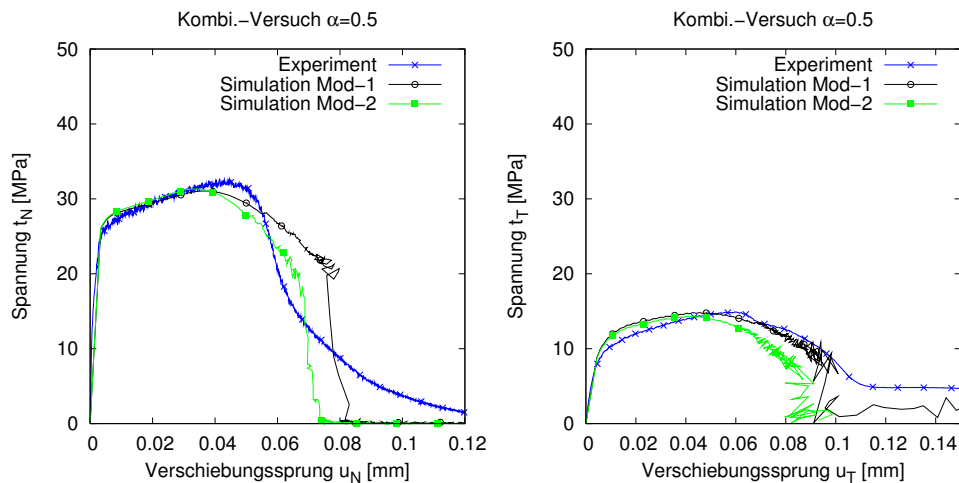


Bild 9: Spannungs/Verschiebungs-Diagramme des kontinuumsmechanischen Materialmodells mit Schnittstellen für Kombinationsversuch $\alpha = 0.5$

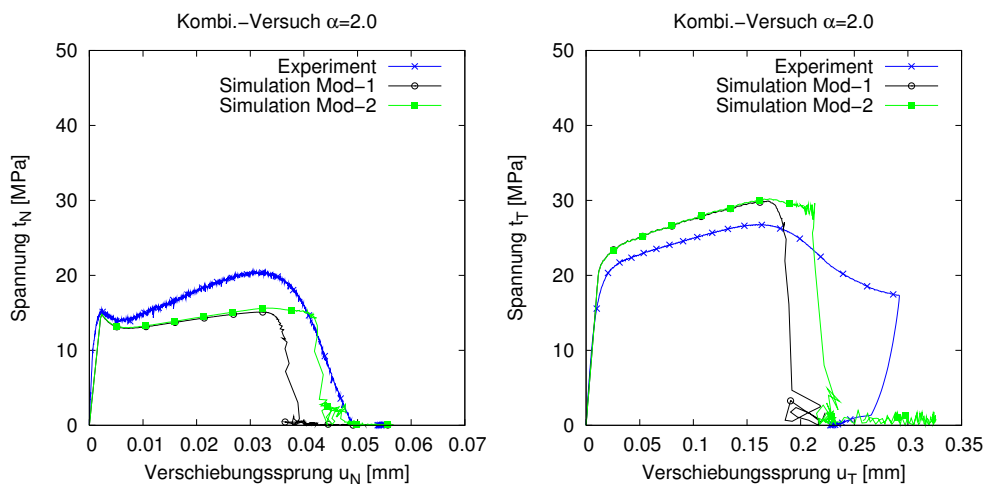


Bild 10: Spannungs/Verschiebungs-Diagramme des kontinuumsmechanischen Materialmodells mit Schnittstellen für Kombinationsversuch $\alpha = 2.0$

4 Elastoplastisches Grenzflächenmodell „Mod-3“

Die Gleichungen der Elastoplastizitätstheorie aus dem Abschnitt 2 werden um den Fall, dass zwei Fließfunktionen eingesetzt werden erweitert, wobei Ecken bzw. Kanten im Bereich der Schnittlinien der Fließfunktionen entstehen [13].

Das hier aufgeführte Materialmodell ist eine konsequente Weiterentwicklung des Modells in [13]. Der Verschiebungssprungvektor

$$\delta = \delta_e + \delta_p \quad (18)$$

lässt sich genauso wie der infinitesimale Verzerrungstensor in einen elastischen und einen plastischen Anteil additiv aufteilen. Gleichzeitig lässt sich die Hyperelastizität auf die Grenzflächenmodelle übertragen [14]. Aus dem elastischen Verschiebungssprungvektor ergibt sich bei linearem Elastizitätsmodell die Grenzflächenspannung zu

$$\mathbf{t} = \mathbf{K} \delta_e \quad (19)$$

mit dem Stofftensor

$$\mathbf{K} = K_N \mathbf{n} \otimes \mathbf{n} + K_T (\mathbf{1} - \mathbf{n} \otimes \mathbf{n}) \quad (20)$$

Dabei repräsentiert K_N die Steifigkeit in Normalenrichtung und K_T in Tangentialrichtung des Interface-Elements. Die Grenzflächenspannung in Gleichung (19) ist im lokalen Interface-Element-Koordinatensystem $\hat{e}_1, \hat{e}_2, \hat{e}_3 = \mathbf{n}$ definiert (Bild 7) und kann somit in eine Normalenkomponente t_N und in eine Tangentialkomponente t_T bezogen auf die Mittelfläche zerlegt werden.

$$\begin{aligned} \mathbf{t} &= \mathbf{t}_N + \mathbf{t}_T \\ \mathbf{t}_N &= (\mathbf{t} \cdot \mathbf{n}) \mathbf{n} = t_N \mathbf{n} \\ \mathbf{t}_T &= (\mathbf{1} - \mathbf{n} \otimes \mathbf{n}) \mathbf{t} = \mathbf{t} - t_N \mathbf{n} = \frac{t_T}{|\bar{\tau}|} \mathbf{n}_T \end{aligned} \quad (21)$$

Wobei sich der Betrag $\bar{\tau} = |\mathbf{t}_T|$ der Tangentialkomponente t_T wie folgt berechnet:

$$\bar{\tau} = \sqrt{\mathbf{t}_T \cdot \mathbf{t}_T} \quad (22)$$

Äquivalent zum Abschnitt 2.3 kann die effektive Grenzflächenspannung

$$\mathbf{t}^{eff} = \frac{\mathbf{t}}{1-D} = \mathbf{K} \delta_e \quad (23)$$

zur Beschreibung des Schädigungsverhaltens des Klebstoffs definiert werden, mit der zwei einfache Fließfunktionen formuliert werden:

$$\Phi^{(1)} = \frac{t_N}{1-D} - s^{(1)} \quad , \quad \Phi^{(2)} = \frac{\bar{\tau}}{1-D} + \mu \frac{t_N}{1-D} - s^{(2)} \quad (24)$$

mit den prozessabhängigen Festigkeiten $s^{(i)}$ (Bild 11).

