

Modelling and analysis of adhesively bonded joints with interface elements for crash analysis

Sebastian Gerlach, Mark Fiolka, Anton Matzenmiller

Institut für Mechanik, Universität Kassel, Mönchebergstraße 7, 34109 Kassel

Abstract:

Structural bonding with polymer adhesives is becoming more and more accepted in automotive applications in recent years. The development of ductile adhesives, so-called crash-resistant adhesives, aims towards guaranteeing the integrity of structural bonding during large deformations. But there is still a lack of efficient, numerical methods for the simulation of bonded car structures in crashworthiness calculations.

In this contribution the adhesive layers are described by interface elements, which original were developed for the description of delamination processes in composite materials. Instead of an approximation of the three-dimensional stress and strain state by continuum elements, the adhesive is discretized by interface elements, which describe the effective in-situ behaviour of the adhesive between two adherents. Therefore, the constitutive behaviour must be formulated between the interface tractions and the displacement jumps, which represent the differences of the displacement at the surfaces of the adherents.

The theoretical background is given in the presentation to explain the modelling approach and first results for the softening of adhesively bonded plates are given.

Keywords:

Structural bonding, crash analysis, cohesive elements, traction-separation laws

1 Einleitung

Die kraftschlüssige Verbindung von Karosseriebauteilen mit polymeren Klebstoffen findet in den letzten Jahren immer mehr Verbreitung in der Automobilindustrie. Insbesondere die Entwicklung von duktilen Klebstoffen den so genannten „crash-resistenten“ Klebstoffen hat zum Ziel, den Zusammenhalt von Strukturklebung auch bei großen Deformationen zu ermöglichen. Bei der Simulation von geklebten Autokarosserien besteht allerdings zurzeit noch Bedarf, geeignete Modellierungsansätze zu entwickeln, die das Effektivverhalten der Klebverbindung basierend auf einem geeigneten Werkstoff- und Versagensmodell beschreiben.

Die numerische Analyse von geklebten Strukturen erfordert gewöhnlich eine feine Diskretisierung der Klebschichten mit finiten Elementen, um den Spannungszustand in der Verklebung adäquat zu approximieren. Für die Crash-Analyse von Gesamtfahrzeugmodelle sind finite Elemente mit Kantenlängen unter 5 mm unerwünscht, da diese zu einem kleinen kritischen Zeitschritt für die Simulation der Gesamtstruktur führen. Selbst wenn nur ein finites Element in Klebschichtdicke verwendet wird, beträgt die kleinste Elementkantenlänge zwischen 0.1 und 0.5 mm. Der zugehörige Zeitschritt bei Verwendung von klassischen Volumenelementen ist dann für eine praktische Anwendung derartiger Modelle immer noch zu klein, da die Rechendauer einer Gesamtfahrzeugsimulation zu lang ist.

Das Ziel ist es daher, geeignete kinematische Ersatzmodelle zur Beschreibung von Strukturklebungen zu entwickeln, mit denen das globale Verhalten der geklebten Bauteile modelliert werden kann und die den kritischen Zeitschritt in der Gesamtfahrzeugsimulation nicht wesentlich beeinflussen.

Im Rahmen des Forschungsvorhabens „Methodenentwicklung zur Berechnung von höherfesten Stahlklebverbindungen des Fahrzeugbaus unter Crashbelastung (Projekt P676)“, geleitet von der Forschungsgemeinschaft Stahlanwendungsforschung, werden unterschiedliche Lösungsansätze untersucht.

Ein beabsichtigter Lösungsweg basiert auf der Verwendung von Grenzflächenelementen, die auch als „*cohesive element*“ bezeichnet werden. In der Literatur dienen die Grenzflächenelemente ursprünglich zur Beschreibung von Delaminationsprozessen in Faserverbundwerkstoffen. Aufgrund der Analogie von geklebten Stahlbauteilen und geschichteten Faserverbundstrukturen soll der Modellierungsansatz übertragen werden. Bei der konstitutiven Beschreibung der Klebschicht wird nun nicht der dreidimensionale Spannungs- und Verzerrungszustands mit Kontinuumselementen approximiert, sondern durch die Diskretisierung der Klebschicht mit Grenzflächenelementen wird stattdessen das effektive In-Situ-Verhalten der Klebschicht zwischen zwei Fügepartner beschrieben. Das Verhalten der Grenzfläche wird daher als Beziehung zwischen den Grenzflächenspannungen und dem Verschiebungssprungvektor in der Grenzfläche formuliert, der die Differenz der Verschiebungen an den beiden Oberflächen der Fügepartner darstellt.

Im Folgenden werden die theoretischen Grundlagen des Grenzflächenelements sowie zwei unterschiedliche Grenzflächenmodelle aus dem Schrifttum vorgestellt und anschließend zur Simulation von Bruchtests an geklebten Stahlblechen verwendet. Im Rahmen des genannten Forschungsvorhabens stellt diese Studie ein erster Schritt dar, in dem geklärt werden soll, in wie weit die bekannten Grenzflächenmodelle auf die zähmodifizierten Klebstoffe angewendet werden können. Im weiteren Verlauf des Projekts soll ein Grenzflächenmodell entwickelt werden, das insbesondere die speziellen Eigenschaften der „crash-resistenten“ Klebstoffe wie beispielsweise die Dehnratenabhängigkeit berücksichtigt.

