

Delaminationsfortschritt in Faserverbundschalen

M. Fiolka und A. Matzenmiller,

Universität Kassel, Fachbereich Maschinenbau, Institut für Mechanik, Mönchebergstr. 7, 34109 Kassel

1 Einleitung

Geschichtete unidirektional verstärkte Faserverbundstrukturen haben aufgrund ihrer Anpassungsfähigkeit an den Kraftverlauf im Bauteil eine weite Verbreitung in der Technik gefunden. Die Ablösung der Schichten voneinander ist eine der gefährlichsten Versagensarten [1], da sie zum globalen Kollaps der Struktur führen kann. Dieser Vorgang wird als Delamination bezeichnet. Ziel dieses Beitrags ist es, statische, interlaminare Bruchtests, die zur Ermittlung der Bruchzähigkeit und des Rissfortschrittes dienen, numerisch mit der Methode der finiten Elemente zu simulieren.

2 Numerische Simulation von Faserverbundstrukturen

Die Simulation von Faserverbundstrukturen kann von verschiedenen Modellierungsebenen aus gesehen. Zu einem von der Laminebene aus, bei der aus Mittelung der Materialeigenschaften der unidirektionalen Schichten ein Verbundquerschnitt erzeugt wird, was die Berücksichtigung transversaler Spannungen und interlaminarer Prozesse in der Grenzschicht unmöglich macht. Hingegen erlaubt die Betrachtung auf der Einzelschichtebene eine detaillierte Analyse der Struktur. Dabei wird jede unidirektionale Faserschicht durch mindestens eine Lage von Schalenelementen abgebildet. Die interlaminaren Versagensprozesse werden, mit Hilfe von Grenzflächenelementen für die Abbildung des Verbundes erfasst.

2.1 Volumetrische Schalenelemente

Die Simulation auf der Ebene der unidirektionalen Einzelschichten verlangt nach einem finiten Schalenelement, das keine Versteifungseffekte bei der Berechnung dünnwandiger Strukturen zeigt. Das dreidimensionale Werkstoffmodell der transversalen Isotropie muss vollständig verwendbar sein. Damit der Berechnungsaufwand aufgrund der gewählten Diskretisierung vom Umfang akzeptabel bleibt, muss das Schalenelement numerisch effizient formuliert sein. Das Konzept der volumetrischen Schalenelemente [2,3,4] bietet sich an, da Volumenelemente eine dreidimensionale Diskretisierung erlauben und andererseits die niedrigen, trilinearen Ansatzfunktionen eine hohe numerische Effizienz gewährleisten.

2.1.1 Maßnahmen gegen Versteifungen

Aufgrund der Dünnwandigkeit der flächenhaften Strukturen und der niedrigen Ansatzfunktionen neigen die volumetrischen Schalenelemente zu einem rechnerisch zu steifen Elementverhalten. Um diese Effekte zu verhindern, müssen spezielle Maßnahmen getroffen werden.

Durch einen „Assumed Strain“ Ansatz [5] wird die exzessive Querschubversteifung verhindert. Die Dickenversteifung, die sich durch künstliche Dickenspannung bei reiner Biegung äußert, wird durch einen ähnlichen „Assumed Strain“ Ansatz beseitigt – siehe [6]. Die lineare Dickendehnung, die zur

Beseitigung des Querdehndefekts im Fall der Biegung erforderlich ist, wird durch die „Enhanced Assumed Strain“ Methode gemäß [7] ergänzt. Die Erweiterung der Dickenverzerrung um drei Parameter [8] ermöglicht dem Element, den „Biegepatchtest“ nach MacNeal [9] zu erfüllen. Diese Anforderung ist anstrebenswert, da der „Patchtest“ ein Qualitätsmerkmal für ein finites Element ist. Er garantiert die Möglichkeit von Starrkörperbewegungen der Struktur und sichert die Konvergenz, der FE-Näherungslösung gegen die wahre Lösung ab.