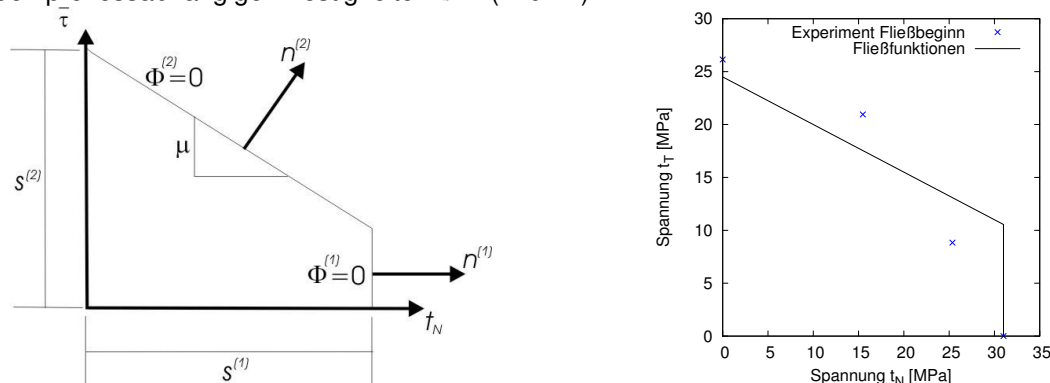


Bild 11: Schematische Darstellung der Fließfunktionen in der Normal-/Schubspannungs-Ebene (linkes Diagramm); Anpassung der Fließfunktionen an den experimentellen Fließbeginn (rechtes Diagramm)

Dabei wird von nichtassozierten Fließregeln mit den nichtlinearen plastischen Potentialen $\Psi^{(i)}$ ausgegangen, wie sie auch für das 3D Kontinuumsmodell von SCHLIMMER Verwendung finden [5]. Bei gleichzeitig aktiver Belastung beider Fließvorgänge kann die plastische Gesamtvergleichsdehnrate

$$\dot{\gamma} := \sqrt{(\dot{\nu}^{(1)})^2 + \alpha_0(\dot{\nu}^{(2)})^2} \quad (25)$$

mit einem Wichtungsfaktor α_0 eingeführt werden. Die Evolutionsgleichung der Verfestigungsspannung

$$\dot{s}^{(i)} := h_{hard}^{(i)} \dot{\gamma} \quad (26)$$

in Gleichung (24) ist damit eindeutig bestimmbar. Die formative Verfestigung wird über zwei unterschiedliche lineare Verfestigungswerte für die jeweiligen Fließfunktionen abgebildet. Mit den oben dargestellten Ansätzen ist es möglich, das elastoplastische Materialverhalten des Klebstoffs bezogen auf eine Grenzfläche näherungsweise zu beschreiben. Die Entfestigung und Schädigung der Grenzfläche wird mittels eines schadensmechanischen Modells erfasst. Aus diesem Grund werden die konstitutiven Gleichungen durch eine weitere Schädigungsfläche

$$F_{init} = \left\langle \frac{t_N^{eff}}{s_M^{(1)}} \right\rangle^{n_1} + \left(\frac{\tau^{eff}}{s_M^{(2)}} \right)^{n_2} - 1 \quad (27)$$

im Sinne der Bruchmechanik erweitert [15]. Die hierfür notwendige Schädigungsvariable

$$\dot{D} := \begin{cases} 0 & \text{für } F_{init} < 0 \\ \hat{D} \dot{\gamma} & \text{für } F_{init} \geq 0 \end{cases} \quad (28)$$

besitzt die gleichen Merkmale wie die Fließregel für die Plastizität.

Die Ratenabhängigkeit für das elastoplastische Grenzflächenmodell wird ebenfalls nach dem empirischen Ansatz von JOHNSON und COOK wie in Abschnitt 2.2 über die Anfangsfließspannung $s_0^{(i)}$ und dem Spannungsmaximum $s_M^{(i)}$

$$s_0^{(i)} = \hat{s}_0^{(i)} \left(1 + C \ln \left\langle \frac{\dot{\delta}_v}{\dot{\delta}_0} \right\rangle \right), \quad s_M^{(i)} = \hat{s}_M^{(i)} \left(1 + C \ln \left\langle \frac{\dot{\delta}_v}{\dot{\delta}_0} \right\rangle \right) \quad (29)$$

mittels einer definierten Vergleichsdehnrate

$$\dot{\delta}_v := \sqrt{(\dot{\delta}_1)^2 + (\dot{\delta}_2)^2 + (\dot{\delta}_3)^2} \quad (30)$$

beschrieben.

Für die Bestimmung der Materialparameter – siehe in Bild 12 – dienen die Rohrprobenversuche aus Abschnitt 2.4. Zur Validierung des Materialverhaltens (siehe Abschnitt 5) müssen weitere geeignete Experimente durchgeführt werden. Zur Beurteilung der Güte des Materialmodells und der identifizierten Parameter wird mit dem obigen FE-Modell der Rohrprobenversuch nochmals nachgerechnet. Vorteilhaft ist bei Verwendung von zwei Fließflächen die getrennte Betrachtung von entweder reinem Zug oder reinem Schub.

$K_N \left[\frac{MPa}{mm} \right]$	$K_T \left[\frac{MPa}{mm} \right]$	$\hat{s}_0^{(1)} [MPa]$	$\hat{s}_0^{(2)} [MPa]$	$h_{hard}^{(1)} \left[\frac{MPa}{mm} \right]$	$h_{hard}^{(2)} \left[\frac{MPa}{mm} \right]$
8942.9	3038.5	31.0	24.5	140.0	80.0
$\alpha_0 [-]$	$\mu [-]$	$\beta [-]$	$\hat{D} [-]$	$\hat{s}_M^{(1)} [MPa]$	$\hat{s}_M^{(2)} [MPa]$
0.70	0.45	0.52	30.0	38.0	37.5
$n_1 [-]$	$n_2 [-]$	$\dot{\delta}_0 [mm/s]$	$C [-]$		
1.3	2.0	$0.3e - 4$	0.076		

Bild 12: Materialparameter für das elastoplastische Grenzflächenmodell

Im ersten Durchgang ist allein der Zugfall mit $\alpha=0.0$ Gegenstand der Betrachtung, dargestellt im linken Diagramm in Bild 13. Die Materialparameter K_N , $\hat{s}_0^{(1)}$, $h_{hard}^{(1)}$, $\hat{s}_M^{(1)}$ und \hat{D} (Bild 12) können mittels einer direkten Identifikation bestimmt werden [1]. Der reine Schubversuch $\alpha=\infty$ in Bild 13 (rechtes

Diagramm) liefert die entsprechenden Parameterwerte K_T , $\hat{s}_0^{(2)}$, $h_{hard}^{(2)}$, $\hat{s}_M^{(2)}$ und α_0 für die Tangentialkomponente des Interface-Materialmodells (Bild 12). Der Schädigungswert \hat{D} kann auch am Schubversuch identifiziert werden kann. Die beiden Versuche lassen sich mit den gewählten Materialparametern gut approximieren.

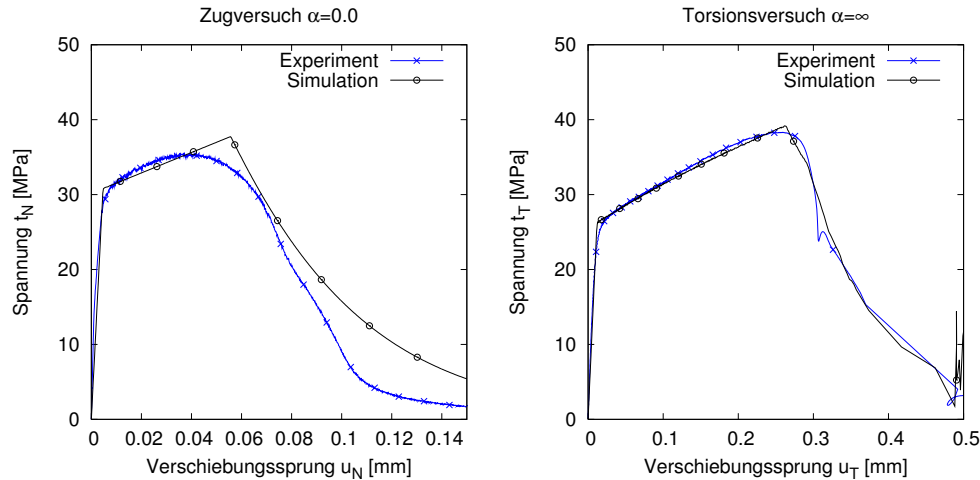


Bild 13: Spannungs/Verschiebungs-Diagramme des elastoplastischen Grenzflächenmodells für den Zug- und Torsionsversuch