2 Grenzflächenelemente

2.1 Virtuelle Arbeit von Körpern mit Grenzfläche

Für die Modellierung von Grenzflächen im Inneren von kontinuierlichen Körpern B muss zu den bekannten inneren und äußeren virtuellen Arbeiten der Anteil aus dem Spannungsvektor \mathbf{t} und dem zugehörigem Verschiebungssprung Δ in der Grenzfläche S hinzugefügt werden.

$$\int_B \tilde{\mathbf{T}} \delta \mathbf{E} dV + \int_S \mathbf{t} \cdot \delta \Delta dS = \int_B \rho \mathbf{k} \cdot \delta \mathbf{u} dV + \int_{\partial B} \mathbf{t}_0 \cdot \delta \mathbf{u} dA \quad (1)$$

Der Verschiebungssprung Δ wird hier ebenso in einem lokalen, orthonormalen Koordinatensystem beschrieben wie auch der Spannungsvektor \mathbf{t} . In der materiellen Darstellung ist $\tilde{\mathbf{T}}$ der zweite Piola-Kirchhoff Spannungstensor, der Vektor \mathbf{k} beschreibt die Volumenkräfte und \mathbf{t}_0 bezeichnet die Oberflächenkräfte.

2.2 Numerik des Grenzflächenelements

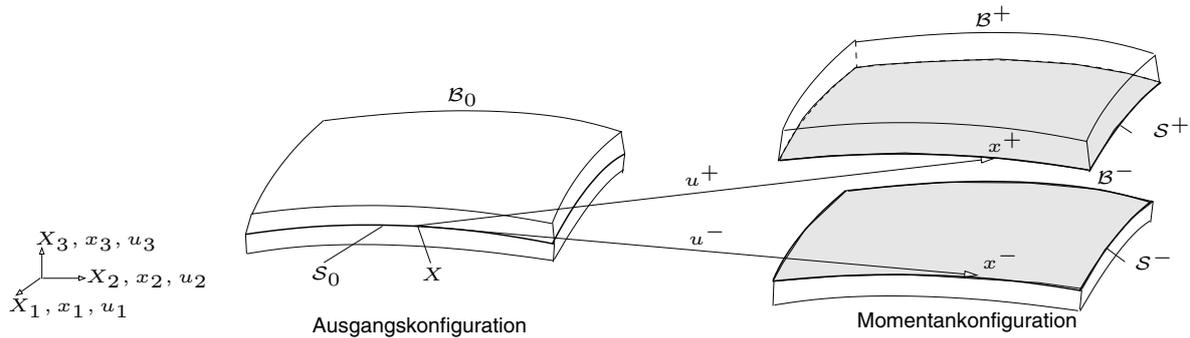


Bild 1: Kinematik der Grenzfläche

Der Operator \mathbf{P} transformiert zwischen dem virtuellen Verschiebungssprung $\delta\Delta$ und den global definierten virtuellen Verschiebungen $\delta\mathbf{u}^+$ und $\delta\mathbf{u}^-$ an der oberen und unteren Seite der Grenzfläche.

$$\delta\Delta = \mathbf{A}^T \mathbf{N} \delta\mathbf{u}^+ - \mathbf{A}^T \mathbf{N} \delta\mathbf{u}^- = \mathbf{P} \begin{bmatrix} \delta\mathbf{u}^+ \\ \delta\mathbf{u}^- \end{bmatrix} \quad (2)$$

Die Matrix \mathbf{A} markiert eine orthogonale Transformation der Verschiebungsvektoren zwischen dem lokalen Koordinatensystem in der Grenzfläche und dem globalen Koordinatensystem der Strukturberechnung. Die inneren Elementknotenkräfte \mathbf{f} in der Grenzfläche S ergeben sich mit den bilinearen Formfunktionen \mathbf{N} im isoparametrischen Einheitsraum aus dem zweiten Summanden der linken Seite von Gl.(1) zu:

$$\mathbf{f} = \int_{-1}^{+1} \int_{-1}^{+1} \mathbf{P}^T \mathbf{t} \det\mathbf{J} d\xi d\eta \quad (3)$$

mit $\det \mathbf{J}$ als Jacobi-Determinante. Für die Nachgiebigkeit der Grenzfläche wird zunächst ein Werkstoffmodell der linearen Elastizität eingeführt.

$$\mathbf{t} = \mathbf{D}\Delta; \text{ mit } \mathbf{D} = \frac{\partial \mathbf{t}}{\partial \Delta} \quad (4)$$

Der 3x3-Elastizitätstensor \mathbf{D} des Grenzflächenmodells ist nur auf der Hauptdiagonalen mit Steifigkeitskennwerten der Grenzfläche in den drei möglichen Translationsrichtungen besetzt. Die inneren Kräfte gemäß Gl. (3) werden linearisiert. Unter Ausnutzung des Werkstoffmodells von Gl. (4) ergibt sich die Elementsteifigkeitsmatrix \mathbf{k} des Grenzflächenelements.

$$\mathbf{k} = \int_{-1}^{+1} \int_{-1}^{+1} \mathbf{P}^T \mathbf{D} \mathbf{P} \det\mathbf{J} d\xi d\eta \quad (5)$$

2.3 Kohäsivzonenmodell

Die drei Steifigkeitskennwerte der konstitutiven Matrix \mathbf{D} stehen über ein Rissmodell in Beziehung mit den drei bekannten Bruchmoden der Bruchmechanik. Von Barenblatt [1] ist ein Rissmodell für ideal sprödes Materialverhalten entwickelt worden, wo Kohäsivkräfte zwischen den Rissoberflächen wirken. Die Rissenden schließen glatt und die Ausdehnung der Kohäsivzone ist klein gegenüber der Risslänge - siehe Bild 3. Der Verlauf der Kohäsivspannungen \mathbf{t} in Abhängigkeit von der Rissöffnung Δ in der Kohäsivzone wird angenommen.