2.1.2 Multidirektortheorie

Die Verläufe der Dicken- und Querschubspannung aus vertikaler Auflast können von der volumetrischen Schale nur konstant erfasst werden. Abhilfe schafft hier eine externe Multidirektor-Multilayerkinematik [10], wobei ein stückweise linearer Verlauf der materiellen Linien in Dickenrichtung angenommen wird. Die Multidirektortheorie ist in der Lage, nicht nur geschichtete Strukturen ohne Mittelung der Materialeigenschaften zu beschreiben, sondern nähert jeden transversalen Spannungsverlauf beliebig genau an. Diese Eigenschaft ist von besonderer Bedeutung zur Beschreibung des Delaminationsfortschritts, da die interlaminare Rißbildung durch hohe transversale Spannungen begünstigt oder gar ausgelöst wird.

2.2 Grenzflächenelemente

Die Beschreibung der Delamination in der Prozessschicht erfolgt mit der Hilfe von Grenzflächenelementen, wobei vom Modell einer Kohäsivzone an der Rissspitze ausgegangen wird. Die Delaminationsinitiierung basiert auf einem Spannungskriterium für die Grenzflächenspannung. Die Schädigung und damit das Versagen der Grenzfläche hängt von der dissipierten Energie ab. Der Delaminationsfortschritt soll mit FE-Netzen ohne sukzessive Adaption beschrieben werden. Grenzflächenelemente neigen nicht zu Versteifungseffekten, wie etwa Volumenelemente und können deswegen auch bei sehr dünnen Prozessschichten zum Einsatz kommen. Als konstitutive Annahme liegt ihnen ein Spannungs-Separations-Modell zu Grunde, wodurch das Versagen der Grenzfläche über die Energiefreisetzungsrates G als dominierender Materialparameter bestimmt wird. Auf diesem Weg wird zusätzlich die Penetration der Schichten verhindert.

2.2.1 Virtuelle Arbeit von Körpern mit Grenzfläche

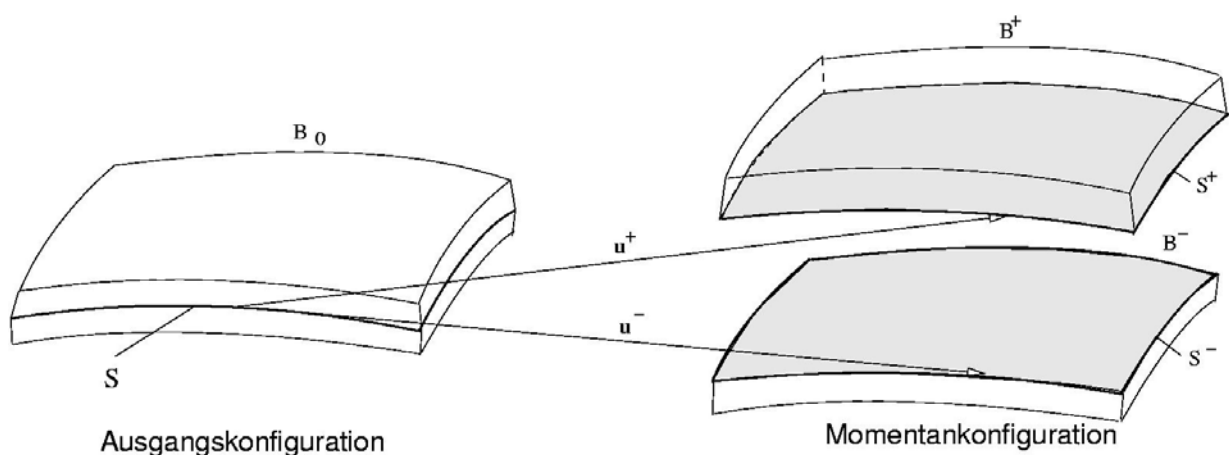


Bild 1: Körper B mit Grenzfläche S in der Ausgangs- und Momentankonfiguration

Die virtuelle Arbeit eines Körpers B mit Grenzfläche S in Abbildung 1, ergibt sich aus der Addition der virtuellen Arbeiten für zwei kontinuierliche Teilkörper B^- und B^+ . Eine anschließende Gleichgewichtsbetrachtung führt zu Gl. (1):

$$\int_{B_0} \rho \mathbf{k} \cdot \delta \mathbf{u} dV + \int_{\partial B_0} \mathbf{t}_0 \cdot \delta \mathbf{u} dA = \int_{B_0} \tilde{\mathbf{T}} \cdot \delta \mathbf{E} dV + \int_S \mathbf{t} \cdot \delta \mathbf{\Lambda} dS, \quad \text{Gl. (1)}$$

wobei der Verschiebungssprung $\mathbf{\Lambda}$ zwischen den Teilkörpern in einem lokalen, orthonormalen Koordinatensystem beschrieben wird und der Vektor \mathbf{t} die Spannung bezeichnet, die in der Grenzfläche wirkt. In einer materiellen Darstellung ist $\tilde{\mathbf{T}}$ der zweite Piola-Kirchhoff Spannungstensor, der Vektor \mathbf{k} beschreibt die Volumenkräfte und \mathbf{t}_0 bezeichnet den Oberflächenspannungsvektor.