Der Parameter μ (Bild 12) kann als Reibkoeffizient des COULOMB'schen Reibmodells interpretiert werden und beschreibt die übertragbare Schubspannungserhöhung infolge Normalkraft auf der Fläche. Er ermittelt sich aus der Interpolation der Fließbeginnpunkte für die kombinierten Beanspruchungen in der Normal-Schubspannungs-Ebene, in dem rechten Diagramm in Bild 11. Die nun vollständige Bestimmung der Parameter für den Zug bzw. Schubfall ermöglicht die Identifikation der Materialparameter β , n_1 , n_2 anhand der Kombinationsversuche $\alpha=0.5$ und $\alpha=2.0$ in den Bildern 14 und 15. Stehen keine Kombinationsversuche zur Verfügung, können die Materialparameter in erster Näherung wie folgt gewählt werden [15]:

$$\begin{aligned}\mu &= \beta = 0.4 \div 0.5 \\ n_1 &= n_2 = 2.0\end{aligned}\tag{31}$$

Die Ratenabhängigkeit für das elastoplastische Grenzflächenmodell wird äquivalent zum 3D-Kontinuumsmodell beschrieben, dessen Parameter aus dem Bild 3 übernommen werden. Die Bezugsdehnrates $\dot{\epsilon}_0$ (Bild 3) muss jedoch für das Grenzflächenmodell auf eine Bezugsverschiebungssprungrate $\dot{\delta}_0$ (Bild 12) mit der nominellen Klebschichtdicke von $d_k = 0.3\text{ mm}$ bezogen werden. In Bild 14 sind die Verläufe für den Kombinationsversuch $\alpha = 0.5$ mit den Parametern aus Bild 12 dargestellt.

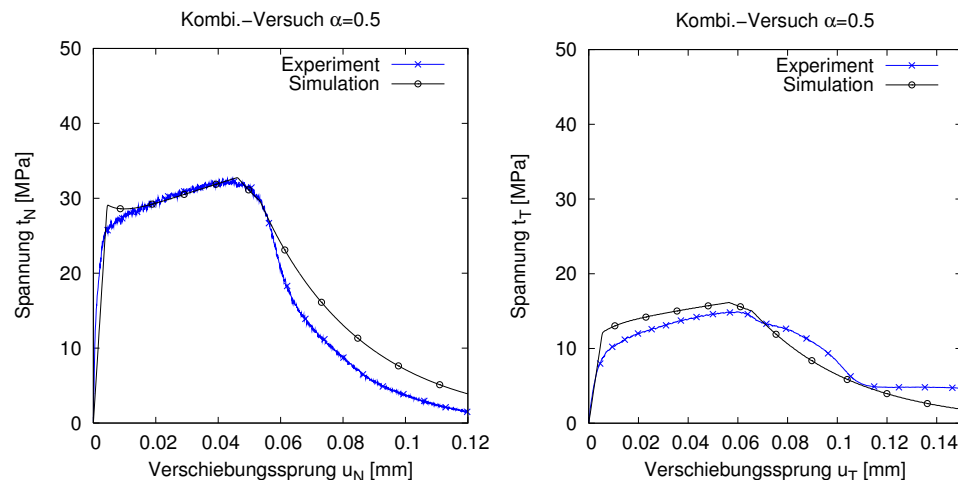


Bild 14: Spannungs/Verschiebungs-Diagramme des elastoplastischen Grenzflächenmodells für den Kombinationsversuch $\alpha = 0.5$

Die elastischen Bereiche stimmen für die Normal- und Tangentialrichtung annähernd mit den Experimenten überein. Der Fließbeginn wird für die Normalenrichtung erreicht und für die Tangentialrichtung überschätzt. Die anschließende Verfestigung stimmt mit der Steigung für beide Fälle näherungsweise mit den experimentellen Kurven überein. Die berechneten Spannungs/Verschiebungssprung-Verläufe für den Kombinationsversuch $\alpha = 2.0$, dargestellt in Bild 15, zeigen ähnliche Diskrepanzen zum realen Materialverhalten wie schon das 3D-Kontinuumsmodell in Abschnitt 2.4. In der Normalenrichtung wird das Spannungsmaximum etwas unterschritten und in der Tangentialrichtung überschätzt.

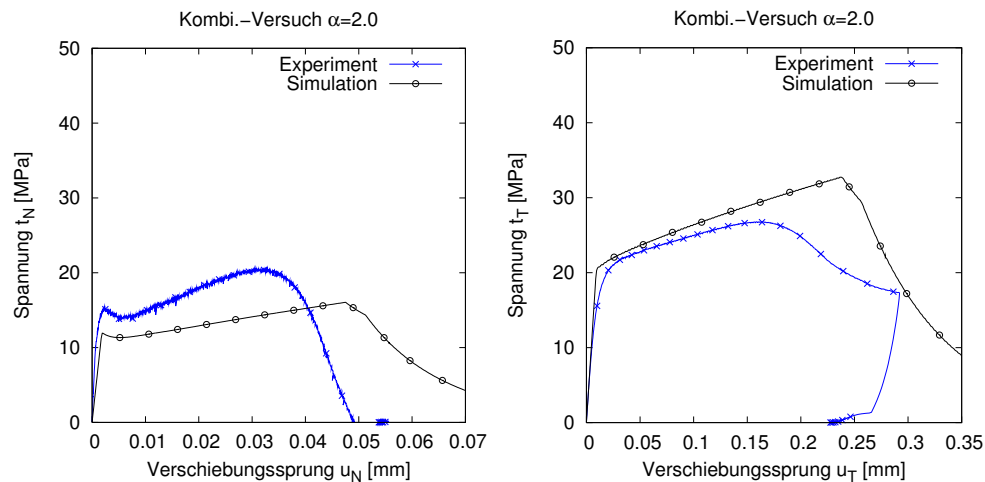


Bild 15: Spannungs/Verschiebungs-Diagramme des elastoplastischen Grenzflächenmodells für den Kombinationsversuch $\alpha = 2.0$

5 Validierung

5.1 KS2-Probe

Die Kopfzug-Scherzug Probe, kurz KS2-Probe, ist für Klebverbindungen am Laboratorium für Werkstoff- und Fügetechnik (LWF) der Universität Paderborn entwickelt worden [1]. Die in Bild 16 dargestellte Probe besteht aus zwei, zu einem U-Profil geformten Stahlblechstreifen, die ihrerseits durch den Klebstoff Betamate 1496 verklebt sind. Dabei wird die Klebschichtdicke von 0.3 mm durch Teflonstreifen und die Ausbildung der Klebnaht zu den Seiten der KS2-Probe durch die Geometrie des Spatels exakt vorgegeben.