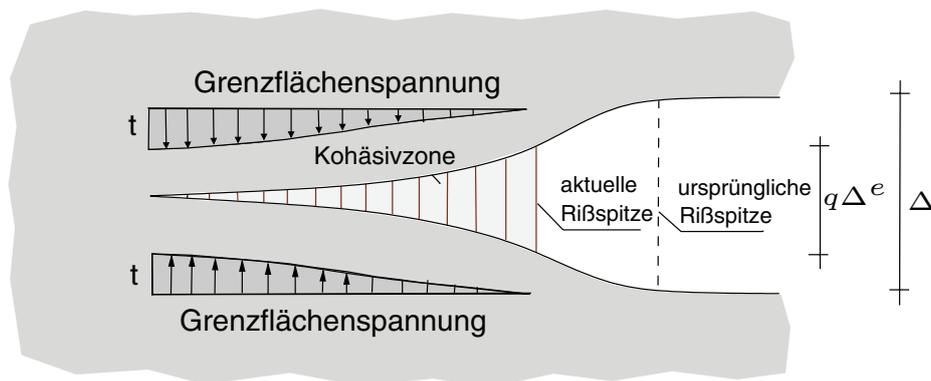


Bild 3: Kohäsivmodell nach Barenblatt

Zur Beschreibung der Entfestigung in der Grenzfläche sind in der Literatur eine Vielzahl unterschiedlicher Ansätze verfolgt worden. Im Folgenden werden zwei mögliche konstitutive Ansätze für den Zusammenhang zwischen der Separation der Fügepartner und den wirkenden Spannungen in der Grenzfläche näher erläutert. Die wesentlichen Unterscheidungsmerkmale der beiden Modelle liegen in der Definition des Spannungs-Separations-Verlaufs sowie in der Interaktion von Beanspruchungen normal und tangential zur Grenzfläche.

2.4 Trilineares Entfestigungsmodell nach Tvergaard/Hutchinson

Das Modell von Tvergaard/Hutchinson wurde entwickelt zur Beschreibung von duktilen Zwischenschichten in elastischen Festkörpern, siehe [8]. Die relativen Verschiebungen zwischen Ober- und Unterseite der Grenzfläche in normale bzw. tangentialer Richtung werden mit den Größen Δ_n und Δ_t beschrieben. Die Variablen Δ_n^c und Δ_t^c sind die kritischen Werte dieser Verschiebungskomponenten, die die maximal mögliche Separation in der Grenzfläche repräsentieren. Per Definition wird ein dimensionsloser Parameter λ eingeführt, der als Schädigungsparameter interpretiert werden kann und die Interaktion zwischen den Verschiebungen in normaler und tangentialer Richtung erfasst.

$$\lambda = \sqrt{\left(\frac{\langle \Delta_n \rangle}{\Delta_n^c}\right)^2 + \left(\frac{\Delta_t}{\Delta_t^c}\right)^2} \quad (6)$$

In Abhängigkeit des Parameters λ wird die maximal aufnehmbare Spannung in der Grenzfläche durch einen trilinearen Zusammenhang gemäß Bild 3 definiert.

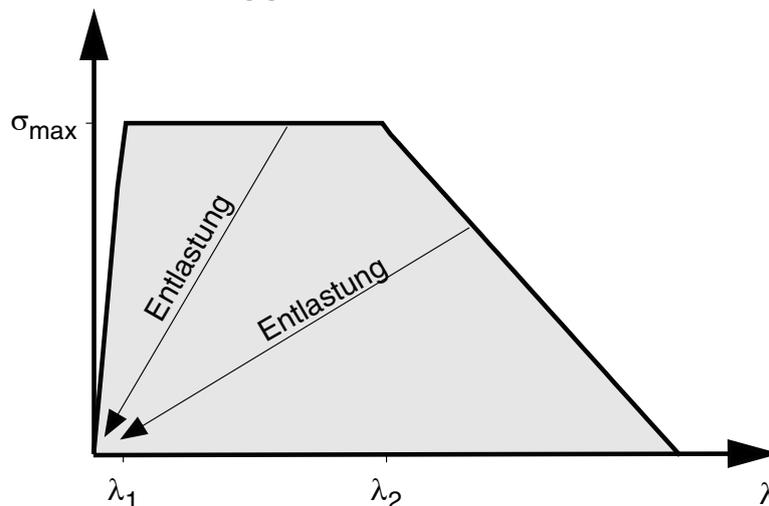


Bild 3: Spannungs-Separations-Beziehung in der Grenzfläche

Der Bereich $0 \leq \lambda \leq \lambda_1$ stellt den elastischen Bereich dar. Im Bereich $\lambda_1 \leq \lambda \leq \lambda_2$ nehmen die Verschiebungen zu ohne weitere Spannungen aufnehmen zu können. Bei vollständiger Entlastung geht der Verlauf in den Koordinatenursprung zurück, d.h. das Modell berücksichtigt keine bleibende Verschiebungen in der Grenzfläche. Bei Wiederbelastung verhält sich das Material linear elastisch

unter Berücksichtigung der Vorschädigung λ_{\max} . Für den Fall $\lambda \geq 1$ ist die Grenzfläche komplett geschädigt und die Grenzfläche kann keine Spannungen mehr übertragen.