2.2.2 Finites Grenzflächenelement

Der Operator \mathbf{B} transformiert zwischen dem Verschiebungssprung $\mathbf{\Lambda}$ und den Verschiebungen [11] des oberen \mathbf{u}^+ und unteren \mathbf{u}^- Teilkörpers.

$$\delta \mathbf{\Lambda} = \mathbf{B} \begin{bmatrix} \delta \mathbf{u}^+ \\ \delta \mathbf{u}^- \end{bmatrix} \quad \text{mit} \quad \mathbf{B} = [\mathbf{A}^T \mathbf{N} \quad -\mathbf{A}^T \mathbf{N}] \quad \text{Gl. (2)}$$

\mathbf{A} markiert eine orthogonale Transformationsmatrix zwischen dem lokalen Koordinatensystem in der Grenzfläche und dem globalen Koordinatensystem der Strukturberechnung. Die inneren Kräfte gemäß Gl. (3) der Grenzfläche S ergeben sich mit den bilinearen Formfunktionen \mathbf{N} im isoparametrischen Einheitsraum aus dem zweiten Summanden der rechten Seite von Gl. (1) zu:

$$\mathbf{f}^{\text{int}} = \int_{-1}^{+1} \int_{-1}^{+1} \mathbf{B}^T \mathbf{t} \det \mathbf{J} d\xi d\eta \quad \text{Gl. (3)}$$

Für die Grenzfläche wird zunächst ein Werkstoffmodell der linearen Elastizität eingeführt.

$$\mathbf{t} = \mathbf{C} \mathbf{\Lambda} = \frac{\partial \mathbf{t}}{\partial \mathbf{\Lambda}} \mathbf{\Lambda} \quad \text{Gl. (4)}$$

Die 3x3-Matrix \mathbf{C} des Grenzflächenmodells ist nur auf der Hauptdiagonalen mit den Elastizitätskennwerten der Grenzfläche in den drei möglichen Translationsrichtungen besetzt. Die inneren Kräfte gemäß Gl. (3) werden in eine Taylorreihe entwickelt. Unter Ausnutzung des Werkstoffmodells von Gl. (4) ergibt sich die Steifigkeitsmatrix \mathbf{K} gemäß Gl. (5).

$$\mathbf{K} = \int_{-1}^{+1} \int_{-1}^{+1} \mathbf{B}^T \mathbf{C} \mathbf{B} \det \mathbf{J} d\xi d\eta \quad \text{Gl. (5)}$$

2.2.3 Kohäsivzonenmodell

Die drei Elastizitätskennwerte der konstitutiven Matrix \mathbf{C} in Gl. (4) stehen über ein Bruchmodell in Beziehung mit den drei bekannten Bruchmodi der Bruchmechanik. Der Modus I besitzt die größte

Bedeutung für den Delaminationsprozess. Deswegen werden die weiteren Betrachtungen auf diese Versagensform beschränkt. Ferner werden nur ideal spröde Materialien mit Schädigung betrachtet, womit sowohl viskose wie auch plastische Eigenschaften ausgeschlossen werden. Von Barenblatt [12] ist ein Bruchmodell entwickelt worden, wo Kohäsivkräfte zwischen den Rissoberflächen wirken - siehe Bild 2a. Bei diesem Bruchmodell wird die Spannungssingularität, die bei der elastischen Bruchmechanik im spitzen Kerbgrund auftritt, umgangen. Eine plastische Fließzone, wie sie beim Modell nach Dugdale angenommen wird, ist nicht notwendig.