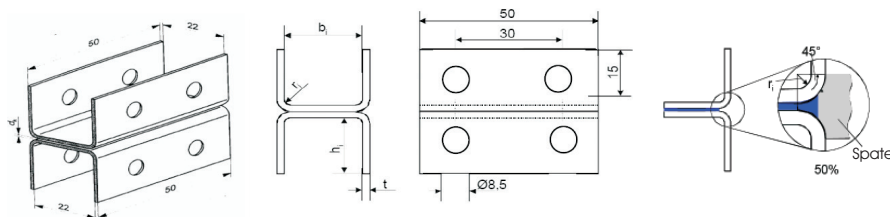


Bild 16: KS2-Probengestaltung und Ausbildung der Klebschicht [1]

Der Einsatz von vier verschiedenen Prüfkörperaufnahmen ermöglicht eine definierte Untersuchung der Klebstoffverbindung unter verschiedenen Lasteinleitungswinkeln bei quasistatischer oder dynamischer Beanspruchung (Bild 17). Die Prüfung bei einem Lastwinkel von 90° entspricht dem Versuchsaufbau einer kurzen Schälzugprobe. Im Gegensatz dazu ist der Spannungszustand beim Lastwinkel von 0° vergleichbar mit dem aus dem Zugscherversuch. Weiterhin ermöglichen die Kombinationen 30° und 60° ein Beanspruchungskollektiv, wie es in realen verklebten Fahrzeugbauteilstrukturen vorkommt.

Die Datenaufnahme der Bauteilverformung der Fügebauteile erfolgt mittels optischer Verformungsmessung, basierend auf dem Grauwertkorrelationsverfahren, direkt in der Nähe der Klebschicht, um Störeinflüsse durch die begrenzte Maschinensteifigkeit auszuschließen. In den Bildern 19 und 20 sind die experimentellen Kraft/Weg-Verläufe der KS2-Versuche für eine quasi statische Belastung von 10 mm/min aufgeführt.

Eine realitätsgetreue Abbildung der KS2-Probe mit all ihren Aufbauten aus dem Experiment ist nur bedingt nötig. Gegenstand der Untersuchung sind die Kraftverschiebungsverläufe direkt an der Ober- und Unterseite der KS2-Probe. Wie in Bild 18 dargestellt, kann aus Gründen der Symmetrie die Abbildung der Probe auf die Darstellung lediglich einer Hälfte beschränkt werden. Die Knoten auf der Symmetrielinie werden dann mit bestimmten Randbedingungen versehen. Die translatorischen Freiheitsgrade in Normalenrichtung zur Symmetrieffläche werden unterdrückt. Das Werkstoffverhalten der Stahlbleche wird mittels eines in LS-DYNA vorhandenen Materialmodells elastoplastisch dargestellt.

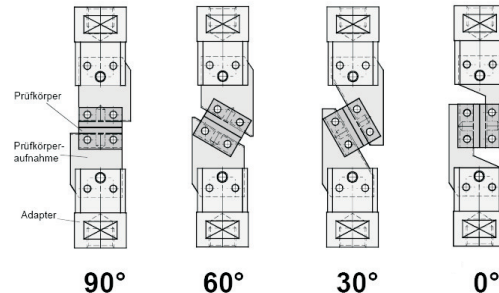


Bild 17: Anordnung der Prüfkörperaufnahmen der KS2-Probe für die vier Belastungsarten [1]

Dabei werden die Stahlbleche mittels Volumenelementen mit einer mittleren Kantenlänge von ca. 1.5mm modelliert. Es befinden sich jeweils drei Elementreihen über die Blechdicke. Die Befestigungslöcher in den Stahlproben für die Verschraubungen werden nur als rechteckige Aussparungen erfasst (siehe Bild 18 rechts). Die Geometrie der Bohrungen ist für das Verformungsverhalten des Blechs in der Nähe der Klebung nicht entscheidend, so dass aus Gründen der FE-Vernetzung eine vereinfachte Form gewählt wird. Die massiven Einspannvorrichtungen aus dem Experiment (Bild 17) werden durch zwei flache, spiegelsymmetrische Starrkörper modelliert (grün und blau dargestellte Elemente im Bild 18 links). Diese Starrkörper gewähren eine äquivalente Führung des Stahlblechs wie im experimentellen Versuchsaufbau. Die eigentliche Fixierung des Bleches erfolgt durch die Schrauben, die ebenfalls als Starrkörper ausgebildet und jeweils Teil der oberen bzw. unteren Einspannvorrichtungen in der Simulation sind. Durch den Kontakt mit einem Reibkoeffizienten von 0.9 zwischen den einzelnen Starrkörpern und dem Stahlblech wird der Einfluss der Klemmung idealisiert berücksichtigt. Die Einspannbacken der KS2-Probe sind im Experiment durch zwei auf der Lastachse liegenden momentenfreien Gelenke an die Prüfmaschine verbunden. Die exakte Position dieser Gelenke wird im FE-Modell mittels EXTRA-NODES für den entsprechenden Starrkörper (Spannbacke) realisiert. Die konstante Prüfgeschwindigkeit wird auf den EXTRA-NODE des oberen Starrkörpers (blaue Elemente im linken Bild 18) aufgebracht, wobei die Freiheitsgrade des zusätzlichen Knotens des unteren Starrkörpers (grüne Elemente) translatorisch zu Null gesetzt werden. Die Klebschicht ist zur genauen Abbildung der Abschälung mit Volumen- bzw. Interface-Elementen fein diskretisiert (ca. 1mm Kantenlänge) und ihre Anbindung an die Stahlblechelemente erfolgt mittels TIED-Kontakt.

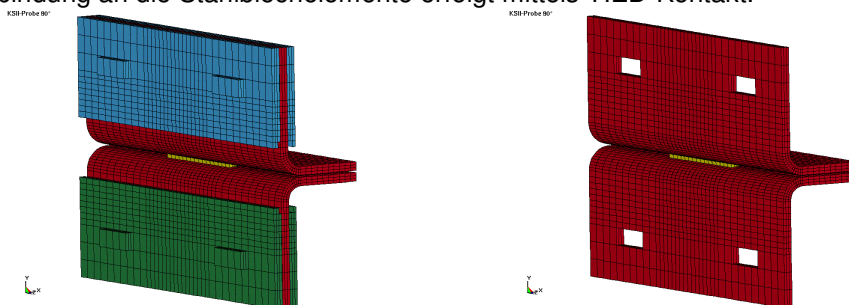


Bild 18: Modellierung der KS2-Probe mittels LS-DYNA

Im Bild 19 sind die Kraft/Weg-Verläufe für die Belastungswinkel 0° und 30° für alle vier Modellvarianten dargestellt. Der Belastungswinkel 0° (linkes Bild 19) gleicht einer reinen Schubbeanspruchung und die simulierten Verläufe entsprechen näherungsweise dem aus den Experimenten, wobei die Experimente eine deutliche Streuung aufweisen. Die Simulation mit dem Grenzflächenplastizitätsmodell „Mod-3“ weicht etwas von den Ergebnissen der anderen Simulationen insbesondere im überkritischen Bereich ab. Grund hierfür ist die Materialparameteridentifikation bei einem festen Klebstoffdickenverhältnis. Die über die Simulation veränderliche Klebschichtdicke wird bei dem elastoplastischen Grenzflächenmodell „Mod-3“ nicht erfasst. Nur das aus den Grundversuchen fest vorgegebene Klebschichtdickenverhältnis von 0.2mm wird auch für die Validierung (KS2-Probe und T-Stoss jeweils mit einer Klebschichtdicke von 0.3mm) des Materialmodells „Mod-3“ berücksichtigt. Dahingegen verwenden die

Volumen- „Solid“ und Interface-Elemente mit den Schnittstellen „Mod-1“ und „Mod-2“ die für den Zeitschritt aktuelle Klebschichtdicke. Beim Belastungswinkel von 30° (rechtes Bild 19) findet in der KS2-Probe eine kombinierte Schub- und Schälbeanspruchung statt. Der Schubanteil überwiegt in dieser Versuchsanordnung. Das Grenzflächenmodell „Mod-3“ gibt näherungsweise von allen vier Simulationen das Experiment am besten wider. Die Diskrepanz liegt in der Tatsache begründet, dass die Beanspruchung des 30° KS2-Versuchs nahezu äquivalent zu jenem im Rohrprobenversuch mit $\alpha=2.0$ ist. Bei der Rohrprobe mit $\alpha=2.0$ zeigen jedoch alle Rechenergebnisse die größten Abweichungen im Zugbereich, wo die maximale Zugspannung in der Simulation unterhalb der Messdaten des Experiments liegt (siehe Bilder 6, 10 und 15). Die geringe Zugspannung in der Analyse bewirkt ein schnelleres Entfestigen in der Rechnung als im Experiment der KS2-30°-Probe (siehe Bild 19 rechts).