In Abhängigkeit der Funktion $\sigma(\lambda)$ wird das Potential Φ eingeführt, aus dem sich die Spannungen ableiten lassen

$$\Phi(\delta_n, \delta_t) = \delta_n^c \int \sigma(\lambda') d\lambda' \quad (7)$$

Die Spannung in normaler und tangentialer Richtung in der Grenzfläche ergeben sich somit zu

$$t_n = \frac{\partial \Phi}{\partial \delta_n} = \frac{\sigma(\lambda_{\max})}{\lambda} \frac{\Delta_n}{\Delta_n^c}, \quad t_t = \frac{\partial \Phi}{\partial \delta_t} = \frac{\sigma(\lambda_{\max})}{\lambda} \frac{\Delta_t}{\Delta_t^c} \frac{\Delta_n^c}{\Delta_t^c} \quad (8)$$

Die Energiefreisetzungsrate repräsentiert die auf den Rissfortschritt bezogene freiwerdende Energie und kann für den definierten Spannungs-Separations-Verlauf bestimmt werden zu

$$G_c = \frac{1}{2} \sigma_{\max} \delta_n^c (1 - \lambda_1 + \lambda_2) \quad (9)$$

2.5 Bilineares Entfestigungsmodell für den Mixed-Mode

In diesem Ansatz wird ein linear elastisches mit einem ideal sprödem Verhalten kombiniert. Diese Annahme führt zu einem bilinearen Spannungs-Separations-Modell, das für den Modus I und Modus II in Bild 4 dargestellt ist. Das Integral über die Spannungs-Separations-Beziehung ist identisch mit der kritischen Energiefreisetzungsrate G_c . Beim bilinearen Spannungs-Separations-Modell ergibt sich für eine gegebene extremale Grenzflächenspannung t_n^{\max} der Separationsbeginn bei Δ_n^e - siehe Bild 4 - und die maximale Separation beim Wert $q_n \Delta_n^e$, wo die Grenzfläche vollständig versagt. Die Penetration im Modus I wird im Rahmen eines Strafverfahrens verhindert. Das Entfestigungsmodell im Modus III entspricht dem des Modus II.

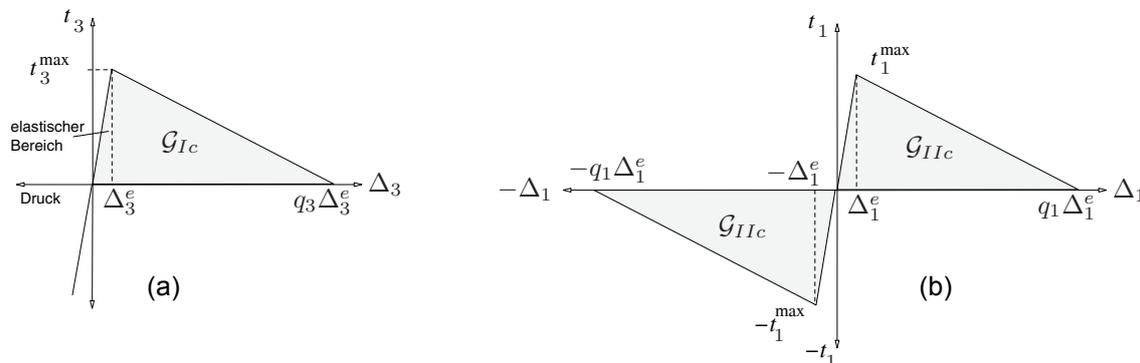


Bild 4: (a) Entfestigungsmodell im Modus I, (b) Entfestigungsmodell im Modus II

In vielen Belastungsfällen tritt Risswachstum nicht nur in einem Modus, sondern in mehreren Moden gleichzeitig auf. Eine Interaktion der Grenzflächenspannungen, die zur Rissinitiation führen, muss berücksichtigt werden. Dazu wird das quadratische Delaminationskriterium nach Brewer und Lagace [2] verwendet. Gesucht wird die Separation Δ_m^e bei dem die Entfestigung im Mixed-Mode Fall beginnt. Ausgegangen wird von einem quadratischen Spannungskriterium mit einer Grenzflächenvergleichspannung t_m im Fall der Mixed-Mode Belastung.

$$\sqrt{\left(\frac{t_1}{t_1^{\max}}\right)^2 + \left(\frac{t_2}{t_2^{\max}}\right)^2 + \left(\frac{t_3}{t_3^{\max}}\right)^2} = \frac{t_m}{t_m^{\max}} \quad (10)$$