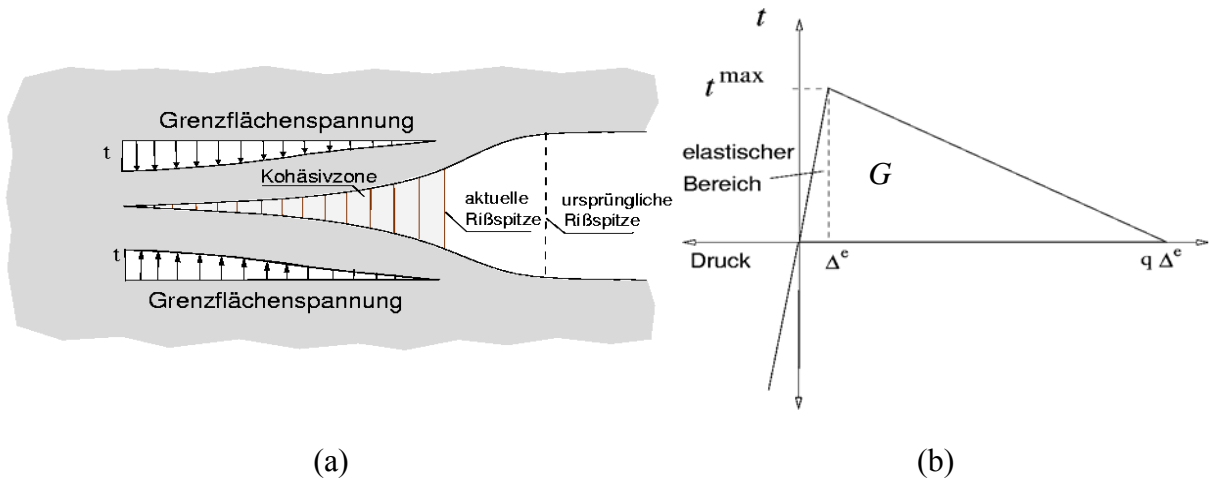


Bild 2: Kohäsivzonenmodell nach Barenblatt (a), bilineares Delaminationsmodell im Modus I (b)

Der Verlauf der Kohäsivkräfte innerhalb der Kohäsivzone ist nicht bekannt. Hierfür sind im Schrifttum unterschiedliche Annahmen getroffen worden. Needleman [13] nimmt einen kubischen Verlauf an und wendet das Kohäsivzonenmodell auf Metalle an. In diesem Beitrag wird ein ideal elastisches - ideal sprödes Verhalten miteinander kombiniert. Diese Annahme führt zu einem bilinearen Spannungs-Separations-Modell – siehe Bild 2b. Das Integral über die Spannungs-Separations-Beziehung ist identisch mit der Energiefreisetzungsrate G .

$$\int_0^{q \Delta^e} t \, d\Delta = G \quad \xrightarrow{\text{bilinear}} \quad \frac{1}{2} t^{\max} q \Delta^e = G \quad \text{Gl. (6)}$$

Beim bilinearen Spannungs-Separations-Modell nach Gl. (6) ergibt sich für eine gegebene maximale Grenzflächenspannung t^{\max} die Separation Δ^e wo die Schädigung beginnt und die maximale Separation $q \Delta^e$ wo die Grenzfläche vollständig versagt hat.

3 Numerische Simulation einer DCB Probe

Einer der weit verbreiteten interlaminaren Bruchtests im Modus I ist der „Double Cantilever Beam“-Test (DCB). Die Probe wurde experimentell von Aliyu und Daniel [14] untersucht. Eine analytische Näherungslösung auf der Grundlage von Balkenmodellen kann aus Chen und Crisfield in [15] entnommen werden. Die DCB-Probe ist statisch und verschiebungsgesteuert berechnet worden. Das FE-Netz besteht aus 290 volumetrischen Schalenelementen und 140 Grenzflächenelementen. Die Breite der Probe wird mit einem Element abgebildet.