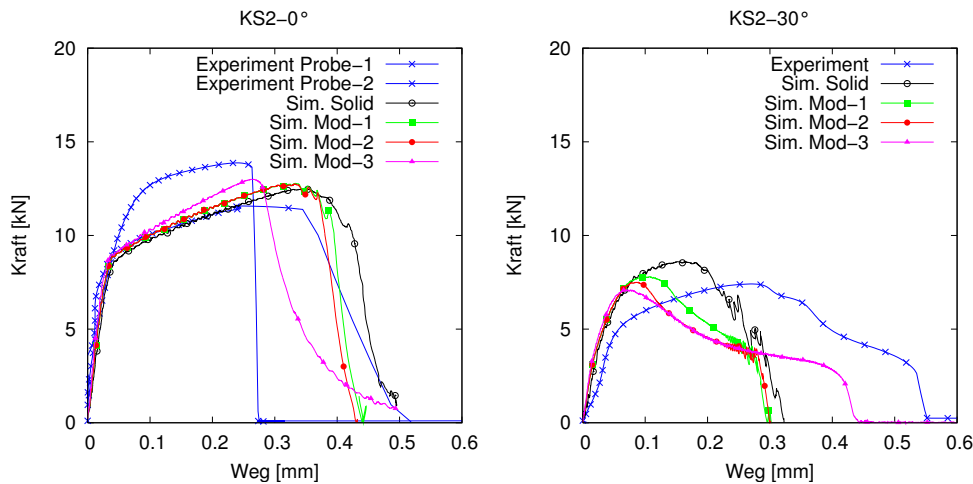


Bild 19: Kraft/Weg-Verläufe der KS2-Probe aus Experiment und Simulationen für die Belastungswinkel 0° und 30°

Die Ergebnisse der Fälle mit Belastungswinkel 60° und 90° sind für alle Materialmodelle im Bild 20 aufgeführt. Der Belastungswinkel 60° ist, wie beim 30°-Fall, eine Kollektivbelastung (linkes Bild 20). Der einzige Unterschied besteht darin, dass hier der Schälzuganteil überwiegt. Es kommt hier zwar zu einer Unterschätzung des Kraftmaximums, dennoch ist der experimentelle Kurvenverlauf besser prognostizierbar. Eine befriedigende Übereinstimmung der Simulationen mit dem Experiment stellt sich auch bei einem Belastungswinkel von 90° ein (Bild 20 rechts). Alle Materialmodelle zeigen ähnliche Kraftmaxima und „Kraftplateaus“. Das Bild 20 verdeutlicht die Schwächen der linearisierten Schnittstelle „Mod-1“, die das Versagen der Klebschicht für den 60° bzw. 90°-Fall überschätzt.

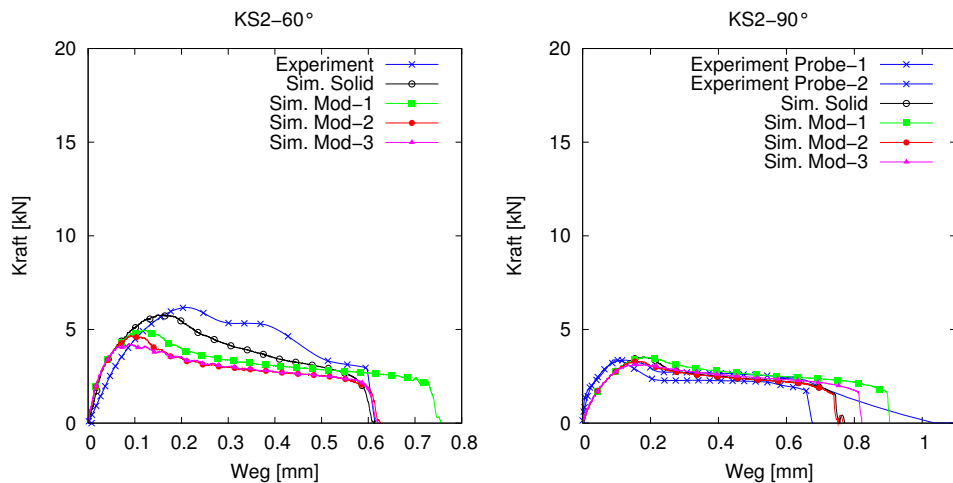


Bild 20: Kraft/Weg-Verläufe der KS2-Probe aus Experiment und Simulationen für die Belastungswinkel 60° und 90°

5.2 T-Stoss

Die Versuche am T-Stoss sind, ebenso wie jene an den KS2-Proben im Laboratorium für Werkstoff- und Fügetechnik (LWF) der Universität Paderborn durchgeführt worden [1]. Der Aufbau und die

Randbedingungen der Versuchsanordnungen für die quasistatische und dynamische Belastung werden kurz beschrieben.

5.2.1 Quasistatische Belastung

Der T-Stoss ist vollständig aus 1.2mm starkem Stahlblech gefertigt. Die einzelnen Komponenten der beiden Holme sind mittels Punktschweißverfahren verbunden worden. Nur der Fügebereich zwischen den beiden Holmen ist mit einer ca. 0.3mm dicken Klebschicht versehen. Die so gewählte Anordnung der Klebnaht und die Geometrie bewirken nur ein Versagen der Klebschicht und nicht der Holme bzw. der anderen Fügeverbindungen.



Bild 21: Aufbau des quasistatischen Versuchs mit Hydraulikeinheit (linkes Bild) und des dynamischen Versuchs am T-Stoss mittels eines Impaktors (rechtes Bild) [1]

Die Einspannung des T-Stosses auf die Grundplatte des Versuchsaufbaus erfolgt mit zwei massiven Spannvorrichtungen, die den unteren Querholm an seinen beiden Enden fixieren (siehe Bild 21). Der obere Holm (Querträger) wird über einen Linearzylinder belastet, der durch ein momentenfreies Lager mit dem Holm verbunden ist. Die Belastungsgeschwindigkeit beträgt ca. 5mm/s . Der Linearzylinder, der mit einer Kraftmessdose und einem Wegaufnehmer ausgestattet ist, wird durch eine Feder quer zur Bewegungsrichtung gehalten, um Einflüsse des Eigengewichts des Linearzylinders auf den T-Stoss zu vermeiden. Die Gestalt des T-Stosses und die prinzipielle Anordnung der einzelnen Komponenten sind im Bild 21 links dargestellt.