Es wird angenommen, dass die elastischen Kennwerte D_{ii} in allen drei Richtungen identisch ist mit dem elastischen Kennwert D_m im Fall der Mixed-Mode Belastung. Mit dieser Annahme ergibt sich die Grenzflächenspannung im Bereich von $0 \leq \Delta_n \leq \Delta_n^e$ zu:

$$t_n = D_m \cdot \Delta_n, \quad t_m = D_m \cdot \Delta_m \quad (11)$$

und die maximale Grenzflächenspannung folgt aus:

$$t_n^{\max} = D_m \cdot \Delta_n^e, \quad t_m^{\max} = D_m \cdot \Delta_m^e \quad (12)$$

Die Separationen in tangentialer Richtung Δ_1 und Δ_2 wird zusammengefasst zu einer gemeinsamen Separation Δ_t und mit Hilfe der Variable α wird das Verhältnis zwischen tangentialer und normaler Separation beschrieben.

$$\Delta_t = \sqrt{\Delta_1^2 + \Delta_2^2}, \quad \alpha = \frac{\Delta_t}{\Delta_3} \quad (13)$$

Die Gl. (11) und (12) für die Grenzflächenspannungen werden in die Gl. (10) eingesetzt und mit dem Wert α ergibt sich die gesuchte Separation Δ_m^e bei dem Entfestigung beginnt zu:

$$\Delta_m^e = \Delta_3^e \cdot \Delta_t^e \sqrt{\frac{1 + \alpha^2}{(\Delta_t^e)^2 + \alpha^2 (\Delta_3^e)^2}} \quad (14)$$

Das Versagen und damit die vollständige Entfestigung der Grenzfläche, wird mit dem Energiekriterium von Whitcomb [9] ermittelt. Gesucht ist das Vielfache q_m der elastischen Separation Δ_m^e , bei dem die Grenzfläche unter einer Mixed-Mode Belastung vollständig versagt.

$$\left(\frac{G_I}{G_{Ic}} \right)^n + \left(\frac{G_{II}}{G_{IIc}} \right)^n + \left(\frac{G_{III}}{G_{IIIc}} \right)^n = \left(\frac{G_m}{G_{mc}} \right)^n \quad (15)$$

Es wird angenommen, dass die kritischen Energiefreisetzungsraten G_c im Modus II und III identisch sind. Sie wird weiterhin als kritische Energiefreisetzungsraten in tangentialer Richtung G_{Ic} bezeichnet. Die Energiefreisetzungsraten in tangentialer Richtung wird mit Hilfe der Separationen Δ_t berechnet. Die Energiefreisetzungsraten und die kritische Energiefreisetzungsraten im Mixed-Mode Fall wird mit G_m und G_{mc} bezeichnet. Die kritische Energiefreisetzungsraten G_{mc} im Mixed-Mode Fall lautet:

$$G_{mc} = \frac{1}{2} D_m (\Delta_m^e)^2 q_m \quad (16)$$

Wird die Gl. (15) nach der kritischen Energiefreisetzungsraten G_{mc} umgestellt, kann das Vielfache q_m der elastischen Separation das zum Versagen der Grenzfläche führt, wie folgt bestimmt werden:

$$q_m = \frac{2(1 + \alpha^2)}{D_m (\Delta_m^e)^2} \left(\left(\frac{1}{G_{Ic}} \right)^n + \left(\frac{\alpha^2}{G_{Ic}} \right)^n \right)^{\frac{1}{n}} \quad (17)$$

Das oben beschriebene Entfestigungsmodell im Mixed-Mode beruht auf Veröffentlichungen von Dávila und Camanho [3],[4].

3 Numerische Beispiele

Anhand der Simulation von zwei Bruchtests, die angelehnt sind an die interlaminaren Bruchtests von Faserverbundwerkstoffen, werden die maximal aufnehmbaren statischen Lasten sowie das Nachbruchverhalten für die vorgestellten Entfestigungsmodelle studiert.

Die betrachteten Proben simulieren näherungsweise das Verhalten von geklebten Stahlblechverbindungen. Für die Klebschicht wurde ein zähmodifizierter Klebstoff durch entsprechende Wahl der elastischen Parameter, der maximalen Grenzflächenspannungen und der Energiefreisetzungsraten angesetzt.

Für das Entfestigungsmodell nach Tvergaard/Hutchinson werden die Ergebnisse für einen bilinearen Ansatz ($\lambda_1 = \lambda_2$) als auch für einen trilinearen Ansatz ($\lambda_1 \neq \lambda_2$) bei gleicher Energiefreisetzungsraten berechnet. Demgegenüber werden die Ergebnisse mit dem Mixed-Mode

Modell nach Camanho/Dávila gestellt, das im Gegensatz zum Ansatz nach Tvergaard/Hutchinson unterscheidet zwischen den Energiefreisetzungsraten im Modus I und Modus II.

3.1 DCB-Probe

Der Double-Cantilever-Beam-Probe ist ein Schälzugversuch bei dem eine Beanspruchung ausschließlich im Mode I auftritt - siehe Bild 5. Die beiden Stahlbleche sind flächig verklebt, wobei ein Bereich an einen Ende der Probe ausgespart werden kann. Dadurch ergibt sich eine anfängliche Anrisslänge a_0 , die das Antwortverhalten der Probe maßgeblich bestimmt.