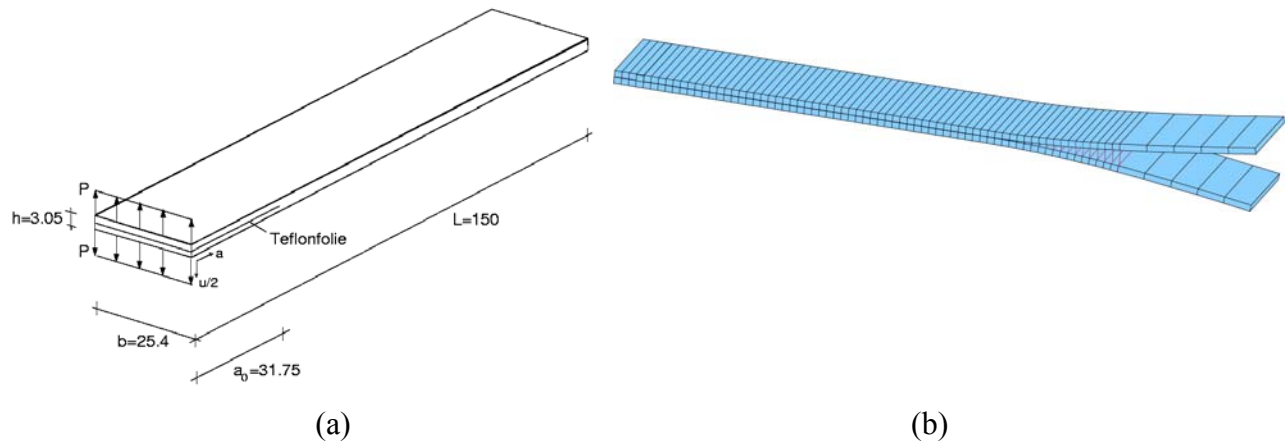


Bild 3: Skizze der DCB Probe (a), FE-Modell der teildelaminierten DCB-Probe (b)

Folgende Materialdaten werden für die Grenzfläche verwendet:

$$G = 0.222 \frac{N}{mm}, \quad t = 51.7 \frac{N}{mm^2}, \quad q = 3, \quad \Delta^e = 2.86267 \cdot 10^{-3}$$

Materialdaten der transversal isotropen Schale:

$$E_{11} = 138000 \frac{N}{mm^2}, \quad E_{22} = 8960 \frac{N}{mm^2}, \quad G_{12} = 7100 \frac{N}{mm^2}, \quad G_{23} = 3446 \frac{N}{mm^2}, \quad \nu = 0.3$$

Die Ergebnisse der Simulation liefern eine sehr gute Übereinstimmung sowohl mit den experimentellen Werten wie auch mit der analytischen Lösung in Abbildung 4, wo die äußere Kraft F über die Verschiebung u am Kraftangriffspunkt aufgetragen ist.

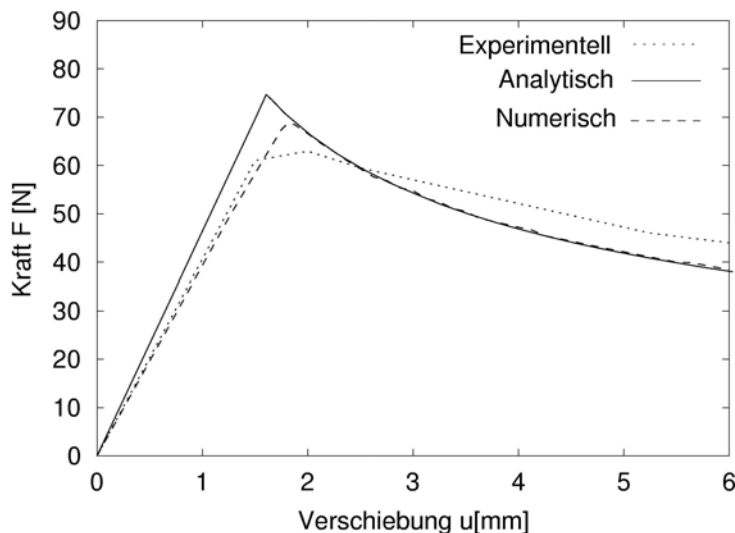


Bild 4: Lastverschiebungskurve der DCB-Probe

Es hat sich gezeigt, dass die Abmessung der Grenzflächenelemente in Längsrichtung einen großen Einfluss auf den maximalen Wert der Lastverschiebungskurve hat, wie das Diagramm der maximal berechneten Kraft F in Abhängigkeit der Elementlänge gemäß Bild 5 zeigt. Mit zunehmender Elementanzahl n nimmt das Maximum der äußeren Kraft ab. Eine zu geringe Diskretisierungsdichte der Probe in Längsrichtung führt außerdem zu einer „rauen“ Lastverschiebungskurve.