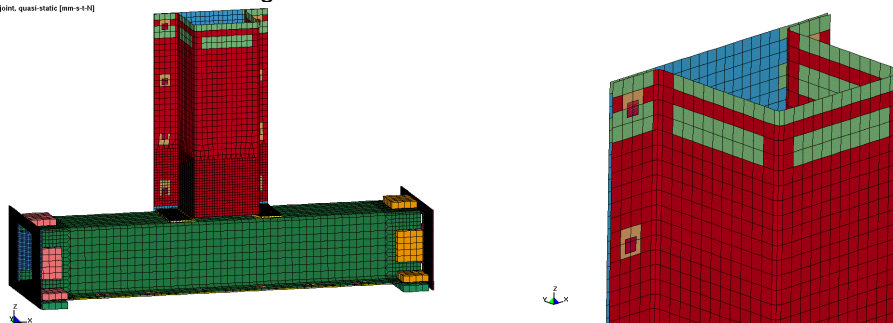


Bild 22: Simulationsmodell in LS-DYNA für die quasi-statische Beanspruchung des T-Stosses

Die Holme des T-Stosses werden innerhalb des FE-Modells mit Schalenelementen in der Blechmittelebene modelliert – dargestellt im Bild 22 links. Die Elementkantenlänge beträgt ca. 5mm außer im Bereich der Klebschicht, wo nur der obere Holm mit einer Kantenlänge von 2mm feiner vernetzt worden ist. Das Materialverhalten für die Stahlbleche wird linear elastisch und mit dehnratenabhängiger VON MISES Plastizität postuliert. Die Schweißpunkte werden jeweils mit einem Volumenelement (Kantenlänge 4mm) und mit einem linear elastischen Materialverhalten für Stahl approximiert. Dabei erfolgt die Anbindung der Schweißpunktelemente mit den Schalenelementen mit einem sogenannten TIED-Kontakt. Die Interface-Elemente, welche die Klebschicht diskretisieren, werden ebenfalls mit dem gleichen Kontakt an die Schalenelemente angebunden. Die beiden Enden des unteren Holms sind im Versuch mit Klemmen eingespannt und werden durch innen- und außenliegende Starrkörper, sog. RIGIDBODYS, approximiert (Vergleiche Bild 21 mit Bild 22 und 23). Die Verschiebungsfreiheitsgrade der Starrkörper werden translatorisch sowie rotatorisch im Schwerpunkt der einzelnen Körper zu Null gesetzt. Die Schalenelemente des unteren Holms werden aus Gründen des Kontakts zwischen den Klemmhaltern in dem FE-Modell mit einer Kantenlänge von 2mm versehen. Der Reibkoeffizient μ_R für den Kontakt zwischen dem Blech und den Klemmhaltern wird mit 0.9 angenommen. Die Schraubenvorspannkraft F_V der Klemmen wird für alle Simulationsmodelle zu Null gesetzt. Anstelle der Schrau-

benkraft wird die Differenzverschiebung vom äußeren zum inneren Starrkörper konstant gehalten. Die Ergebnisse einer weiterführenden Parameterstudie bezüglich der Einflüsse der Schraubenvorspannkraft F_V und der Reibkoeffizienten μ_R für die Klemmhalter werden für den dynamischen T-Stoss unten vorgestellt (siehe hierzu Abschnitt 5.2.2 und Bild 29). Der untere Träger ist somit über Kontakt gelagert und nicht wie im Sinne der Mechanik „ideal starr eingespannt“. Die Lasteinleitung durch die Hydraulikeinheit wird nicht vollständig abgebildet, sondern die oberen Schalenelemente (hellgrün) des oberen Holms sind als Starrkörper mit einem zusätzlichen Knoten, der im Mittelpunkt des Gelenkes des Hydraulikzylinders liegt, ausgeführt (rechtes Bild 22). Auf diesen Knoten kann dann die Verschiebung oder Geschwindigkeit des Hydraulikzylinders aufgebracht werden, so dass eine vollständige Abbildung des Zylinders entfallen kann.

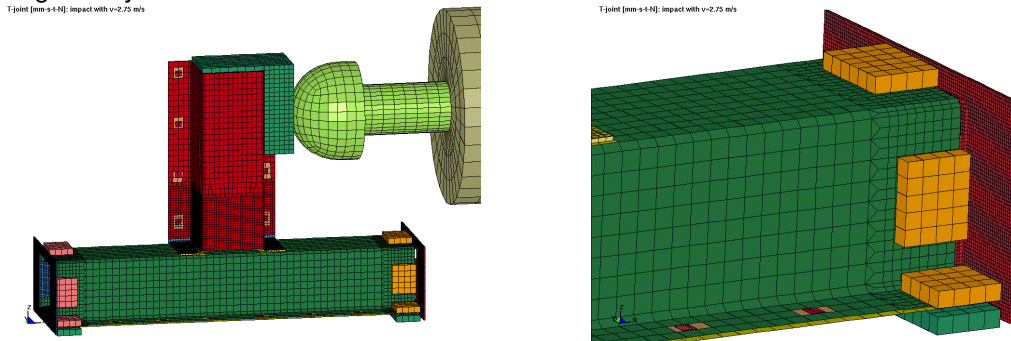


Bild 23: FE-Modell des T-Stosses für dynamische Belastung mittels Impaktor (linkes Bild) und Aufbau der Einspannung des unteren Blechholms (rechtes Bild)

Im Bild 24 sind drei experimentelle und drei simulierte Kraft/Weg-Verläufe mit den unterschiedlichen Modellvarianten aufgetragen. Die Experimente zeigen eine deutliche Streuung vor allem im Bereich der Entfestigung des Klebstoffs. Alle Simulationen weisen trotz abweichender Modellstrategie einen ähnlichen Verlauf auf. Das Kraftmaximum wird dabei näherungsweise erreicht, aber die Steifigkeit in den Simulationen wird überschätzt. Das anschließende Kraftplateau und die Entfestigung werden im Rahmen der experimentellen Streuung von allen drei Simulationen gut wiedergegeben.

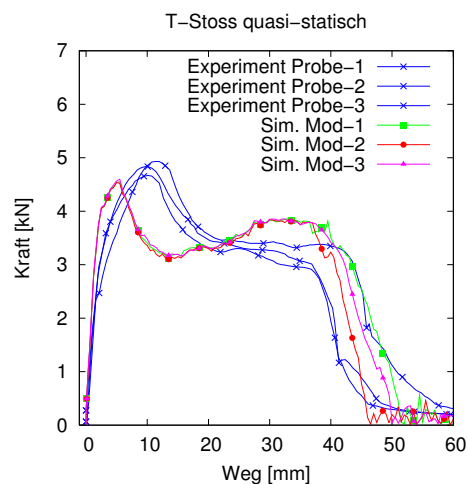


Bild 24: Vergleich der simulierten Kraft/Weg-Verläufe (Weg des Hydraulikzylinders) des T-Stosses bei quasistatischer Beanspruchung

5.2.2 Dynamische Belastung

Für die Versuche unter dynamischer Belastung wird der Linearzylinder durch ein Prallelement ersetzt (siehe rechtes Bild 21 und Bild 23). Weiterhin wird ein Schlitten mit kugelförmigem Impaktor und einer Gesamtmasse von 175kg sowie einer Sollgeschwindigkeit von 2.5m/s eingesetzt. Durch die hohe kinetische Energie wird gewährleistet, dass der Schlitten auch nach dem Aufprall auf den T-Stoss mit konstanter Geschwindigkeit weiter fährt. Das Prallelement soll beim Aufprall des Impaktors eine plastische Verformung des oberen Holms verhindern, so dass nur die Bereiche in der Nähe der Klebverbindung sowie die Klebung selbst einer Verformung unterliegen. Die Kraftmessung erfolgt mittels DMS-Streifen direkt zwischen Impaktor und Schlittenmasse.

Die dynamischen Versuche mit dem T-Stoss sind mit zwei unterschiedlich gestalteten Klebverbindungen durchgeführt worden. Bei der ersten Variante handelt es sich um eine vollflächige Verklebung der Verbindungslaschen zwischen oberem und unterem Holm (Bild 25 links).