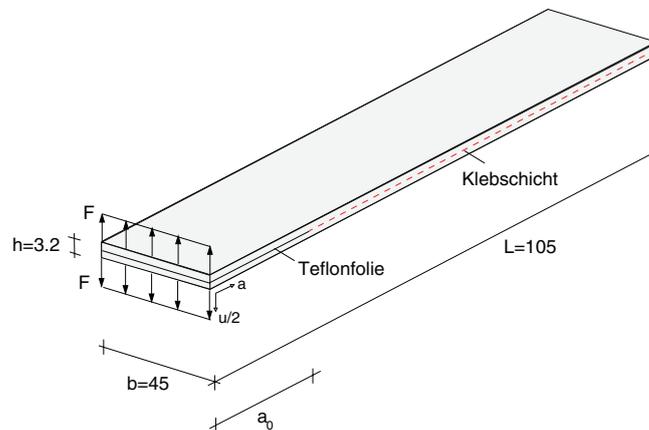


Bild 5: Geometrie der DCB-Probe

In Bild 6 ist die Lastverschiebungskurve der DCB-Probe für die drei Entfestigungsmodelle bei einer Anrisslänge von 45 mm dargestellt. Es zeigt sich, dass im Fall einer reinen Zugbeanspruchung in der Grenzfläche die Ergebnisse des Modells nach Camanho/Dávila nahezu identisch sind mit dem Tvergaard/Hutchinson-Modell bei einem bilinearen Verlauf der Spannungs-Separations-Beziehung. Bei einem trilinearen Verlauf, der die Duktilität der Klebschicht berücksichtigen soll, zeigt sich nur eine geringfügige Erhöhung der maximalen Last.

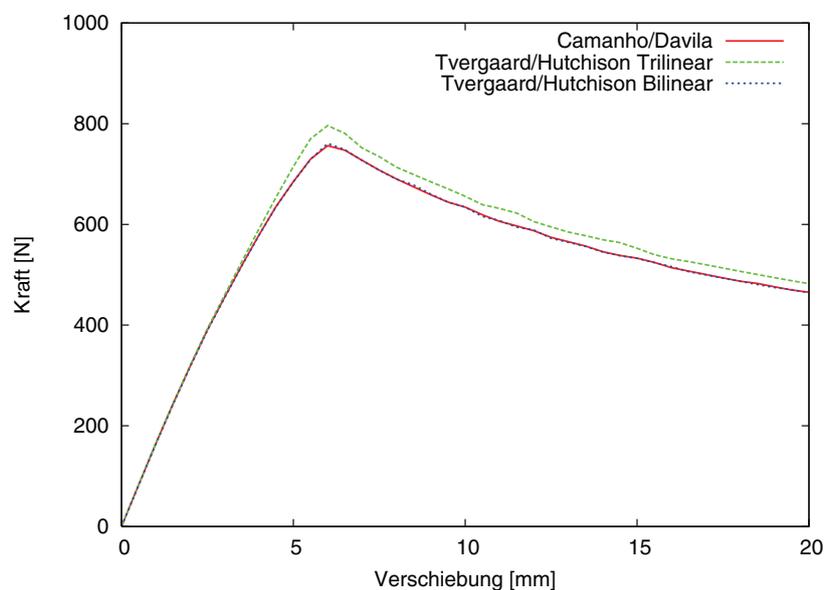


Bild 6: Lastverschiebungskurve für verschiedene Entfestigungsmodelle (Anrisslänge $a=45$ mm)

Bild 7 zeigt, dass durch Variation der anfänglichen Anrisslänge die maximale Last stark beeinflusst wird und dass im Nachbruchverhalten die anfängliche Anrisslänge kaum Einfluss nimmt auf die Resttragfähigkeit der Struktur.

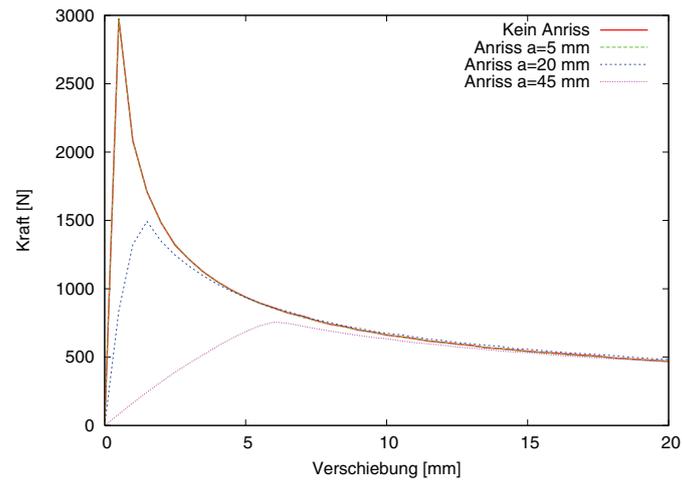


Bild 7: Lastverschiebungskurve für verschiedene Anrisslängen

3.2 FRMM-Probe

Bei der Fixed Ratio Mixed-Mode (FRMM)-Probe wird die Klebschicht sowohl durch Spannungen in normaler als auch in tangentialer Richtung beansprucht. Die Struktur besteht aus Blechen, die nur teilweise verklebt sind. Die Probe wird an der verklebten Seite eingespannt. Am anderen Ende der Probe wird die Last nur an dem oberen Stahlblech verschiebungsgesteuert eingeleitet - siehe Bild 8.