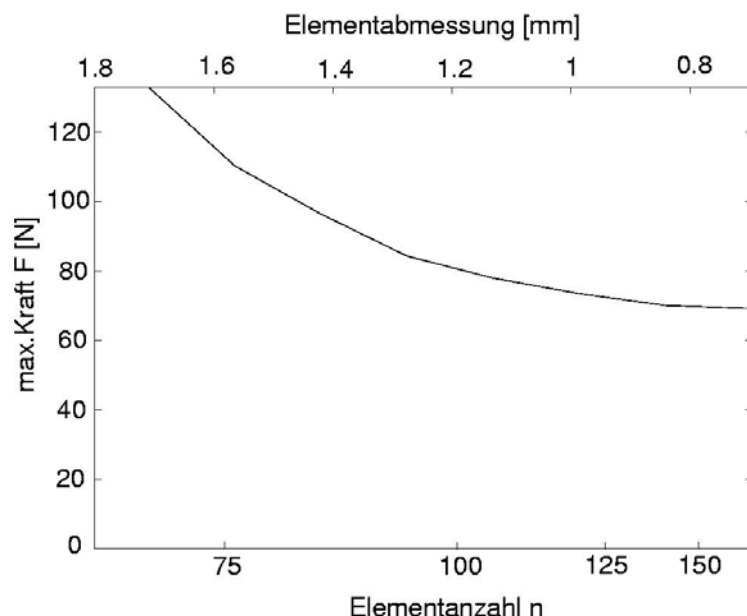


Bild 5: Maximale Last in Abhängigkeit sowohl von der Anzahl der Grenzflächenelemente als auch der zugehörigen Elementabmessung in Längsrichtung

4 Zusammenfassung und Ausblick

Die Modellierung von Faserverbundstrukturen auf der Einzelschichtebene durch volumetrische Schalen- und Grenzflächenelemente kann zur Simulation von interlaminaren Bruchtests erfolgreich genutzt werden. Die Berechnung von Delaminationsvorgängen ist am Beispiel der DCB-Probe im Modus I gezeigt worden. Im nächsten Schritt soll das Delaminationsmodell für weitere Bruchmodi ergänzt werden. Anschließend soll ein Materialmodell, das ein Spannungskriterium und ein Energiekriterium für kombinierte Beanspruchungen in unterschiedlichen Bruchmodi (Mixed Mode) enthält, in die FEM-Berechnung miteinbezogen werden.

5 Literatur

-
- [1] O. O. Ochoa, J. N. Reddy in *Finite Element Analysis of Composite Laminates*, **1992**, p. 113
 - [2] H. Schoop, *Ingenieur-Archiv*, **1986**, 56, 427-437
 - [3] M. Braun, M. Bischoff, E. Ramm, *Comp. Mech.*, **1994**, 37, 2551-2568
 - [4] S. Klinkel, F. Gruttmann, F. Wagner, *Computers & Structures*, **1999**, 71, 43-62
 - [5] K. J. Bathe, E. Dvorkin, *Int. J. Num. Meth. Eng.*, **1985**, 21, 367-383
 - [6] H. Verhoeven, *Dissertation*, TU Berlin, **1992**, p. 30
 - [7] J. C. Simo, F. Armero, *Int. J. Num. Meth. Eng.*, **1992**, 33, 1413-1449
 - [8] M. Fiolka, A. Matzenmiller, *Proc. Appl. Math. Mech.*, **2004**, 4, 310-311
 - [9] R. MacNeal, R. Harder, *Finite Elements in Analysis and Design*, **1985**, 3-20
 - [10] W. B. Krätzig, D. Jun, *Computers and Structures*, **2002**, 719-734
 - [11] V. K. Goyal, E. R. Johnson, C. G. Davila, *Composite Structures*, **2004**, 289-305
 - [12] G. Barenblatt, *Advances in Applied Mechanics*, **1962**, 7, 56-129
 - [13] A. Needleman, *Journal of Applied Mechanics*, **1987**, 54, 525-531
 - [14] A. Aliyu, I. Daniel in *Delamination and Debonding of Materials*, **1985**, STP 876, p. 336-348
 - [15] J. Chen, M. Crisfield, *Mechanics of Composite Materials and Structures*, **1999**, 6, 301-317