Die zweite Variante unterscheidet sich dahingehend von der ersten, dass die hintere Verbindungslasche zum unteren Holm nur noch mit einer Klebung versehen ist, die gerade ein Drittel der Laschenfläche beträgt (Bild 25 rechts). Erwartungsgemäß ist diese Verbindung nicht mehr so steif wie die erste Variante.

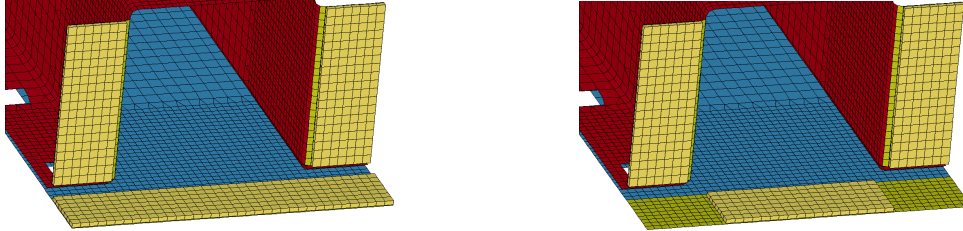


Bild 25: oberer Holm mit einer Klebnaht über die gesamte Flanschlänge (linkes Bild) und mit einer verkürzten Klebnaht (rechtes Bild)

Die Diskretisierung mit den Schalenelementen und die Approximation der Einspannung des unteren Holms mittels Starrkörper sind identisch zum quasistatischen FE-Modell. Nur der Starrkörper im oberen Bereich des oberen Holms wird durch das Prallelement ersetzt – dargestellt im Bild 23 links – das aus Volumenelementen besteht und mit einem linear elastischen Materialverhalten für Aluminium versehen ist. Zusätzlich wird der Impaktor mit der Schlittenmasse ebenfalls aus Volumenelementen und einem elastischen Materialverhalten für Stahl modelliert. Die Schlittenmasse erhält die vorgegebene Sollgeschwindigkeit aus dem Experiment als Anfangsgeschwindigkeit. Die Reibung zwischen dem Prallelement und dem Impaktorkopf wird mit dem COULOMB'schen Modell und einem Reibkoeffizienten von 0.3 berücksichtigt. Die dynamischen Experimente sind mit zwei unterschiedlichen Klebschichtlängen für den hinten Flanschbereich durchgeführt worden. Dieser Unterschied wird durch Löschen der Interface-Elemente in diesen Bereichen berücksichtigt. Die beiden FE-Modellvarianten sind im Bild 25 dargestellt.

Das Simulationsergebnis mit den drei Materialmodellansätzen für die Impaktorversuche fällt ähnlich wie bei der statischen Beanspruchung aus. Beide dynamischen Versuche sind im Bild 26 gezeigt. Die linke Abbildung in Bild 26 zeigt die Kraft/Weg-Verläufe mit der langen, seitlichen Klebnaht. Nach einer Einschwingphase weisen die Simulationen sowie die Experimente ein ausgeprägtes Kraftplateau mit ca. 9kN auf, von wo aus der Abfall der Last-Verschiebungskurve in der Simulation und im Experiment beim endgültigen Versagen der Klebfläche unterschiedlich ist. In der Simulation wird ein etwas früheres Versagen prognostiziert, welches aber durchaus noch im Toleranzbereich liegt.

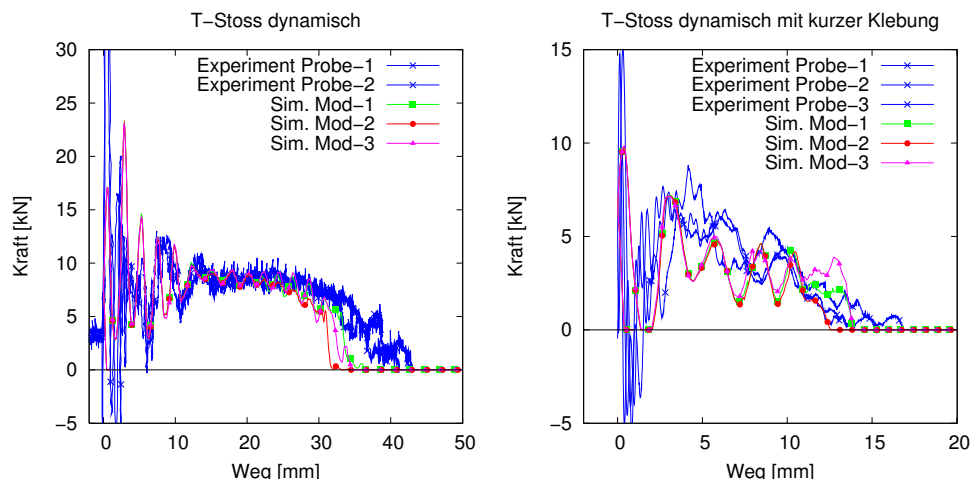


Bild 26: Gegenüberstellung der experimentellen und simulierten Kraft/Weg-Verläufe (Weg des Impaktors) für den T-Stoss mit langer Klebnaht (linkes Bild) und verkürzter Klebnaht (rechtes Bild)

Deutlich bessere Ergebnisse zwischen Simulation und Experiment werden für die Impaktorversuche mit der seitlich verkürzten Klebnaht erzielt (Bild 26 rechts). Der vollständige Versagenspunkt wird in der Simulation exakt beschrieben. Gleichzeitig weisen die experimentellen und simulierten Kraft/Weg-Verläufe einen nahezu gleichen Kraftabfall auf.

Die nachfolgenden Verformungsbilder in den Bildern 27 und 28 sollen ergänzend die Kinematik und das Verformungsverhalten des T-Stosses mit der langen Klebung verdeutlichen.

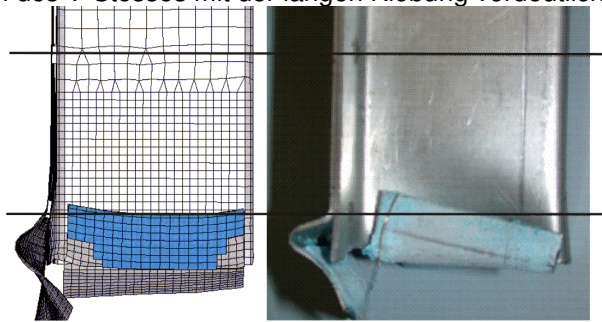


Bild 27: Vergleich der Verformungen des oberen Blechholms aus Simulation und Experiment

Im Bereich der Klebnaht sind starke plastische Deformationen im oberen Blechholm zu verzeichnen. Ein Vergleich des oberen Holms aus der Simulation und dem Experiment, dargestellt im Bild 27, zeigt eine ähnliche Beanspruchung der Bleche im Bereich der Kleblaschen. Auch die starke Falte in der hinteren Lasche wird gut prognostiziert.