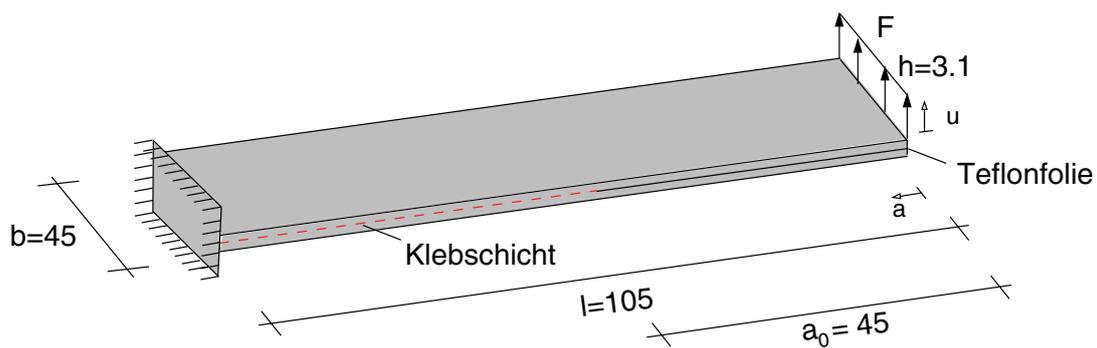


Bild 8: Geometrie der FRMM-Probe

In Bild 9 sind die Lastverschiebungskurven für die unterschiedlichen Grenzflächenmodelle dargestellt. Für den Fall einer kombinierten Zug-Schub-Beanspruchung in der Grenzfläche zeigt sich deutlich, dass sich die Ergebnisse der beiden Ansätze stark unterscheiden. Der Vergleich der numerischen Ergebnisse nach Camanho/Dávila mit experimentellen Ergebnissen an Faserverbundwerkstoffen hat gezeigt, dass die experimentell ermittelten Bruchlasten größer sind als die Berechnungsergebnisse, dennoch lässt sich eine gute Voraussagefähigkeit des FE-Modells erkennen, siehe Fiolka/Matzenmiller [5].

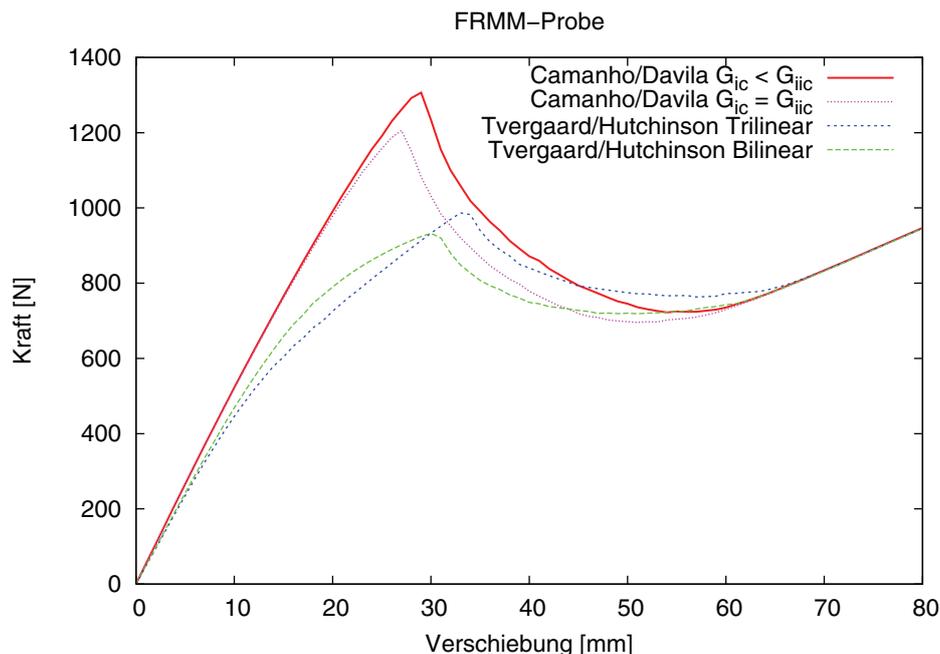


Bild 9: Lastverschiebungskurve für verschiedene Entfestigungsmodelle

In Bild 10 sind die Grenzflächenspannungen in Abhängigkeit der Verschiebungsrandbedingung für die ersten fünf Grenzflächenelemente ausgehend von der anfänglichen Anrisspitze dargestellt. Die Verläufe zeigen, dass gleichzeitig sowohl Spannungen in normaler als auch tangentialer Richtung in der Grenzfläche entstehen und es zu einer Interaktion der beiden Spannungskomponenten kommt. An dem Verlauf der normalen Grenzflächenspannung ist zudem zu erkennen, dass ab dem 3. Element die Grenzflächenelemente zunächst auf Druck beansprucht werden, bevor sie auf Zug beansprucht werden und schließlich versagen.

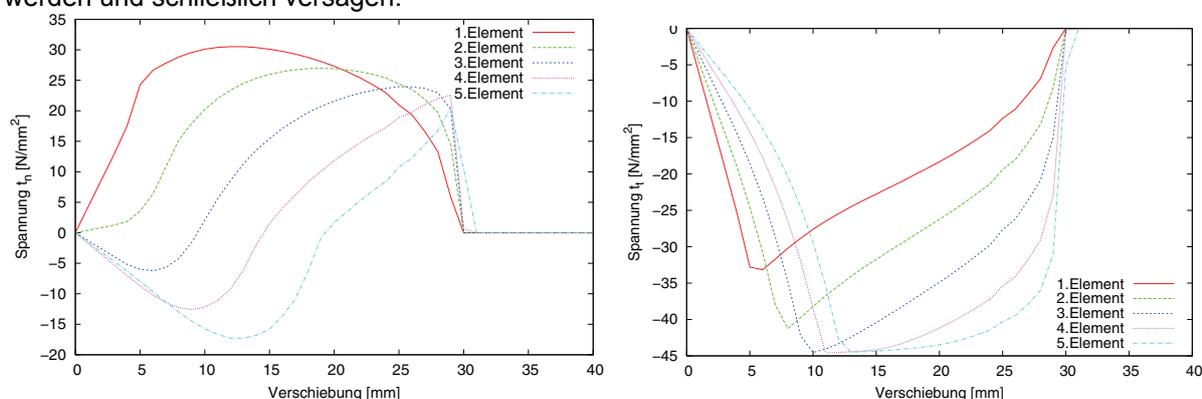


Bild 10: Grenzflächenspannung (a) t_n und (b) t_t in den ersten fünf Grenzflächenelementen

4 Zusammenfassung

In diesem Beitrag wird ein Ansatz zur Beschreibung von Entfestigungsprozessen in Klebschichten vorgestellt. Die Modellierung erfolgt mit Hilfe von Grenzflächenelementen, wobei vom Modell einer Kohäsivzone an der Risspitze ausgegangen wird. Der Beginn der Entfestigung basiert auf einem Spanningskriterium für die Grenzflächenspannungen. Als konstitutive Annahme werden zwei Spannungs-Separations-Modelle zu Grunde gelegt, die sich unterscheiden in den Versagenskriterien und den Interaktionsansatz für kombinierte Zug-Schub-Beanspruchungen in der Grenzfläche. Anhand der Simulation von Bruchtests werden die Ergebnisse der beiden Ansätze diskutiert.

5 Danksagung

Dieser Beitrag ist Teil des Forschungsvorhaben „Methodenentwicklung zur Berechnung von höherfesten Stahlklebverbindungen des Fahrzeugbaus unter Crashbelastung (Projekt P676)“, welches ein Gemeinschaftsprojekt folgender Forschungsgruppen ist:

- Institut für Werkstofftechnik (IfW), Universität Kassel
- Institut für Mechanik (IfM), Universität Kassel
- Laboratorium für Werkstoff- und Fügetechnik (LWF), Universität Paderborn
- IFS - Institut für Füge- und Schweißtechnik, TU Braunschweig
- Fraunhofer Institut für Fertigungstechnik und angewandte Materialforschung (IFAM), Bremen
- Fraunhofer Institut Werkstoffmechanik (IWM) Freiburg
- Fraunhofer Institut für Kurzezeitdynamik (EMI) Freiburg

Das Projekt wird durch die Stiftung Stahlanwendungsforschung, Essen sowie verschiedenen Firmen aus der Automobilbranche, der Stahl- und Klebstoffindustrie finanziell gefördert und von der Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V., fachlich begleitet.

Für weitere Informationen: <http://www.stahl-online.de/stahlforschung/>

6 Literatur

- [1] Barenblatt, G.: Mathematical theory of equilibrium cracks. *Advances in Applied Mechanics*, 7:56--129, 1962.
- [2] Brewer, J.C. und Lagace P.A.: Quadratic Stress Criterion for Initiation of Delamination. *J. Comp. Mat.*, 22:1141--1155, 1988.
- [3] Davila, C.G., P.P.Camanho: Analysis of the Effects of Residual Strains and Defects on Skin/Stiffender Debonding using Decohesion Elements., NASA Langley Research Center.
- [4] Davila, C.G., P.P.Camanho: Decohesion Elements using Two and Three-Parameter Mixed-Mode Criteria. American Helicopter Society Conference, Williamsburg, VA, October 29. - November 1., 2001.
- [5] Fiolka, M. ; Matzenmiller, A.: Berechnung fortschreitender Risse in Laminaten, Bericht des Instituts für Mechanik, Fachgebiet Numerische Methoden der Mechanik, Universität Kassel, September 2005, <http://www.ifm.maschinenbau.uni-kassel.de>
- [6] Goncalves, J.P.M., M.F.S.F. de Moura u.a.: Interface element including point-to-surface constraints for three-dimensional problems with damage propagation. *Engineering Computations*, 17:28--47, 2000.
- [7] Goyal, V.K., E. R.Johnson, C.G. Dávila: Irreversible constitutive law for modeling the delamination process using interfacial surface discontinuities. *Computers & Structures*, 65:289-305, 2004.
- [8] Tvergaard, V., Hutchinson, J.W.: Toughness of an interface along a thin ductile layer joining elastic solids. *Phil. Mag. A*, 70 (4), 641-656.
- [9] Whitcomb, J.D.: Parametric Analytical Study of Instability-related Delamination Growth. *Comp. Science Tech.*, 25:19--48, 1986.