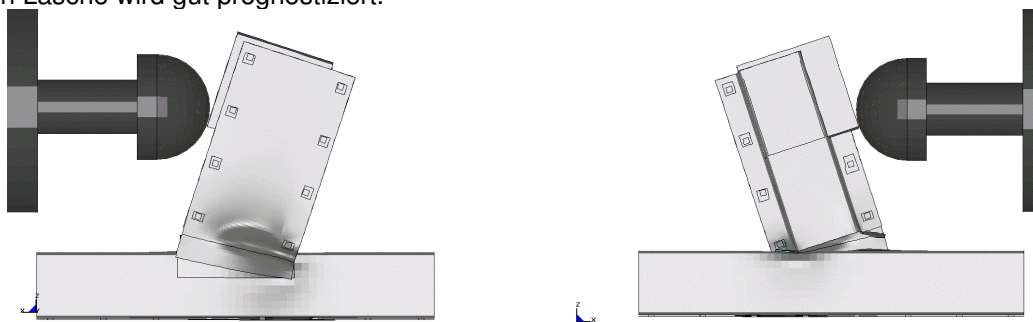


Bild 28: Verformungsbilder des T-Stosses mit langer Klebnaht als Rückansicht (linkes Bild) und Vorderansicht (rechtes Bild)

Abschließend soll der Einfluss der Schraubenvorspannkraft F_V der Klemmhalter und des Reibkoeffizienten μ_R im Kontakt mit Hilfe einer Parameterstudie untersucht werden. Hierzu wird die Schraubenvorspannkraft als eine statische Einzelkraft jeweils normal auf die Starrkörper der Klemmplatten (orange Körper im Bild 23 rechts) aufgebracht. Die Werte $F_V = 23\text{kN}$ und $\mu_R = 0.16$ sind nach [16] bestimmt worden.

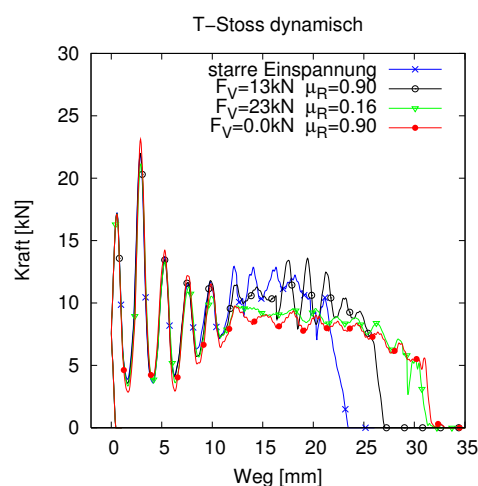


Bild 29: Einfluss der FE-Modellbildung bezüglich der Einspannung des T-Stosses an die Grundplatte

Es wird nur der T-Stoss mit der langen Klebung und der Schnittstelle für die Dehnraten „Mod-2“ in Verbindung mit dem 3D-Kontinuumsmodell untersucht, dargestellt im Bild 29. Die Studie verdeutlicht anhand der simulierten Kraft/Weg-Verläufe folgende Tendenz: je „weicher“ die FE-Modelle der Klemmhalter, desto ausgeprägter und länger ist das Kraftplateau.

6 Zusammenfassung

Um die Crashesicherheit von Fahrzeugen zu optimieren, unterliegen die Fertigungs- und Fügeverfahren einem ständigen Weiterentwicklungsprozeß, der sich auch auf die Berechnungsmodelle der Fügeverbindungen auswirkt. Diese müssen kontinuierlich den steigenden Anforderungen angepasst werden. In LS-DYNA sind mehrere Materialmodelle für die explizite Zeitintegration der Bewegungsgleichungen verfügbar und als benutzerdefinierte „Materialroutinen“ implementiert und untersucht worden. Das kontinuumsmechanische, nichtassozierte Plastizitätsmodell in [5] ist um die Schädigung, Ratenabhängigkeit und verbessertem Druckverhalten ergänzt worden. Dieses modifizierte Plastizitätsmodell ist in der Lage, nur mit einem am Grundversuch identifizierten Materialparametersatz, das Klebstoffverhalten gut zu beschreiben. Weiterhin ermöglichen diverse Schnittstellen die Kopplung des kontinuumsmechanischen Materialmodells mit dem Interface-Element. Vorteil dieser Strategie ist die Nutzung von bestehenden 3D-Materialmodellen mit schon identifizierten Parametern und die verbesserte Recheneffizienz der Interface-Elemente für mittlere und große FE-Modelle, wie z.B. für den T-Stoss. Zur Vereinfachung des räumlichen Kontinuumsmodells ist ein spezielles Materialmodell für die Kinematik des Interface-Modells hergeleitet worden. Es beschreibt das elastoplastische Werkstoffverhalten mittels zweier Fließflächen mit nichtassoziierter Fließregel. Gleichfalls ist es ratenabhängig und mit einem einfachen Schädigungsansatz versehen. Das Grenzflächenmodell eignet sich besonders für die Materialparameteridentifikation. Reicht eine näherungsweise Beschreibung des Klebstoffverhaltens aus, so genügt es, nur die Parameter für den Zug- und den Schubfall entkoppelt voneinander zu identifizieren.

Die Grundversuche an der verklebten Rohrprobe genügen durchaus vollständig zur Bestimmung der geforderten Materialparameter für die einzelnen Modelle. Eine darüber hinaus gehende Versuchsanordnung (KS2, T-Stoss) dient dann lediglich zur Validierung der Modelle.

7 Literatur

- [1] FOSTA-Bericht P676: Methodenentwicklung zur Berechnung von höherfesten Stahlklebverbindungen des Fahrzeugbaus unter Crashbelastung. FOSTA-Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V., Düsseldorf, 2008, siehe www.stahlforschung.de
- [2] Fiolka, M.: Theorie und Numerik volumetrischer Schalenelemente zur Delaminationsanalyse von Faserverbundlaminate. Dissertation, Unidruckerei der Universität Kassel, Kassel, 2008
- [3] Barthel, C.: Numerische und experimentelle Untersuchungen an Klebverbindungen mit gradierter Klebschicht. Dissertation, Shaker Verlag, Aachen, 2008
- [4] Schlimmer, M.: Fließverhalten plastisch kompressibler Werkstoffe. Dissertation, RWTH Aachen, 1974
- [5] Schlimmer, M.: Grundlagen zur Berechnung des mechanischen Verhaltens von strukturellen Klebverbindungen des Fahrzeugbaus, 10th Paderborner Symposium Fügetechnik: Mechanisches Fügen und Kleben, 11.-12.09.2003.
- [6] Mahnken, R., Schlimmer, M.: Simulation of strength difference in elasto-plasticity for adhesive materials. Int. Journal Numerical Meth. Eng., 63, 1461-1477, 2005
- [7] Matzenmiller, A., Gerlach, S., Fiolka, M.: Progressive Failure Analysis of Adhesively Bonded Joints in Crash Simulations. 5th LS-DYNA Anwenderforum, Ulm, 2006
- [8] Kachanov, L.M.: On creep rupture time. IZV Akad. Nauk SSSR, Otd. Techn. Nauk., 8,26-31, 1958
- [9] Borvik, T., Hopperstad, O.S., Berstad, T., Langseth, M.: A computational model of viscoplasticity and ductile damage for impact and penetration. Eur. J. Mech. A/Solid 20, 685-712, 2001
- [10] Johnson, G.R., Cook, W.H.: Fracture characteristic of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. Eng. Fracture Mech., 21 (1), 31-48, 1985
- [11] Feucht, M., Haufe, A., Pietsch, G.: Modelling of Adhesive Bonding. 6th LS-DYNA Anwenderforum, Frankenthal, 2007
- [12] Hallquist, J.D.: LS-DYNA Theoretical Manual. Livermore Software Technology Corporation, Livermore, 2008
- [13] Su, C., Wei, Y.J., Anand, L.: An elastic-plastic interface constitutive model: application to adhesive joints. Int. Journal of Plasticity, 20, 2063-2081, 2004
- [14] Hüttel, C.: Finite-Elemente-Berechnung von Schalen aus spröden Faserverbundwerkstoffen. Universitätsbibliothek Kassel, Kassel, 2001
- [15] Gerlach, S., Fiolka, M., Matzenmiller, A.: Modelling and analysis of adhesively bonded joints with interface elements for crash analysis. 4th LS-DYNA Anwenderforum, Bamberg, 2005
- [16] VDI-Richtlinie 2230: Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubverbindungen